

АКАДЕМИЯ НАУК РЕСПУБЛИКИ МОЛДОВА
ИНСТИТУТ ПРИКЛАДНОЙ ФИЗИКИ
БЕЛЬЦКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ УНИВЕРСИТЕТ «АЛЕКУ РУССО»
МОЛДАВСКОЕ ОТДЕЛЕНИЕ МЕЖДУНАРОДНОЙ
ИНЖЕНЕРНОЙ АКАДЕМИИ

И.И. Сафронов, П.А. Топала, А.С. Горбунов

**ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННЫЕ ПРОЦЕССЫ
НА ЭЛЕКТРОДАХ
И МИКРОСТРУКТУРНО-ФАЗОВЫЙ
СОСТАВ ЛЕГИРОВАННОГО СЛОЯ**

Под редакцией академика АН Беларуси,
профессора, доктора технических наук
Н.Н. Дорошкина

Chişinău,
TEHNICA INFO, 2009

Книга посвящена анализу процессов массопереноса и закономерностей формирования упрочненного слоя в специфических условиях электроискрового легирования металлических поверхностей — современного метода упрочнения деталей машин и аппаратов. Особое внимание уделено легированию тугоплавкими материалами: переходными металлами, карбидами, боридами, нитридами и материалами на их основе, а также взаимосвязи между процессами переноса и электротехнологическими показателями электроискрового легирования. Рассматриваются основы расчета энергетических и конструкторских особенностей генераторов эродирующих импульсов, синхронизация вибратора с генератором импульсов, автоматические регуляторы и другие средства автоматизации электроискрового легирования, определяется место данного способа среди других разновидностей обработки и показаны перспективы его развития.

В основу монографии положены материалы научно-исследовательских работ, проведенных авторами и коллективами, в которых они работают, а также опыт внедрения электроискрового способа легирования в промышленность.

Монография адресована научным работникам, инженерам и технологам, специализирующимся в области электроискровой обработки металлов, а также аспирантам и студентам старших курсов соответствующих специальностей.

© Safronov I.I.
Topala P.A.
Gorbunov A.S., 2009

ПРЕДИСЛОВИЕ

Проблема электроискровой эрозии электродных материалов при электроискровом легировании нашла отражение во многих различных дисциплинах — физике твердого тела, физике магнитных явлений, физике плазмы, электрохимии, металловедении, механике, статистической теории и т.д. Развитие ее на стыке нескольких научных направлений связано еще и с тем, что проблема электроискровой эрозии электродных материалов и формирование поверхностного слоя на ее физических явлениях включает в себя микроскопические и макроскопические аспекты в так называемом нелинейном виде. Кроме того, эрозия электродных материалов сопровождается образованием упрочненного слоя за короткий промежуток времени. Формирование же микроструктуры с заданными свойствами должно осуществляться в соответствии с кинетикой внутренних процессов. Для достижения той или иной степени завершенности этих процессов требуется определенное физически обусловленное время. Следовательно, протекание эрозии электродных материалов и формирование качественного металла поверхностного слоя зависят от степени согласования установленных режимов обработки с кинетикой внутренних процессов, происходящих в сплавах. Из этих представлений можно наметить пути для достижения такого согласования.

Сделана попытка установить синтезированный общий подход к электрической эрозии электродных материалов, переносу и формированию поверхностного слоя с заданными физико-химическими и механическими свойствами при электроискровом легировании на основе изучения данной проблемы с трех точек зрения:

- связи между микроскопическими и макроскопическими явлениями;
- сходства и различия между разными электродными материалами, такими, как тугоплавкие металлы и их карбиды, дибориды, нитриды в отношении явления эрозии и связанных с ней проблем;
- корреляция для тугоплавких соединений между некоторыми их физико-химическими константами, термическими напряжениями на электрическую эрозию и качество поверхностного слоя.

Первая попытка подобного подхода к проблеме формирования поверхностного слоя при электроискровом легировании была выполнена в монографии И.И. Сафронова «Основы рационального легирования сплавов», опубликованной в Кишинэу в 1991 году. Настоящая книга включает исследования, проведенные авторами после издания первой книги, поэтому рекомендуется при ее изучении использовать материалы и первой книги.

Авторы

ВВЕДЕНИЕ

Успешное решение одной из основных задач машиностроения — повышение производительности, надежности, точности и долговечности машин, приборов и оборудования — тесно связано с проблемой износостойкости поверхностного объема материала соприкасающихся подвижных сопряжений.

Как показал статистический анализ, главной причиной выхода из строя машин является не их поломка, а износ подвижных сопряжений и рабочих органов под влиянием сил трения. В большинстве случаев достаточно упрочнить поверхностные слои материалами, стойкими в неблагоприятных условиях, возникающих при работе машин.

В настоящее время благодаря успехам материаловедения техника располагает многочисленными сплавами, стойкими к действию высоких температур, абразивных и агрессивных сред. Приоритетная роль принадлежит тугоплавким, коррозионностойким, жаростойким соединениям и сплавам, на создание и использование которых направлены усилия многочисленных научных, технологических и конструкторских организаций.

Однако получение деталей из этих материалов часто затруднительно или даже невозможно по технологическим, а во многих случаях и по экономическим соображениям. В связи с этим целесообразно нанесение покрытий из этих материалов на рабочие быстроизнашивающиеся поверхности деталей машин, изготовленных из более дешевых конструкционных материалов. Заслуживает особого внимания электроискровой способ нанесения стойких покрытий, так как он открыл уникальные физико-химические и технологические возможности в области обработки материалов и их сплавов.

Данному методу присуща совокупность следующих свойств:

- возможность локального нанесения покрытий из любых токопроводящих материалов,
- значительное повышение износостойкости, твердости с целью увеличения их долговечности и замены специальных сталей менее дефицитными или более дешевыми,
- изменение электрических свойств токопроводящих поверхностей, уменьшение переходного сопротивления электрических контактов,
- увеличение шероховатости металлических поверхностей,
- формирование промежуточных слоев, обеспечивающих процесс пайки,
- повышение жаростойкости и коррозионной стойкости металлических поверхностей,
- восстановление размеров изношенных деталей при ремонте,
- нанесение радиоактивных изотопов на определенные места металлических поверхностей,
- получение омических и выпрямляющих контактов на полупроводниках,
- осуществление художественно-декоративных работ по металлу,
- балансировка вращающихся изделий,
- микрорихтовка деформированных деталей.

Нанесенный слой имеет исключительно прочную связь с основой, поскольку его формирование сопровождается диффузионным процессом.

К недостаткам способа можно отнести невысокую производительность, низкую шероховатость обработанной поверхности, пористость твердых покрытий, ограниченную

толщину нанесенного слоя: до 0,05 мм — на чистовых режимах, до 0,1—0,15 — на средних и до 0,5—1,0 — на грубых (по наиболее выступающим неровностям поверхности).

Основные недостатки электроискрового легирования прямо или косвенно связаны с отсутствием системных экспериментальных данных по функциональным связям эродирующих импульсов с движением легирующего электрода; почти нет экспериментальных данных о влиянии спектра частот эродирующих импульсов на формирование качества легированного слоя; анализ литературы выявил отсутствие данных по управляемости процессом при подходе, отходе и отскоках легирующего электрода от детали, влиянии его кинематики на формирование физико-химических и других свойств покрытия; в литературе отсутствуют данные о влиянии на формирование слоя и производительность процесса конструктивных особенностей и схем электропитания электромагнитных и электродинамических вибраторов. Несмотря на значительное число работ, посвященных исследованию качественных характеристик упроченного слоя (твердости, износостойкости), полученных легированием стальных поверхностей твердым сплавом (преимущественно Т15К6), полный набор используемых при легировании электродных материалов весьма ограничен. Такое неоправданно ограниченное количество приведенных в литературе материалов также не позволяет в полной мере раскрыть возможности данного прогрессивного метода. В этом аспекте заслуживают внимания тугоплавкие соединения, обладающие многими ценными свойствами. Имеющиеся в литературе сведения по физико-химическим характеристикам легированных ими слоев не полны, а данные по закономерностям формирования покрытий противоречивы. Даже опубликованные сведения по исследованию способа рассеяны по многочисленным, часто малодоступным изданиям.

Таким образом возникла необходимость в издании монографии, в которой систематически изложены материалы научно-исследовательских работ, проведенные авторами и коллективами, в которых они работали, а также учтен опыт внедрения новых перспективных технологий в народное хозяйство республики, в странах ближнего и дальнего зарубежья.

Глава 1. ФИЗИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ПРОЦЕССА ЭЛЕКТРОИСКРОВОГО ЛЕГИРОВАНИЯ

При изучении электрофизических процессов, протекающих в электрическом газовом разряде, мы всегда имеем дело с многокомпонентной системой, где ионизация газа сопровождается разными явлениями (теплом, излучением, электрическим разрядом и т.д.) с образованием электронов, положительных ионов и электронных лавин. С учетом этих обстоятельств начнем с рассмотрения и уточнения существующих моделей.

1.1. Классическая модель процесса электроискрового легирования

Электроискровое легирование представляет собой нанесение материала анода (электрод) на катод (деталь) в результате полярного переноса вещества под действием искрового разряда в воздушной или газовой среде.

Существует несколько моделей процесса электроискрового переноса одних металлов на другие, объясняющих отдельные экспериментальные факты. Б.Р. и Н.И. Лазаренко предложена электротермическая (рис. 1.1) модель электроискрового легирования.

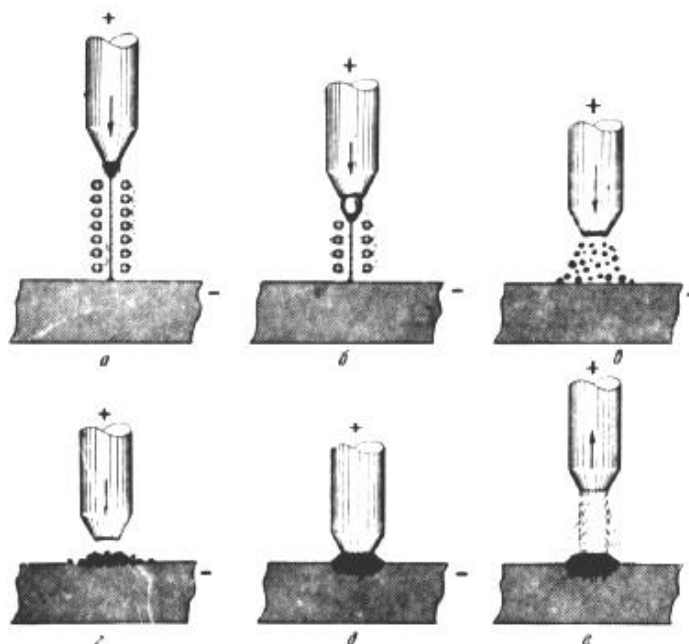


Рис. 1.1. Схема процесса перенесения металла с анода на катод под действием импульсов электрического тока:
a — момент пробоя межэлектродного промежутка; *б* — отделение от анода капли расплавленного металла;
в — взрыв расплавленной капли; *г* — осаждение и внедрение материала анода на катод;
д — момент контакта электродов; *е* — расхождение электродов

При сближении электродов напряженность электрического поля увеличивается и, достигнув определенной величины, вызывает пробой промежутка между электродами. Возникает канал сквозной проводимости, через который пучок электронов, как материальное тело, фокусированно ударяет о металлическую поверхность анода (рис. 1.1, *a*). Энергия движения заторможенных электронов выделяется в поверхностных слоях анода. Энергия от специального источника питания импульсивно подводится к разрядному промежутку, поэтому плотность тока значительно превышает критические значения. Вследствие этого металл анода локально разогревается, расплавляется и

частично испаряется. Капля расплавленного металла отделяется от анода и, опережая его, движется к катоду (рис. 1.1, б). В процессе отделения от анода жидкая капля разогревается до высокой температуры (перегревается), закипает и «взрывается» (рис. 1.1, в). Ток прекращается, фокусирующее действие магнитного поля исчезает, а потому образовавшиеся частицы летят широким фронтом.

Поскольку перегретая капля и частицы находятся в газовой среде, возможно образование химических соединений, вследствие чего отделившиеся от анода частицы могут отличаться от материала анода. Достигнув катода, расплавленные частицы анода свариваются с ним и частично внедряются в его поверхность (рис. 1.1, г). Вслед за частицами движется электрод (анод), происходит механический удар анода о катод, при этом через раскаленный металл проходит электрический ток (рис. 1.1, д). При механическом контакте электродов частицы металла свариваются и перемешиваются между собой, тонкий слой в месте контакта на поверхности катода перегревается, при этом происходят как процессы диффузии, так и химические реакции между этими частицами и материалом катода. Механический удар по раскаленной массе металла проковывает полученное покрытие, что увеличивает однородность и плотность. Поскольку процесс носит локальный характер, то, вероятно, имеет место и сверхскоростная закалка, о чем свидетельствует наличие в диффузионном слое закалочных структур типа легированного мартенсита и даже троостита (рис. 1.2). После этого анод отходит от катода (рис. 1.1, е), а на поверхности катода остается прочно соединенный с ним материал анода. Источник питания подготавливает запас энергии для следующего импульса.

Эта модель разработана применительно к чистовому вибрационному легированию, то есть для случая высоких напряжений и небольших значений токов короткого замыкания ($I_{кз}=10 - 20 \text{ А}$).

Для более полного описания сущности модели процесса электроискрового легирования следует рассмотреть некоторые электроискровые процессы в воздушной или газовой среде, вызывающие ионизацию газа и образование тока проводимости. Электрический ток в газах — газовый разряд — сложное физическое явление, значительно отличающееся от тока в твердых и жидких проводниках. В обычных условиях в газе очень мало свободных заряженных частиц — электронов и ионов, и он ведет себя как изолятор. Для того чтобы в газе мог проходить ток проводимости, связанный с переносом заряда, заряженные частицы должны образовываться в газе путем разрушения нейтральных атомов и молекул или поступать в газ извне — из окружающих газ твердых и жидких тел. Процессы разрушения нейтральных частиц газа (ионизация) и испускания заряженных частиц твердыми и жидкими телами (эмиссия) могут происходить под влиянием внешних физических факторов (высокой температуры, сильного электрического поля, ультрафиолетового, рентгеновского и радиоактивного излучения, космических лучей и др.). Поэтому в газовой среде появляются свободные электроны, положительные и отрицательные ионы, присутствие которых придает газу свойство электропроводности.

Если ток в газе обязан своим существованием влиянию внешних факторов, то разряд называется несамостоятельным, и его ток определяется интенсивностью этих факторов. Если необходимое для поддержания тока количество заряженных частиц образуется в газе

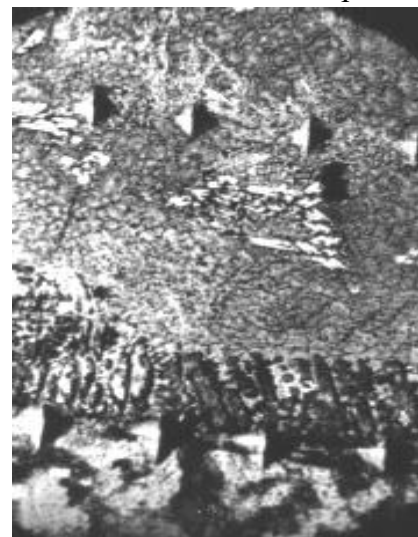


Рис. 1.2. Микроструктура стали У8А после электроискрового легирования карбидом титана (x300)

или он получает их из окружающих тел (электродов) благодаря действию приложенного к газу напряжения и протекающему через него току, то такой разряд называется самостоятельным.

Ток в газе может быть неизменным по величине и направлению, а может изменяться во времени и по направлению. При изменении тока может одновременно изменяться и механизм процесса образования заряженных частиц в газе; в этом случае разряд называют неустановившимся. Для установившихся форм переход разряда из несамостоятельного в самостоятельный называется пробоем газового промежутка, или инициацией. При электросварке переменным током и электроискровом легировании пробой газового промежутка является необходимым этапом технологического процесса.

При высоковольтном пробое ($U > 250$ В при нормальных условиях в воздухе) имеет место лавинный пробой, происходящий по сценарию Таунсенда. Под действием внешних ионизирующих факторов в газе всегда присутствует некоторое количество свободных электронов и положительных ионов. При наличии внешнего электрического поля электроны приходят в движение, которое при столкновении с нейтральными частицами газа замедляется. За время движения электрон приобретает добавочную энергию. Если энергия электрона достаточна для ионизации газа, количество ионизированных частиц в газе будет увеличиваться. В направлении от катода к аноду будет продвигаться электронная лавина, оставляя после себя малоподвижные положительные ионы, образующие положительный пространственный заряд. Случайные электроны и электроны, образованные ионизацией газа, вызванной излучением воздушных лавин атомов, находящихся вблизи пространственного заряда, будут втягиваться в него, образуя на пути новые короткие лавины. Благодаря этому возникает плазменный канал, состоящий из положительно и отрицательно заряженных частиц — стример. На пути от катода к аноду число электронов непрерывно возрастает, создавая лавинообразный процесс, что в свою очередь усиливает ионизацию в канале и увеличивает его проводимость. Происходит пробой разрядного промежутка.

Пробивное напряжение газа $U_{пр}$ при таунсендовском характере пробоя описывается экспериментально установленным Пашеном законом

$$\frac{U_{пр}}{U_{min}} = f\left(\frac{pL}{pL_0}\right) \quad (1.1),$$

график которого приведен на рис. 1.3. Значение напряжения U_{min} и соответствующего ему произведения pL_0 для ряда газов приведены в табл. 1.1.

Однако таунсендовский пробой ($U > 250$ В) при технологических процессах электроискрового легирования встречается в ограниченном числе случаев. При напряжениях, меньших 250 В, которые имеют место в большинстве установок для электроискрового легирования, пробой малого газового промежутка не может быть таунсендовским и носит эмиссионный характер: автоэлектронный или электроконтактный взрывной.

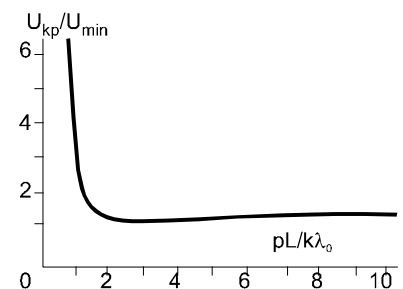


Рис. 1.3. Универсальная кривая, выражающая закон Пашена.
 U_{min} — минимальное напряжение лавинного пробоя,
 p — давление газа, мм рт. ст.;
 L — межэлектродный зазор, см

Таблица 1.1. Минимальное разрядное напряжение и соответствующее произведение давления на межэлектродное расстояние

Газ	U_{\min} , В	pL_0 , мм рт. ст; см
Воздух	330	0,567
Кислород	450	0,700
Углекислый газ	420	0,500
Водород	270	1,150
Азот	250	0,670
Аргон	233	0,760
Гелий	156	4,0

Автоэлектронный, детально исследованный в работах [1–4] объясняется возникновением тока автоэлектронной эмиссии под действием поперечных сил электростатического поля, локальная напряженность которого вблизи микрогеометрических неровностей сближающихся электродов может достигнуть очень высоких значений (до $E=10\text{В/см}$). Образующийся при этом электрический ток, достигая поверхностной области анода, ионизирует ее. Под действием локальной напряженности неравномерного электрического поля поперечные силы могут достигать значений, превосходящих силы межатомного сцепления материальных носителей, вырывая из них и ионизируя как отдельные атомы, так и целые блоки. Образующийся плазменный факел содержит не только свободные электроны и ионы газа среды, но и в значительной мере ионы материальных носителей.

Анализ пробоев, приведенных в табл. 1.2 [3], сообщает о значительном статистическом разбросе пробивного расстояния при фиксированном пробивном напряжении $U_{\text{пр}} = 100\text{В}$. Проведенный нами статистический анализ показал, что закон распределения пробивного расстояния близок к логнормальному. Однако из-за недостаточного количества представленного материала сделано это с невысокой степенью достоверности (уровень значимости $\varepsilon = 0,3$).

Данные табл. 1.2 свидетельствуют о существенном влиянии на распределение пробивного напряжения шероховатости поверхности электродов и содержание примесей в воздухе. Влияние первого фактора объясняется уменьшением локальной напряженности при уменьшении шероховатости поверхности, второго фактора — активным влиянием попавшей в межэлектродный промежуток частицы примесей. Последняя как бы разбивает единичный зазор на два с суммарной длиной меньше длины исходного зазора. Благодаря этому вместо одного пробоя возникают два последовательно включенных между собой и с сопротивлением поверхностного перекрытия частицы примесей. Кроме того, последние, обладая более низкой работой выхода, чем основной материал анода и катода, способны снижать ионизационный потенциал электродов, облегчая условия ионизации разряда.

Электроконтактный взрывной механизм пробоя объясняется результатом замыкания малых промежутков частицами, находящимися в воздухе или на поверхности легируемой детали [5] Г.В. Самсонов с соавторами [6] предлагают рассматривать при напряжениях менее 250В эрозию как контактную, обусловленную взрывообразным испарением контактных площадок, подобно электрическому взрыву тонких проволок.

По окончании пробоя в межэлектродном промежутке происходит формирование канала разряда. Газоразрядная плазма, взаимодействуя с электродами, вызывает их эрозию. Последняя сопровождается выбросом в межэлектродный зазор материалов в различных фазах: ионной, парогазовой, жидкокапельной и даже твердой (в случае хрупкого разрушения материалов от больших термических напряжений) [7–16]. Соотношения между фазами переносимого материала зависят от энергетических параметров разряда, физико-химических свойств материалов электродов [14–22], состава и состояния среды и ряда других факторов [11, 23, 24].

Таблица 1.2. Количество пробоев при 100 испытаниях межэлектродного промежутка 1—10 мкм и 25 испытаниях — 0,1—1,0 мкм [2]

l, мкм	А		Б	
	обычный воздух	загрязненный воздух	обычный воздух	загрязненный воздух
10	5	12	—	—
10—9	0	3	16	24
9—8	1	4	5	6
8—7	0	7	7	9
7—6	1	9	9	23
6—5	1	10	12	10
5—4	0	7	9	7
4—3	2	6	10	9
3—2	1	4	8	6
2—1	3	5	5	3
1—1,5	86	33	19	13

l, мкм	А				Б			
	вакуум	воздух			вакуум	воздух		
		очищенный	обычный	загрязненный		очищенный	обычный	загрязненный
1-0,9	2	3	5	16	22	22	23	24
0,9-0,8	0	0	1	0	0	0	0	0
0,8-0,7	1	0	1	1	1	0	1	0
0,7-0,6	0	2	2	2	0	1	1	0
0,6-0,5	2	0	1	1	1	0	0	1
0,5-0,4	1	2	3	0	0	1	0	0
0,4-0,3	2	3	2	0	0	0	0	0
0,3-0,2	3	3	2	1	1	0	0	0
0,2-0,1	3	2	0	0	0	0	0	0
0,1	11	10	7	4	0	1	0	0

Примечание. А — медные электроды, которые обрабатывались предварительным воздействием разрядов для получения заглаженной оплавленной поверхности.

Б — электроды, поверхность которых при каждом испытании зачищалась наждачной бумагой.

Воздух очищали, пропуская через фильтр, заполненный очищенной стеклянной ватой. Искусственное загрязнение проводилось с помощью частиц дыма. Вакуум — $(10^{-3}—10^{-2})$ Па, $U_p = 100$ В.

1.2. К вопросу о физической природе электрической эрозии электродов в жидких средах

Из анализа литературных данных видно, что существует несколько теорий о физической природе механизма эрозии материала электрода. Из них можно выделить три, наиболее полно отражающих механизм эрозии: электромеханическую, электротермическую, электродинамическую.

В основе первой теории лежит учет механических факторов, являющихся следствием электрических разрядов, в основе двух последних — учет тепловых процессов, развивающихся под действием искрового разряда. Теоретические положения наиболее полно изложены учеными Б.Р. Лазаренко, Н.И. Лазаренко, Б.Н. Золотых, И.Г. Некрашевичем, И.А. Бакуто [25—32]. Автором первой теории является американский ученый Уильямс [33]. Согласно его теории, под влиянием электрического поля электроны на аноде сосредотачиваются внутри металла, а частицы последнего, имеющие положительный заряд, вырываются полем. Уильямс полагает, что отрыв частиц с поверхности металлов происходит под действием механических сил электрического поля. Материал при этом удаляется без расплава.

При анализе экспериментальных данных обращает на себя внимание то обстоятельство, что многие исследователи придерживаются гипотезы, которая базируется на преобладающей роли электротермических процессов в электроэрозионном разрушении электродов (вторая теория). Но механизм термического воздействия и процессы, протекающие на электродах, авторы различных работ трактуют по-разному. Различие в понимании механизма эрозии относится к определению закономерностей выделения тепла и природы сил, вызывающих выброс металла из зоны действия.

В работе [34] автор, придерживаясь теории теплового разрушения электродов, подчеркивает, что основную роль в плавлении материала играет объемный источник тепла. Для проверки тепловой теории был проведен эксперимент, методика которого позволила определить объем расплавленного металла в зависимости от параметров генератора энергии искровых импульсов. Это дало основания утверждать, что выделение энергии в поверхностных слоях электродов обусловлено эффектом Джоуля–Ленца.

Авторы [31, 32] развивают несколько иную точку зрения в толковании роли эффекта Джоуля–Ленца. Процесс образования единичной лунки они связывают с серией микровзрывов. Весь ток из столба разряда в электрод проходит через малую по сравнению со следом разряда на электрод площадку, которая мигрирует по поверхности электрода.

В работах [30, 35, 36] существенная составляющая в разрушении электродов отводится действию плоских (поверхностных) источников тепла, возникающих за счет бомбардировки поверхности катода ионами и анода — электронами.

Высказано предположение [37], что ход процесса эрозии определяется нестандартным процессом распространения тепла от источников, возникающих на поверхности электродов. Впоследствии эта гипотеза была подтверждена [35]. Суть ее в том, что первопричиной выброса металла из лунки является бурное вскипание расплавленного металла и, как следствие, выделение растворенных в нем газов в момент резкого падения давления в зоне разряда.

Как следует из дальнейшего анализа работ по электрической эрозии электрода (анода), необходимо отметить работу С.П. Мандельштама и С.М. Райского [38], Б.Н. Золотых [39], которые предпочтительную роль в разрушении анода отводят механическим воздействиям струй металла, которые вырываются из катода. Однако в работе Шобра и Зитка [35] были проведены более точные эксперименты, в которых струи были отделены от разрядного канала, что позволило оценить их крайне незначительную составляющую в разрушении анода. Причину различий в действии струй, полученных в разных условиях, можно объяснить тем, что анодный ток слабее катодного. Об этом также свидетельствует разница анодного и катодного пятен, которую, вероятно, можно объяснить различными скоростями струй.

В третьей теории [40] механизм электрической эрозии объясняется ударом электронного пучка о твердую металлическую поверхность, вызывающим механическое разрушение кристаллов металла. Вследствие того, что длительность всего процесса прохождения электрического тока мало, электронный пучок успевает расплавить и довести до весьма высокой температуры ограниченный объем анода.

Поскольку при этом плотность тока достигает огромной величины, значительно превосходящей величину, при которой действует механизм проводимости свободными электронами, электродинамические силы выбрасывают в межэлектродное пространство весь расплавленный и размягченный объем металла. Электрический импульс, протекающий между двумя находящимися в жидкости электродами, вызывает напряженный взрыв металлической поверхности анода, в результате чего на аноде образуется лунка, а выброшенный металл в виде порошка оседает в жидкости. По мнению

Б.Р. Лазаренко, основные соотношения размеров лунки, а также их внешний вид совпадают с аналогичными соотношениями размеров кратеров на Луне и Земле, образовавшимися от падения метеоритов. Это дало основание рассматривать механизм выброса металла электрическими импульсами с позиции гидродинамики высоких скоростей. Анализ внешнего вида и соотношений размеров лунок, полученных Б. И. Ставицким [41], также подтверждает точку зрения Б. Р. Лазаренко.

Приведенные теории электрической эрозии, протекающие между двумя находящимися в жидкости электродами, рассматривали прохождение импульсного разряда в результате разрядки конденсаторов, пробоя межэлектродного промежутка и развития сопровождающих его процессов. Вместе с тем некорректно считать, что теории об электрической эрозии материалов можно полностью использовать и для оперативного управления физико-химическими процессами, протекающими при периодически замыкающихся электродах, что имеет место при электроискровом легировании. Вероятно, не последнюю роль в процессе эрозии электродов в этом случае будет играть тепло Джоуля–Ленца. В этой связи можно предположить и механическое разрушение анода, сопровождающееся большими термическими напряжениями, вызываемыми импульсными тепловыми и механическими нагрузками [12].

1.3. Современная физическая картина электрической эрозии

Во всех трудах опубликованных ранее относительно электроэрозионных процессов считалось, что явление сопровождается формированием на поверхности электродов кратеров сферической формы, а если отмечались и другие их формы они просто не брались во внимание. Из анализа экспериментальных результатов полученных в работах [1, 2]* следует что было отмечено существование сферических кратеров трех видов: с гладким профилем; с шероховатым профилем и третий имеющий по середине выступ конической формы (рис. 1.4).

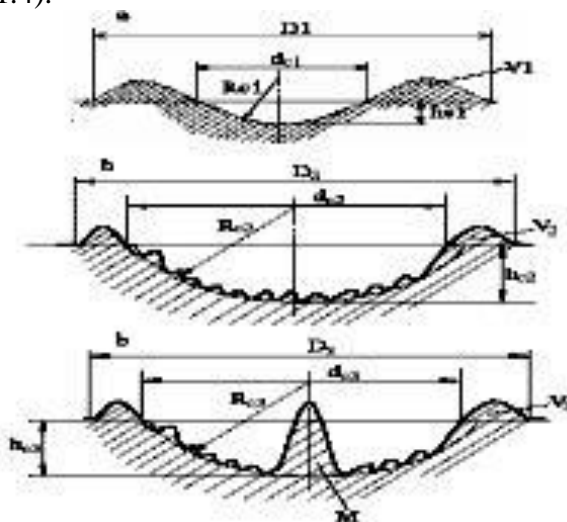


Рис. 1.4. Типы кратеров полученных при электроэрозионной обработке D_1, D_2, D_3 – диаметры кратеров совместно с окружающей их волной; d_1, d_2, d_3 – диаметры кратеров без волны; h_1, h_2, h_3 – глубина кратеров; M – выступ; V – волна. [21].

Образование выступов было отмечено как на поверхности анодов так и катодов выполненных из различных токопроводящих материалов [3, 4, 9, 21,]*.

Выступы представленные на рис.1.4 характерны для процесса формирования покрытий из компактных материалов. Анализируя представленное на рис. 1.5 можно установить что, выступы образуются практически на всех типах токопроводящих

материалов, но их формирование было в начале отмечено на поверхностях электродов выполненных из металлов с высокой температурой плавления. Это обусловлено тем, что количество расплавленного металла за единичный импульс мала и их замораживание при застывании металла происходит легче.

Появление выступов, направление втягивания и их размеры для случая единичного разряда указывают на то, что их образование не обусловлено перепадом давлений внутри канала разряда и на его оболочке которая движется со скоростью движения ударной волны. Образование нескольких выступов за единичный разряд подтверждает многоканальную структуру столба плазмы в межэлектродном промежутке.

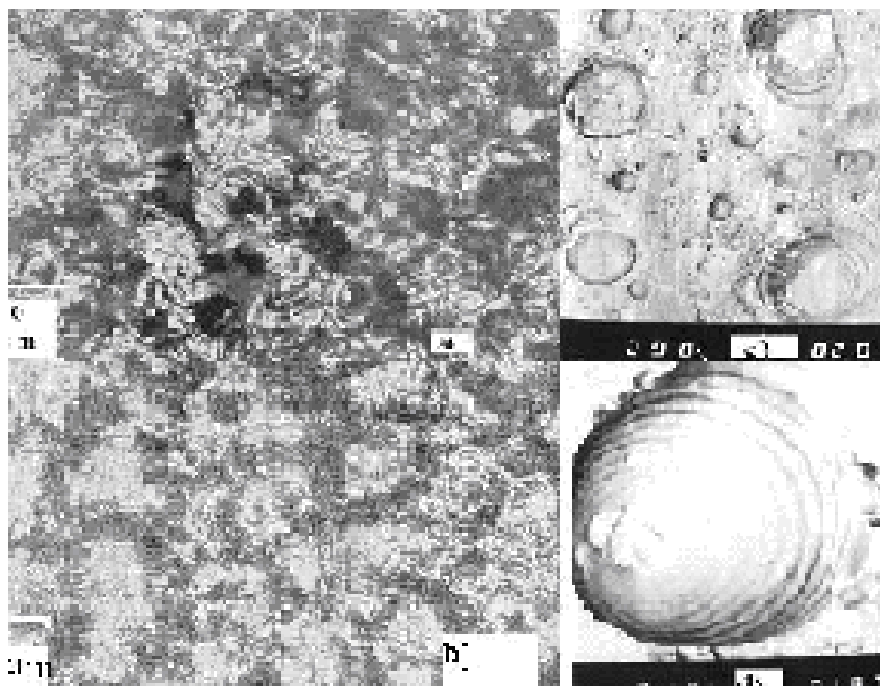


Рис. 1.5 Микроструктура электроэрозионно обработанных поверхностей электродов выполненных из разных материалов:

- a) Ge ($U = 100V$; $C = 200pF$;)
- b) Si ($U = 150V$; $C = 550pF$;))
- c) Участок поверхности электрода из W и отдельный выступ на ней (d) [21]*.

В ряде опубликованных работ [3, 11, 15, 16]* предполагается что возможно что на поверхности жидкого металла в электрическом поле возбуждаются капиллярные волны которые приводят к вытягиванию выступов в виде конуса с поверхности которого отрываются капли или происходит испарение в виде ионов. В работах [21, 49]* предполагается что независимо от среды протекания процесса обработки преобладающую роль в электрической эрозии принадлежит капиллярным волнам, которые развиваются на поверхности жидкого металла в сильных электрических полях.

Экспериментально было установлено что, в центре элементарного кратера образуется один выступ конической формы [21]*, причем важно отметить что, такие выступы вытягиваются как на поверхности анода так и катода, но они отличаются по размерам и форме. Это может быть объяснено тем, что часть энергии выделенной в межэлектродном промежутке передается поверхностям электродов, причем большая часть последней выделяется на аноде [6, 21]*. Необходимо отметить что, кроме тех сил которые были отмечены классиками Б.Р. Лазаренко и Н.И.Лазаренко и другими [25-32] на жидкий металл действуют и другие не менее значимые силы.

В работах [6, 9, 12]* особое место в физической картине электроэрозии отводится давлению пучка электронов и ионов на поверхность металла, реактивной силе испарения материала и т.д.

Было установлено что, высота выступов зависит от ряда факторов: энергии и длительности разряда, свойств материала изготовления электродов и интенсивности электрических и магнитных полей наложенных на межэлектродный промежуток.

1.3.1. Развитие неустойчивостей на поверхности жидкого металла в электрическом поле импульсного разряда

Как уже отмечалось, в ряде работ по электроэрозионной обработке [3, 4, 8, 11, 14, 16, 17, 18, 19, 20]* выдвигается гипотеза о возбуждении и развитии капиллярных волн на поверхности жидкого металла в электрическом поле, как одной из основных и определяющих при электроэрозии. Авторы данных работ считают что капиллярные волны возбуждаются под воздействием: электродинамической силы под созданной электрическим полем, тяжести и поверхностного натяжения металла в жидком состоянии

Дисперсионное уравнение для возбуждения капиллярных волн на поверхности жидкого металла в электрическом поле в системе ЧГС согласно [11]* может быть записано:

$$\omega^2 = \frac{k}{\rho} (g\rho - 4\pi\sigma^2 k + \alpha k^2), \quad (1.2)$$

где: ω – циклическая частота; α – коэффициент поверхностного натяжения;

ρ – плотность металла; $k = 2\pi/\lambda$ – волновое число; λ – длина волны;

σ – поверхностная плотность электрического заряда; g – ускорение свободного падения.

Для того чтобы поверхность жидкого металла находилась в состоянии покоя необходимо чтобы ω представлял всегда реальное число для всех значений k , т.е. правая сторона уравнения (1.2) должна быть больше нуля. Соответственно условие возбуждения может быть записано:

$$g\rho - 4\pi\sigma^2 k + \alpha k^2 < 0. \quad (1.3)$$

В соответствии с работой [11]* критическая поверхностная плотность электрического заряда $\sigma_{кр}$ может быть определена уравнением:

$$\sigma_{кр} = \sqrt{\frac{g\rho\gamma}{4\pi^2}}. \quad (1.4)$$

В системе измерений СГС:

$$E = \frac{4\pi\sigma}{\varepsilon} \cong 4\pi\sigma. \quad (1.5)$$

По сколько диэлектрическая проницаемость воздуха $\varepsilon \approx 1$ [10, 11, 14]*, критическая интенсивность электрического поля для возбуждения нелинейных капиллярных волн может быть вычислена равенством :

$$E_{кр} = \sqrt[4]{64\pi^2\rho g\gamma}. \quad (1.6)$$

Таким образом нелинейное возбуждение типа Тонкса-Френкеля может состояться при условии:

$$E \geq E_{кр}. \quad (1.7)$$

В уравнении (1.6) значения ρ , g , γ вводятся в системе СГС. Если перевести их значения в систему единиц СИ это уравнение принимает вид:

$$E_{кр} = \sqrt[4]{64\pi^2 \rho g \gamma \cdot 3 \cdot 10^4} \quad (1.8)$$

Интенсивность электрического поля при контактном электроискровом легировании составляет $E \approx 10^7 - 10^8$ В/м, что на много больше $E_{кр}$ при температуре плавления.

Таблица 1.3 Интенсивность электрического поля, длина возбуждаемой волны и критическое значение плотности поверхностного электрического заряда для ряда металлов

Металл	Плотность $\rho_{Тплав}$ Г/см ³	γ дин/см	$E_{кр}$ 10 ⁶ В/м	λ_{min} мкм	σ , МПа
Sn	7,0	540	6,6	48	31
Ag	9,3	910	8,1	80	38
Cu	8,0	7300	8,5	114	40
Ni	8,0	1725	9,1	150	43
Mo	8,99	2110	13,2	175	46,2
Fe	6,9	1870	12,7	160	41
Al	2,38	925	6,4	82	29
W	18,2	2250	16,1	186	56,5
Ti	4,45	1390	8,6	102	36,4
Zn	6,5	975	8,94	91	36,8
Cr	7,34	1600	11,7	130	40,2
Pb	10,88	442	8,3	42	35
Pt	18,5	2345	18,05	195	57
Zr	5,23	950	8,2	44	33,3
Ir	18,85	2500	18,3	198	56,5
V	5,12	940	8,1	42	33,07
Tl	10,95	465	8,25	42,7	33,54
In	6,6	990	9,1	66	35,6
Ga	5,0	700	7,3	49	33,5
Ge	4,78	1400	6,95	64	36

Из уравнения (1.3) следует, что для возбуждения и развития капиллярных волн необходимо чтобы k находился в пределах :

$$\frac{E^2 - \sqrt{E^4 - E_{кр}^4}}{8\pi \cdot \alpha} \leq k \leq \frac{E^2 + \sqrt{E^4 + E_{кр}^4}}{8\pi \cdot \alpha} \quad (1.9)$$

Расчетные данные представленные в таблице 1.3 доказывают что, для большинства металлов критическое значение электрического поля намного ниже той что существует реально при контактных способах нанесения покрытий импульсными разрядами.

1.3.2. Современная модель процесса электрической эрозии

Процесс электрической эрозии на современном этапе нашел свое применение при размерной обработке, формировании покрытий из компактных и порошковых материалов, окисных и графитовых пленок. Но несмотря на свои достоинства этот способ обработки относительно мало используется в производстве из-за низкой производительности. Был произведен широкий спектр исследований с целью увеличения производительности (увеличение рабочей частоты генераторов импульсов тока, наложение на межэлектродный промежуток электрических, магнитных, ультразвуковых полей и т.д.). Полученные результаты позволили незначительно улучшить положение вещей, но не дал способу новый скачок в развитии.

Если бы, явление электрической эрозии развивалось в полном согласии с классической теорией, производительность была бы прямо пропорциональна частоты рабочих импульсов и их энергии, однако это не так.

Анализ теоретических расчетов и экспериментальных результатов позволил разработать модель физической картины электрической эрозии основываясь на развитии капиллярных волн на поверхности жидкого металла в электрическом поле. Из выше изложенного следует что, явление электрической эрозии является сложным и интегральным протекающим следующим образом [20, 21, 49]*:

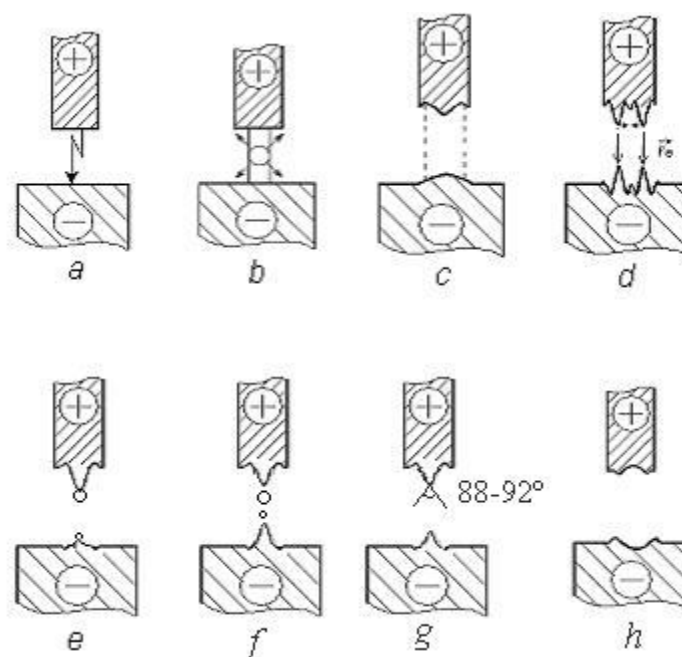


Рис. 1.6. Этапы процесса электрической эрозии в нормальных условиях

Исследования проведенные в последнее время доказывают что модель физической картины процесса электрической эрозии может быть описано следующим образом (рис. 1.6):

- поджиг межэлектродного промежутка с формированием канала разряда который замыкается на электродах посредством электродных пятен первого рода (рис.1.4а);
- развитие канала разряда контактирующего с поверхностями электродов посредством электродных пятен второго рода, которые приводят к их оплавлению (рис.1.4в);

– Возбуждение поверхности жидкого металла с формированием выступа сферической формы (под воздействием термического конвективного движения, электрического поля высокой интенсивности, гравитационных и сил поверхностного натяжения) (рис.1.4с);

– в случае больших разрядных токов в межэлектродном промежутке зарождаются одновременно несколько разрядных каналов. Из поверхностей электродов вытягиваются несколько выступов (они могут сливаться под воздействием сил Лоренца, посредством которых взаимодействуют между собой параллельные токи одинаковой направленности) (рис.1.4d);

– под воздействием электрического поля благодаря поверхностному распределению электрического заряда происходит формирование капель стеканием жидкости по поверхности выступа в направлении действия электрического поля (рис.1.4е);

– в случае, когда силы поверхностного натяжения больше чем электродинамические происходит отрыв капель с поверхностей выступов с переносом на поверхность другого электрода или выбросом в межэлектродный промежуток (МЭП) или за его пределы. Необходимо отметить что, описанные процессы протекают как на аноде так и на катоде, таким образом в МЭП двигаются друг другу на встречу два потока частиц. Именно таким образом может быть объяснен процесс перемешивания материалов электродов с образованием новых сплавов при формировании слоев на поверхностях обрабатываемых деталей (рис.1.4f);

– в процессе формирования и отрыва капель, полусферический выступ превращается в конический с углом при вершине $88...92^\circ$ (таким образом угол скольжения жидкости по поверхности конуса составляет примерно 45° , являясь оптимальным для скольжения). Конусы Тейлора могут служить и в качестве эмиттеров ионов, что позволяет объяснить процесс эрозии в виде паров (рис.1.4f);

– когда импульсный разряд заканчивается могут иметь место два случая: если материал вытянутый из кратера в виде выступа успевает кристаллизироваться до стекания в обратном направлении, то выступ сохраняет свою форму и размеры; если материал не успел застыть, он под воздействием сил поверхностного натяжения или и сил тяжести он стекает в обратном направлении, скользя по полусферической поверхности кратера выплескивается из него и кристаллизуется в виде концентричной волны на его краях (рис.1.4h).

Было замечено что, практически все полученные кратера имеют сферическую форму. Этот результат может быть объяснен тем, что энергия выделенная на поверхности электрода зависит от вектора интенсивности электрического поля. Образовавшаяся ванна с жидким металлом по форме копирует векторный радиус интенсивности электрического поля, таким образом подтверждая гипотезу [21, 49]* о том, что нагрев поверхностей производится точечными источниками тепла (электродными пятнами) расположенными на определенном расстоянии от обрабатываемой поверхности. Этим объясняется и более сильный нагрев и эрозия анода по отношению к катоду, поскольку при одном и том же токе разряда падение потенциала на аноде выше чем на катоде. Предложенная модель не противоречит разработанной ранее классиками Б.Р. Лазаренко и Н.И.Лазаренко [25-32] а лишь дополняет ее. Более детально предложенная

модель процесса описывается в монографии авторов [21]* и работе [49]*, в которых приводятся теоретические анализы и экспериментальные результаты в ее подтверждении.

Глава 2 ЗАКОНОМЕРНОСТИ И МЕХАНИЗМ ЭРОЗИИ ЭЛЕКТРОДОВ ПРИ ЭЛЕКТРОИСКРОВОМ ЛЕГИРОВАНИИ

2.1. Механизм эрозии и термические напряжения на аноде

Обсуждение данной проблемы было бы неполным без хотя бы краткого анализа работ, связанных с термическими напряжениями, образующимися в поверхностных слоях в процессе электроимпульсного разряда. Анализ механизма этого процесса позволяет глубже оценить природу разрушения поверхностного слоя пар трения и изнашивания.

В работах хотя и указано на наличие значительных факторов, сопровождающих анодную эрозию, но не сделаны выводы об их роли. С другой стороны, отмечается необходимость установления влияния термических напряжений в поверхностных слоях анода на их эрозию [12, 14, 21].

Изучение термических напряжений вызвано не только необходимостью накопления дополнительных экспериментальных данных для построения еще не завершенной общей теории явления электрической эрозии металлов в импульсных разрядах, но и представляет непосредственный практический интерес, в частности, данные о количественном составе эрозии анода, необходимые для выбора электродных материалов.

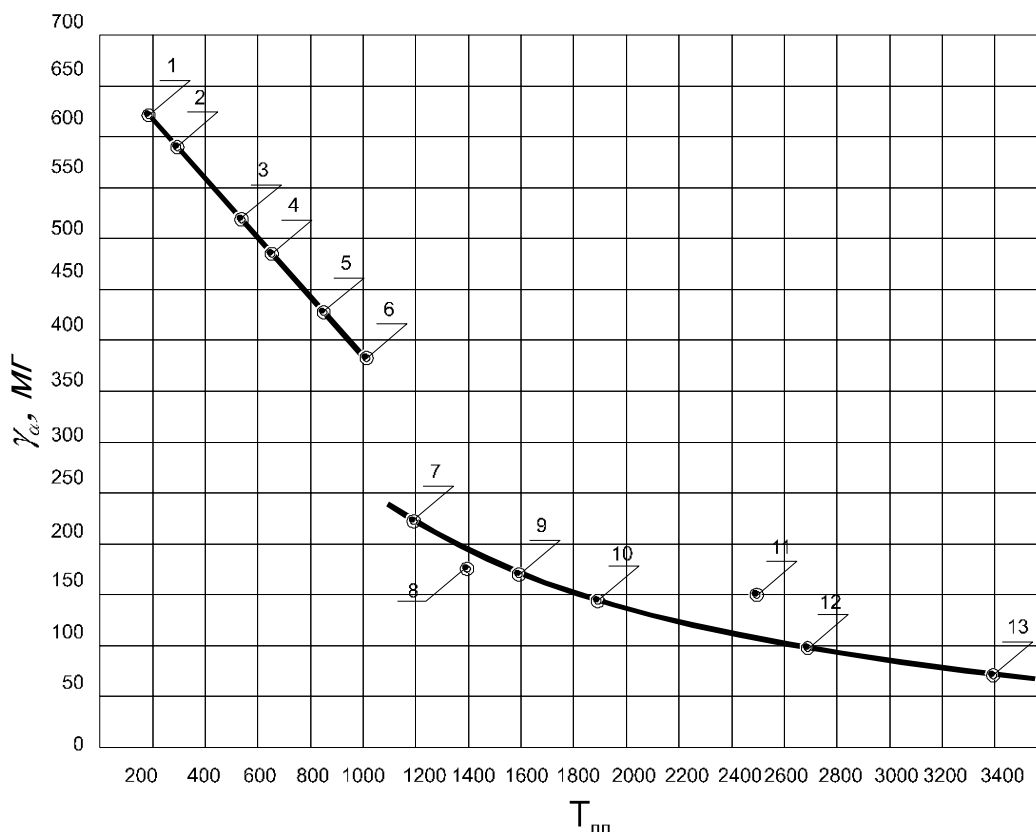


Рис. 2.1. Зависимость удельного привеса катода от температуры плавления материала анода:
 1 — кадмий, 2 — свинец, 3 — магний, 4 — алюминий, 5 — серебро, 6 — медь, 7 — никель, 8 — железо, 9 — титан, 10 — хром, 11 — ниобий, 12 — молибден, 13 — вольфрам

Как отмечают А.С. Зингерман и И.А. Бакуто, при импульсном разряде ток протекает через малые участки на поверхности электрода, ограниченные размерами анодного и катодного пятен, вследствие чего на аноде и катоде возникают местные точечные источники тепла. Поэтому можно считать, что на аноде и катоде возникают и действуют в период протекания импульсного тока два вида источников тепла — плоский и объемный. Первый ограничен поверхностью анодного и катодного пятен, и энергия поступает непосредственно из канала разряда, второй, образующийся в зоне стягивания тока к катодному или анодному пятну, получает тепло за счет эффекта Джоуля–Ленца. С точки зрения возникновения термических напряжений оба источника тепла, по-видимому, при определенных условиях будут играть немаловажную роль.

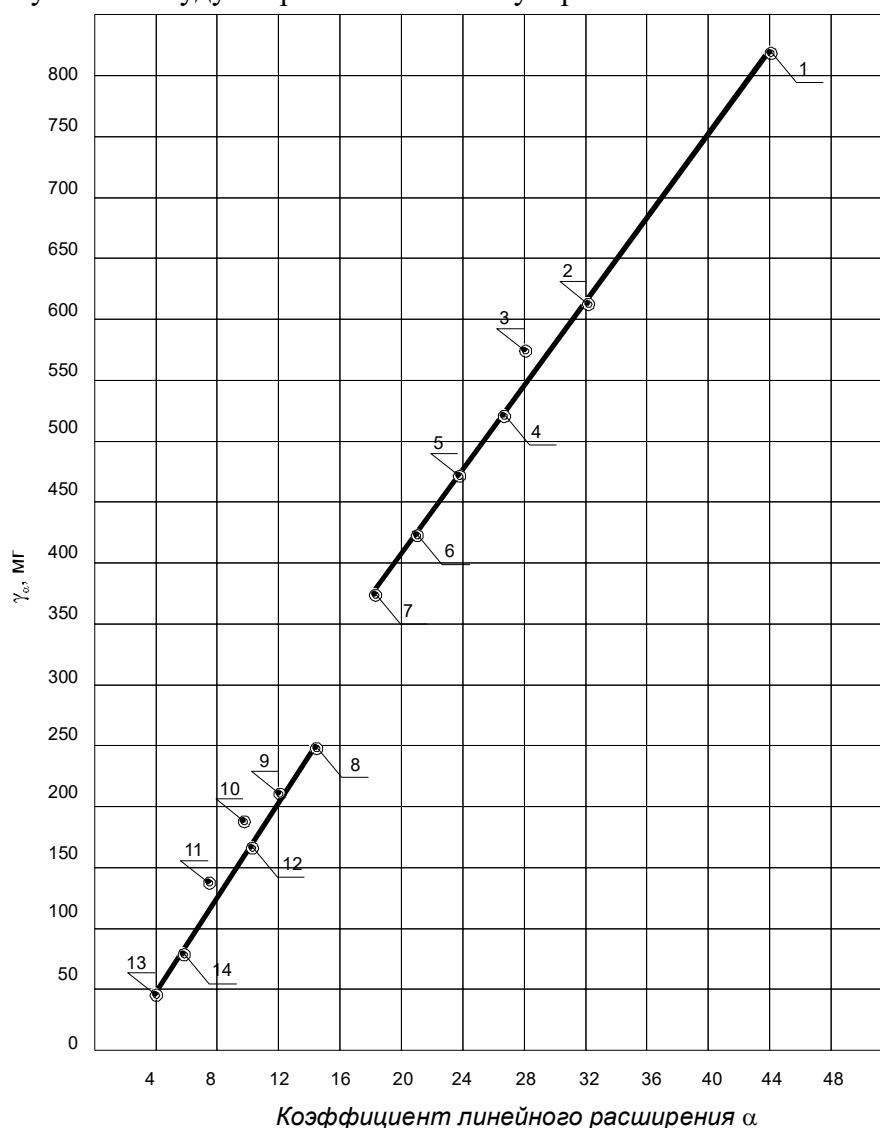


Рис. 2.2. Изменение анодной эрозии от коэффициента линейного расширения материала анода:
 1 — олово, 2 — кадмий, 3 — свинец, 4 — магний, 5 — алюминий, 6 — серебро, 7 — медь, 8 — никель, 9 — железо, 10 — титан, 11 — ниобий, 12 — хром, 13 — вольфрам, 14 — молибден

Разрушение анода при электроискровом легировании — одно из наиболее важных последствий искрового разряда. Интенсивность и характер его эрозии во многом определяют толщину и качество формируемого на катоде легированного слоя.

Г.В. Самсонов с соавторами [6] отмечают, что в настоящее время существуют два принципиально разных мнения о механизме эрозии электродов. Так, по данным работ [10, 42 – 44] при действии разряда на поверхности анода отмечены три зоны: испарения, расплавления металла и разогретого до высоких температур металла. Представляет интерес, указывает Г.В. Самсонов, что впервые в работах [10, 42] выдвинута гипотеза о существенной роли высоких термических напряжений, превышающих предел прочности материала третьей зоны анода и, как следствие, участвующих в его разрушении. Кроме того, в работе [10] отмечается, что на эрозию анода влияет температура его плавления (рис. 2.1), с ростом которой удельная эрозия уменьшается. Там же показано влияние и коэффициента линейного расширения материала анода. С его возрастанием на аноде увеличивается количество эрозионного материала из жидкой и твердой фаз (рис. 2.2).

В приведенном ряде (вольфрам, молибден, хром, титан, ниобий, железо, никель, медь, серебро, алюминий, свинец и олово) каждый последующий металл дает более крупнодисперсные продукты эрозии по сравнению с предыдущим, за исключением никеля, который стоит перед медью, но дисперсность его частиц на 2—3 единицы выше, чем у меди. Полученные результаты автор объясняет тем, что с ростом коэффициента линейного расширения материала анода увеличиваются внутренние термические напряжения в микрообъемах металла твердой фазы (рис. 2.3) после электроимпульсного разряда, следовательно, растут силы, выбрасывающие металл с участков этой зоны с пониженным пределом прочности.

В более поздних работах [12, 19] для проверки высказанных предположений [10] о влиянии термических напряжений на величину эрозии анода были выполнены эксперименты и теоретический расчет термических растягивающих напряжений, возникающих в третьей зоне твердой фазы, близко прилегающей ко второй зоне плавления (рис. 2.3).

Под влиянием быстрого роста температуры в микрообъеме материала третьей зоны растут большие растягивающие внутренние напряжения, которые могут привести материал к разрыву. При этом, конечно, оказывают влияние и некоторые механические свойства металла электрода (анода: модуль Юнга и коэффициенты Пуассона).

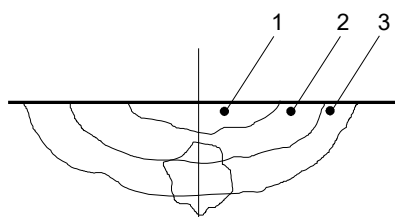


Рис. 2.3. Поперечный разрез углубления на аноде после электроискрового разряда:
1 — зона испарения, 2 — зона плавления, 3 — зона твердой фазы с большими термическими напряжениями

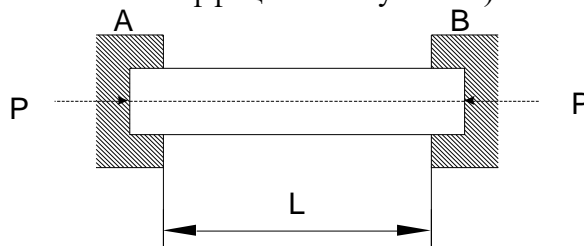


Рис. 2.4. Стержень, неподвижно закрепленный в опорах

Математические описания напряженного состояния, возникающего под действием температурного поля, представляют собой нестационарную и нелинейную задачу термоупругости, математическое решение которой в общем виде сложно. Поэтому для качественной оценки влияния термических напряжений на электроискровую эрозию анода в первом приближении можно ограничиться рассмотрением задачи о действии мгновенного точечного источника тепла, который создает температурное поле и напряженное состояние в зоне, близко прилегающей к расплавленной микрочастице металла.

Для оценочного расчета можно воспользоваться известным законом Гука без учета влияния температуры. Для этого предварительно рассмотрим взаимосвязь между напряжениями, температурой нагрева, коэффициентом линейного расширения материала электрода и его модулем упругости на примере металлического стержня, неподвижно защемленного на концах двумя опорами при температуре t_1 , длине L , поперечном сечении F и модуле упругости E (рис. 2.4). После нагрева до температуры t_2 стержень стремится удлиниться и будет расширять опоры A и B . В свою очередь, со стороны этих опор на стержень будет действовать сила реакции P , компенсирующая удлинение стержня. При этом длина защемленного на концах стержня остается постоянной, и температурное удлинение ΔL_1 равно по модулю укорочению ΔL_p , вызванному силами реакции опор, и противоположно ему по закону

$$\Delta L_1 - \Delta L_2 = 0, \quad (2.1)$$

где

$$\Delta L_p = \frac{PL}{EF}, \quad \Delta L_1 = \alpha L(t_2 - t_1); \quad (2.2)$$

здесь α — коэффициент линейного расширения материала электрода; P — сила реакции; L — длина стержня; E — модуль упругости; F — площадь поперечного сечения; t_1 и t_2 — начальная и конечная температура.

Подставляя (2.2) в (2.1), получим

$$\sigma = \frac{P}{F} = \alpha E(t_2 - t_1). \quad (2.3)$$

Из последнего выражения видно, что напряжения, вызванные изменением температур в стержне постоянного сечения с жестко защемленными концами, зависят лишь от модуля упругости E и коэффициента линейного расширения α материала и разности температур.

Проследив на защемленном стержне связь между напряжениями, с одной стороны, температурой и некоторыми физическими константами материала, отраженными в параметрах α , E , с другой стороны, можно прийти к оценке элементарного объема, когда приращение его граней dx , dy , dz происходит по всем трем координатным осям с одинаковой скоростью, и величины напряжений, возникающих по этим осям одного порядка.

Элементарный объем до деформации равнялся $dv = dx \cdot dy \cdot dz$. В результате деформации грани стали равны $dx = dx + \Delta x$, $dy = dy + \Delta y$, $dz = dz + \Delta z$. Выражая приращение граней Δx , Δy , Δz через относительное удлинение ε при продольной деформации dx , dy , dz , размер граней можно представить в виде

$$\begin{cases} dx + \varepsilon_x \cdot dx = dx(1 + \varepsilon_x), \\ dy + \varepsilon_y \cdot dy = dy(1 + \varepsilon_y), \\ dz + \varepsilon_z \cdot dz = dz(1 + \varepsilon_z). \end{cases} \quad (2.4)$$

Тогда объем элементарной частицы будет являться произведением длин граней

$$dv + \Delta dv = dx \cdot dy \cdot dz \cdot (1 + \varepsilon_x) \cdot (1 + \varepsilon_y) \cdot (1 + \varepsilon_z). \quad (2.5)$$

При преобразовании данного выражения появляются величины второго и третьего порядков малости. Пренебрегая ими, получаем

$$\frac{\Delta dv}{dv} = \varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z \quad (2.6)$$

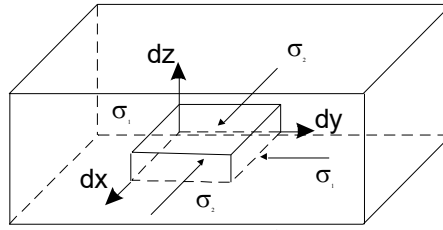


Рис. 2.5. Элементарный объем третьей зоны

Это уравнение дает возможность определить относительное изменение элементарного объема частицы, которая имеет по всем трем координатным осям равномерную деформацию.

После анализа можно рассмотреть элементарный объем третьей зоны (рис. 2.5), в котором приращения его граней по осям dx и dy не происходит. Поскольку металл, находящийся в электроискровом объеме, не может расширяться в силу того, что его окружают слои металла с низкой энергией теплового поля, не позволяющие ему деформироваться, деформация может происходить только в плоскости, расположенной перпендикулярно оси углубления z . Поэтому представляется возможным вести расчет по одной оси расширения. Исходя из этого, можно написать

$$\varepsilon_1 = 0 \quad \varepsilon_2 = 0 \quad \sigma_1 = \sigma_2 = \sigma \neq 0 \quad (2.7)$$

Для расчета термического напряжения и деформации рассматриваемого объема третьей зоны с учетом закона Гука получаем два уравнения:

$$0 = \sigma(1 - \mu) + E\alpha T, \quad (2.8)$$

$$\varepsilon_3 = -\varepsilon^{-1} 2\mu\sigma + \alpha T, \quad (2.9)$$

из которых после некоторых преобразований — окончательно расчетные уравнения термических растягивающих напряжений и относительного удлинения:

$$\sigma = \frac{E\alpha \cdot T}{1 - \mu} \quad (2.10)$$

$$\varepsilon_3 = \alpha T \left[1 + \frac{2\mu}{1 - \mu} \right] \square \quad (2.11)$$

где μ — коэффициент Пуассона; ε — относительное удлинение; α — коэффициент линейного расширения материала анода; E — модуль Юнга; T — температура, значение которой может быть найдено по формуле [28]:

$$T = WC^{-1} \cdot \rho^{-1} \cdot (4\pi \cdot at)^{-\frac{3}{2}} \cdot a \exp\left(\frac{-R^2}{4at}\right), \quad (2.12)$$

где C — теплоемкость; ρ — плотность; a — коэффициент температурной проводимости; W — энергия источника; R — радиус-вектор точки наблюдения.

Из уравнений (2.10), (2.11) следует, что с увеличением температуры и коэффициента линейного расширения напряжения и относительное удлинение растут. Учитывая, что искровой разряд сопровождается плазменной температурой, в силу больших ее градиентов энергия на поверхности анода выделяется в виде взрыва.

На основе анализа полученных уравнений (2.10), (2.11) с учетом высоких температур можно предположить, что энергия, выделяемая во время искрового разряда на электродах, настолько изменяет термическое напряжение материала в данном элементарном объеме, что его прочностные характеристики перестают соответствовать этому новому агрегатному состоянию, в результате чего происходит его разрушение. С другой стороны,

анализ расчетных данных показывает, что существенное влияние напряжений на разрушение анода в рассмотренном случае может наблюдаться у материалов с высоким модулем упругости и относительно высоким коэффициентом теплового расширения. Поэтому эффект разрушающего действия термических напряжений будет наглядно проявляться у тугоплавких материалов, имеющих низкие пределы прочности при относительно высоких модулях упругости и даже при малом коэффициенте теплового расширения.

Так, расчет показывает, что термические напряжения, которые появляются в свинце и вольфраме при их местном нагреве до температуры 300°C, составляют: для свинца — 28,8 кгс/мм², для вольфрама — 54,5 кгс/мм². Из этого следует, что термические напряжения, которые образовались в свинце при местном нагреве, превысили допустимые в 144 раза, тогда как для вольфрама они составили почти третью часть допустимых. Но уже при местном нагреве до температуры 1800°C появляющиеся термические напряжения в 2,5 раза превышали допустимые.

Следовательно, с ростом температуры термические напряжения в металле будут еще расти и при достижении критических величин материал в элементарном объеме третьей зоны потеряет свою прочность, вследствие чего наступит его разрыв в большом объеме. Результаты исследований о влиянии температуры плавления материала анода на количество его эрозии подтверждаются ранее полученными данными [9, 28, 45].

Характерной особенностью эрозии материалов электрода при электроискровом легировании являются ее полярность, причем почти всегда превалирует направление переноса продуктов эрозии с анода на катод. Однако анализ поверхностных слоев электродов показал следы эрозии как на катоде, так и на аноде.

Количественно полярный эффект переноса можно оценить через критерий полярности

$$K_{\Pi} = \frac{\gamma_k}{\gamma_a}, \quad (2.13)$$

где γ_k , γ_a — эрозия катода и анода. При $K_{\Pi} < 1$ превалирует перенос металла с анода на катод, при $K_{\Pi} > 1$ — катода на анод.

Из опытных данных следует, что для большинства электродов справедливы следующие соотношения: если $(T_{\text{пл}})_k \geq (T_{\text{пл}})_a$, то $K_{\Pi} < 1$; при $(T_{\text{пл}})_k < (T_{\text{пл}})_a$ — то $K_{\Pi} > 1$. K_{Π} зависит также от длительности и энергии, а при одинаковых материалах электродов — от коэффициентов их теплопроводности. С учетом сказанного критерий полярности K_{Π} можно записать следующим образом [46]:

$$K_{\Pi} = \frac{Q_k(\lambda, \tau_{\text{и}}, W_{\text{и}}) \cdot q_a(T_{\text{пл}}, C, q_{\text{пл}})}{Q_a(\lambda, \tau_{\text{и}}, W_{\text{и}}) \cdot q_k(T_{\text{пл}}, C, q_{\text{пл}})}, \quad (2.14)$$

где Q_a , Q_k — количество тепла, выделившееся в зоне разряда соответственно на аноде и катоде; q_a , q_k — полная теплота фазового превращения единичных масс электродов; $\tau_{\text{и}}$, $W_{\text{и}}$ — длительность и энергия импульсного разряда; $T_{\text{пл}}$ — температура плавления; C — теплоемкость; $q_{\text{пл}}$ — скрытая теплота плавления; λ — коэффициент теплопроводности.

Выражение (2.14) указывает на связь эффекта полярности с элементарными процессами в канале разряда и на поверхности электродов, так как электронно-ионные процессы в межэлектродном промежутке и на электродах в значительной мере обусловлены температурой импульсных разрядов.

Без учета динамики процесса выделения энергии в межэлектродном промежутке и на электродах Л.С.Палатник [47] предложил критерий полярности, который связан только с физическими константами материалов электродов.

Соотношения, описывающие процессы переноса, имеют вид

$$\frac{\tau_a}{\tau_k} \cong \frac{C_a \rho_a \lambda_a (T_a - T_0)^2}{C_k \rho_k \lambda_k (T_k - T_0)^2}, \quad (2.15)$$

где τ_a , τ_k — периоды, соответствующие начальным стадиям очагов плавления и интенсивного испарения в «рабочих объектах» соответствующих электродов; C_a , C_k , ρ_a , ρ_k , λ_a , λ_k — соответственно их теплоемкость, плотность и коэффициент теплопроводности; T_a , T_k — температура кипения анода и катода; T_0 — начальная температура электродов.

Хотя соотношение (2.15) не может являться общим критерием, но при постоянных значениях $\tau_{и}$, $W_{и}$ его можно использовать для предварительной оценки трех видов взаимодействия между электродами из разных материалов: а) если $\tau_a \ll \tau_k$, то пары анода конденсируются, образуя покрытие на твердой поверхности катода; б) при $\tau_a \approx \tau_k$ возможно образование сплавов из материалов анода и катода в поверхностном слое катода, так как процессы интенсивного испарения на обоих электродах происходят одновременно; в) когда $\tau_a \gg \tau_k$, образование покрытий на катоде маловероятно. Например, при $\tau_a \ll \tau_k$ на железе, меди и других металлах образуются покрытия из висмута, кадмия, свинца и другие; при $\tau_a \approx \tau_k$ формируются слои твердых растворов (Fe-C, Fe-Cr, Fe-Ni, Fe-Co, Fe-Ni, Cu-Ni и др.), интерметаллических соединений (FeBe₂, FeAl, Fe₃C, CuBe₃ и др.); при $\tau_a \gg \tau_k$ переноса Fe, Co, Ni, Ti, V, Cr и других элементов на стальную подложку и поверхность из Sn, Pb, Cd практически не наблюдается [47].

Экспериментальные данные показывают, что помимо полярного эффекта, связанного со свойствами материалов электродов и параметрами импульсного разряда, на явления переноса значительно влияют свойства и состояние газовой среды, в которой протекает процесс электрической эрозии и переноса, величина межэлектродного промежутка, изменение свойств поверхности электродов в процессе взаимодействия импульсного разряда и т.п. Например, если поверхность катода имеет тонкий слой жидкости, то картина переноса существенно отличается от той, которая наблюдается в тех же условиях при отсутствии такого слоя. Изменение же межэлектродного промежутка дает возможность установления оптимального расстояния, при котором перенос становится максимальным. Так, при непрерывно следующих друг за другом импульсных разрядах в атмосфере воздуха при $U \approx 200$ В и $C = 1200$ мкФ максимальный перенос наблюдается при межэлектродных расстояниях 8—15 мкм. За пределами этих значений эффект переноса снижается [1].

При электроискровом легировании тугоплавкими и другими материалами возникают сильные термические напряжения на аноде, превышающие предел прочности от 2 до 140 раз в твердых и полутвердых микрообъемах частиц металла, прилегающих к микроразлавленному металлу. Они-то и усиливают эрозию и перенос твердой фазы с анода на катод [12].

В работе [48] отмечается, что аргоновая среда при электроискровом легировании сталей твердыми сплавами заметно снижает электрическую эрозию анода и перенос металла по сравнению с обработкой в воздухе.

Таким образом, большое число факторов, влияющих на полярность переноса, затрудняет одностороннюю формулировку общего критерия эрозии и переноса при электроискровом легировании. Предварительную оценку возможности переноса и формирования покрытий из материалов анода на катоде можно производить с помощью выражений (2.14) и (2.15). Детальные данные об этом переносе обычно уточняются экспериментальным путем.

2.2. Продукты эрозии анода

Вещество анода, эродируемое в результате искрового разряда, может находиться в паровой, жидкой и твердой фазах. От соотношения количеств материала анода, эродируемого каждой из указанных фаз, зависит ход электроискрового легирования. Вследствие этого исследование строения, фазового состава, гранулометрии частиц в продуктах эрозии, агрегатного состояния вещества, выбрасываемого с электродов, представляет большой практический интерес.

Впервые вопросами исследования геометрических форм и размеров продуктов электрической эрозии металлов занимались Б.Р. и Н.И. Лазаренко [25—27, 48, 49] Б.А. Красюк [50] показал, что в продуктах эрозии основная масса частиц сформирована из жидкого металла, однако всегда имеются и частицы, механически отделенные от поверхности электродов.

Наиболее детальные и всесторонние исследования продуктов электрической эрозии были проведены К.К. Намитоковым [51—53]. Анализируя результаты исследования продуктов эрозии, он указывает особенности происхождения и формирования отдельных частиц, принадлежащих различным фракциям, — от наиболее крупных (10^{-2} — 10^{-4} см) до мельчайших (10^{-6} — 10^{-5} см). Результаты анализа свидетельствуют об определяющей роли тепловых факторов в процессе электрической эрозии материалов электродов. Шарообразные гладкие частицы могли сформироваться из жидкой фазы. Однако при формировании нешарообразных частей не исключено участие внутренних сил, например высоких термических напряжений.

Б.Н. Золотых [46] отмечает, что в конце импульса и в течение 25 мкс после его окончания наблюдается выброс небольшой партии расплавленного металла в виде округлых и шарообразных частиц. Одновременно с выбросом жидкой фазы вступает в действие механизм «хрупкого разрушения», происходит выброс более крупных частиц неправильной формы и «лущение» поверхностного слоя в виде крупных частиц. При прочих равных условиях доля хрупкого разрушения в электроэрозионном эффекте растет с ростом модуля упругости и температуры плавления (размягчения) материала электрода.

Из уравнений (2.10) и (2.11) следует, что существенное влияние термических напряжений на процесс электроимпульсной анодной эрозии в рассматриваемом случае может наблюдаться в неметаллах с высоким модулем упругости и относительным коэффициентом теплового расширения. Поэтому эффект разрушающего действия термических напряжений отмечен у тугоплавких материалов с низким пределом прочности при относительно высоком модуле упругости и коэффициенте теплового расширения [12].

Чтобы избежать влияния структурных факторов, целесообразно использовать в качестве анода такие материалы, которые не давали бы заметной величины слоя структурных превращений при электроискровом легировании. Кроме того, опираясь на сформулированные теоретические положения по данной проблеме, и для установления общих закономерностей характера эрозии анода в работах [45, 54] в качестве

исследуемых материалов для проверки наших предположений были использованы переходные металлы из IV—VI групп и их карбиды и бориды, металлы VIII группы — железо, кобальт, никель, металлы I группы — медь, серебро, а также металлы, образующие амфотерные соединения, — олово, свинец, сурьма, цинк, алюминий и магний, кадмий из II группы. Кроме того, в качестве анода использовались твердые сплавы Т15К6, графит марки ЭГ—2 и Хастеллой—Д.

Для установления качественной оценки влияния термических напряжений на эффект эрозии достаточно было провести металлографические и рентгеновские исследования.

Анализ экспериментальных данных дает основание полагать, что большое количество твердых частиц, перенесенных с анода на катод при электроимпульсном разряде, является следствием больших термических напряжений, возникающих в третьей зоне (см. рис. 2.3).

Если учесть физическую сторону теплопроводности металлов или сплавов, то она должна понижаться в металлах с увеличением пористости. А так как тугоплавкие металлы и их соединения получают методом порошковой металлургии, то у них значительно большее количество пор по сравнению с традиционными сплавами. Например, с увеличением пористости образцов степень роста термического коэффициента линейного расширения увеличивается с температурой. Для образцов из карбида циркония увеличение коэффициента термического расширения в интервале температур 200—1000⁰ С изменяется до 21,1% при нулевой пористости, до 28,8% — при пористости 14% и до 33,7% — при пористости 26,3% [6].

Это обстоятельство при электроискровом легировании приводит к тому, что выделяющееся в искровом канале взрывное тепло высокой температуры концентрируется в микрообъемах металла, примыкающих к жидкой фазе (микрованне), значительно повышая температуру, которая и вызывает критическое напряжение в этих микрообъемах. Это подтверждается изменением микроструктуры легированного слоя. Например, участки поверхности стали 45 после электроискрового легирования карбидом циркония, где наряду с оплавлением показаны хрупкие сколы по границам зерен или на плоскостях скольжения (рис. 2.6) □ [45].



Рис. 2.6. Вид микроструктуры слоя взаимной кристаллизации после электроискрового легирования стали 45 карбидом циркония

В работах [20, 54] показана зависимость гранулометрического состава и шероховатость легированной поверхности от температуры плавления материалов анода и коэффициента линейного расширения. Данные свидетельствуют, что с увеличением температуры плавления, коэффициента линейного расширения гранулометрический состав и шероховатость слоя (катада) будут изменяться в сторону повышения содержания более крупных фракций (табл. 2.1).

Таблица 2.1. Размер частиц, образовавшихся в результате термических напряжений материала анода ($I_{кз} = 120 \text{ А}$, $U_{хх} = 85 \text{ В}$, $C = 900 \text{ мкФ}$)

Материал анода	Диаметр частиц, мм	
	шарообразных, 10^{-2}	хрупкого разрушения, 10^{-2}
Ti	20	30

Zr	22	34
V	23	32
Nb	25	31
Ta	28	39
Cr	22	35
Mo	27	38
W	30	40

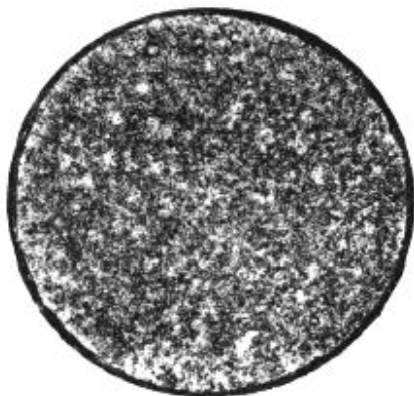


Рис. 2.7. Вид эрозионной поверхности после электроискрового легирования вольфрамовым анодом ($I_{к.з} = 120$ А, $U = 85$ В, $C = 900$ мкФ, 2 мин/см²)x30

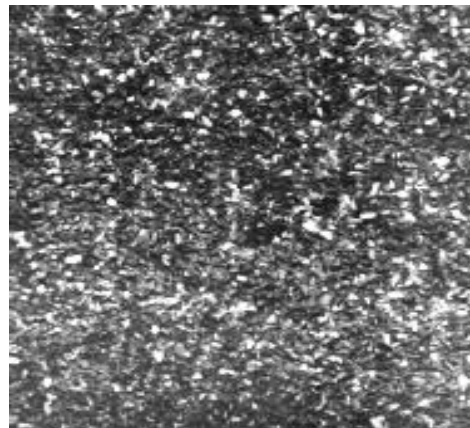


Рис. 2.8. Вид эрозионной поверхности после электроискрового легирования циркониевым анодом ($I_{к.з} = 120$ А, $U = 85$ В, $C = 900$ мкФ, 4 мин/см²)x30

При увеличении длительности обработки состав продуктов эрозии материала анода изменяется, особенно при легировании металлами IV группы (рис. 2.7). Необходимо отметить, что уже после второй минуты легирования число частиц, образовавшихся в результате хрупкого разрушения (термического происхождения), увеличивается в два и более раз, причем их размер также возрастает (табл. 2.1 и 2.2). Наибольшее увеличение частиц хрупкого разрушения материала анода наблюдается при легировании металлами IV и VI групп. Следует отметить, что уже после четвертой минуты обработки снижаются размеры и количество частиц на катоде (табл. 2.2). Это можно объяснить тем, что периодически происходит релаксация термических напряжений в поверхности упрочненного слоя. Это явление заметил Б.Н. Золотых и назвал его явлением «лущения» поверхности катода.

Как видно из приведенных данных, при электроискровом легировании под действием искрового разряда происходит разрушение анода. Продукты разрушения выделяются в трех фазах: паровой, жидкой и твердой (частицы, образовавшиеся в результате внутренних термических напряжений). Соотношение количеств частиц каждой фазы при прочих равных условиях определяется природой материала анода.

Для сопоставления электроэрозионной стойкости различных материалов чаще всего рассматривают зависимость значений эрозии материала от некоторых его теплофизических свойств, косвенно характеризующих энергию связи между атомами. Такими свойствами, например, могут служить температура плавления и коэффициент линейного расширения (см. рис. 2.1 и 2.2).

Экспериментальные данные по определению чистоты поверхностного слоя катода после определенного количества импульсных разрядов показывают, что дисперсность легирования слоя была разной. Так, на опытных образцах после импульсных разрядов получены поверхности, которые по шероховатости отличались друг от друга. На рис. 2.9, а-м приведены фотографии макроструктуры участков поверхности образцов после электроискрового легирования.

Из анализа шероховатости катода видно, что на ее состояние большое влияние оказывают термические напряжения и, чем больше они воздействуют на анод, тем ниже класс шероховатости катода, о чем свидетельствует макроструктура участков образцов после импульсной обработки (рис. 2.7 и 2.8). Эти материалы имеют различные коэффициенты линейного расширения и по-разному влияют на эрозию. Если обработка производилась вольфрамовым электродом, то поверхность образца приобретала мелкую макроструктуру (рис. 2.7), тогда как поверхностный слой после обработки циркониевым электродом состоял из более крупных частиц (рис. 2.8).

Таблица 2.2. Размер частиц термического происхождения (10^{-2} мм) с разными временами обработки катода ($I_{кз} = 120$ А, $U_{кк} = 85$ В, $C = 900$ мкФ)

Материал анод	Т, мин/см ²		
	1	2	3
Ti	30	60,5	25
Zr	34	60	50
V	32	59,8	29
Nb	31	60	30
Ta	39	61	35
Cr	35	70	45
Mo	38	69	40
W	40	80	50

В связи с вышеизложенным следует считать, что для установления общих закономерностей формирования продуктов эрозии анода при легировании переходными металлами IV—VI групп целесообразно провести сопоставительный анализ продуктов эрозии и гранулометрических свойств их карбидов, а также боридов с различным содержанием других элементов. Из анализа макроструктур видно, что на формирование поверхностного слоя большое влияние оказывает материал легирующего анода.

На рис. 2.9, *а—в* приведены макрофотографии участков образцов после электроискрового легирования их поверхности цирконием с разными неметаллическими компонентами. Так, например, поверхностный слой после его легирования нитридом циркония имеет крупную макроструктуру (рис. 2.9, *а*). После легирования цирконием, содержащим 17,9% бора, макроструктура поверхностного слоя становится несколько дисперсной, уплотненной (рис. 2.9, *б*). Если же легирование производили цирконием с содержанием углерода 2—10,7%, то поверхность образцов приобретала совершенно иную, мелкую макроструктуру (рис. 2.9, *в*).

Все это говорит о том, что количество перенесенного материала с анода в единицу времени не одинаково. Вероятно, это можно объяснить разной температурой плавления циркония с азотом, бором, углеродом, а также различной плотностью. Так, температура плавления нитрида циркония составляет 2900°C [55, 56], а пикнометрическая плотность — 7,09 г/см³ [57—59]. Диборид циркония плавится при температуре, равной 3040°C [60], и его плотность составляет 6,17 г/см³ [61, 62]. Карбидциркония имеет температуру плавления 3530°C [63, 64] и пикнометрическую плотность 6,73 г/см³ [57].

Из анализа экспериментальных данных следует, что чем ниже температура плавления материала анода и чем меньше пикнометрическая плотность, тем больше при единичном разряде переносится материал анода, а следовательно, и макроструктура поверхностного слоя будет более крупной. Здесь следует отметить, что плотность нитрида циркония, хотя и выше плотности карбида, но их температуры отличаются на целый порядок.

Установлено, что если в качестве анода при электроискровом легировании применялись электроды из чистых карбидов титана и с добавками 33% стали 1Х18Н9Т или 30% армко-железа, то эти добавки не оказывают существенного влияния на эрозию и гранулометрический состав макроструктуры поверхностного слоя, о чем свидетельствует также и чистота легированного слоя (рис. 2.9, *з–е*).

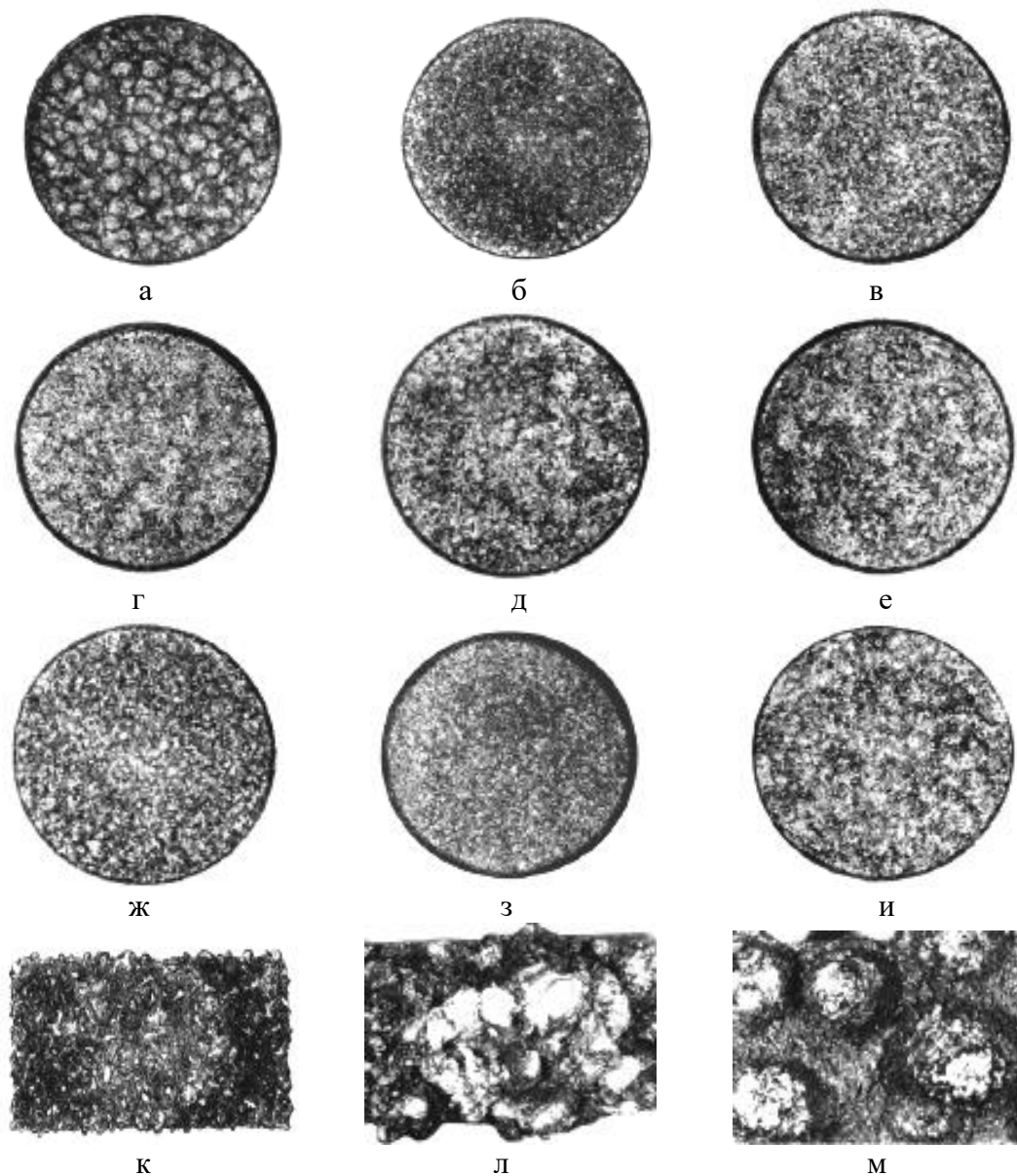


Рис. 2.9. Макроструктура участков чистоты поверхности образцов после электроискрового легирования: *а* — нитридом циркония, *б* — нитридом циркония с 17,9% бора, *в* — нитридом циркония с 10% углерода, *г* — карбидом титана, *д* — карбидом титана с 33% стали 1Х18Н9Т, *е* — карбидом титана с 30% железа, *ж* — диборидом титана с 18% бора, *з* — карбидом ниобия, *и* — карбидом хрома с 15% никеля, *к* — Хастеллой — *л* — свинцом, *м* — оловом

Диборид титана, в состав которого входит 17,9% бора, уже вносит изменения в макроструктуру нанесенного слоя. Его макроструктура и гранулометрический состав более крупные, чем у карбида титана с различными добавками легирующих и связующих компонентов (рис. 2.9, *жс*). Это, по-видимому, можно объяснить теми же причинами, что и для макроструктуры нанесенного слоя карбидами циркония, так как и в данном случае температура плавления карбида выше (3147°C), чем диборида титана (2980°C) [64, 65].

При электроискровом легировании, когда анодом служит карбид ниобия, нанесенный слой настолько плотен, что его макроструктура кажется шлифованной поверхностью (рис. 2.9, *з*). Этим лишний раз подтверждается то, что чем выше температура плавления

материала анода, тем меньшими порциями переносится материал анода на катод. Температура плавления карбида ниобия составляет 3480°C [55] при высокой пикнометрической плотности, достигающей $7,56 \text{ г/см}^3$ [57].

В опытах был использован карбид хрома с 15% никеля. Как показали результаты исследования, никель, входящий в состав карбида хрома, способствует более интенсивному переносу материала анода, а так как температура плавления карбида хрома составляет 1895°C , то есть ниже, чем у рассмотренных материалов, то и его макроструктура более крупная (рис. 2.9, и).

Наряду с тугоплавкими соединениями переходных металлов с неметаллическими компонентами в качестве анода применялся сплав Хастеллой—Д, в состав которого входит 84% никеля. Из группы цветных металлов в качестве анода использовались свинец и олово.

При электроискровом легировании сплавом Хастеллой—Д на поверхность образца наносится сравнительно толстый слой. Макроструктура обработанной поверхности образца выражена застывшими крупными каплями. Толщина по выступающим бугоркам достигает 1 мм. Сплошность покрытия составляет 100% (рис. 2.9, к). Следует отметить, что при легировании на всем протяжении процесса наблюдается сильное прилипание электрода к поверхности образца.

Аналогично ведут себя и аноды из свинца и олова, которые еще сильнее прилипают к поверхности легируемого образца. Количество переносимого с них материала значительно больше, чем при использовании Хастеллой—Д (рис. 2.9, л, м). Из сравнения материалов (Хастеллой—Д, свинец и олово) видно, что чем меньше температура плавления, тем больше переносится металла в единицу времени и тем крупнее становится макроструктура.

Все это говорит о том, что количество перенесенного материала анода за одно и то же время и при одних и тех же режимах импульсного разряда неодинаково. Это подтверждает наши теоретические выводы о том, что с увеличением коэффициента линейного расширения в ряду используемых материалов растут внутренние термические напряжения в микрообъемах фазы, которые превышают предел прочности данного материала. Сказанное также подтверждается полученной зависимостью (рис. 2.3).

Поскольку проблема управления эрозионными процессами при электроискровом легировании остается актуальной, ученые занимаются ею и в настоящее время.

Из анализа литературных и наших экспериментальных данных можно выделить из множества способов решения проблемы самый рациональный, сущность которого связана с комплексом легирующих карбидообразующих элементов, входящих в состав электродных материалов, с учетом отношения этих элементов к углероду и их сродства к нему. В этой связи следует продолжить исследования, начатые в работах [9, 66, 67]. Так, изготовленная партия легирующих электродов из карбида хрома (Cr_7C_3) с добавкой 15% никеля показала, что $\text{Cr/C} = 4,5\text{—}5,5$ от. % и никель релаксирует, не допуская образования высоких термических напряжений на стадии формирования прочного легированного слоя без микротрещин и пор.

Глава 3 ВЛИЯНИЕ МАТЕРИАЛА ЭЛЕКТРОДА И СРЕДЫ НА ФОРМИРОВАНИЕ ЛЕГИРОВАННОГО СЛОЯ, ЕГО МИКРОСТРУКТУРУ И ФАЗОВЫЙ СОСТАВ

Для создания нужных нам физико-химических и механических свойств поверхности слоев металла необходимо управлять процессами, сопровождающими электрическую форму разряда.

Электроискровое легирование позволяет значительно улучшить такие ценные эксплуатационные свойства рабочих поверхностей деталей машин, как твердость, износостойкость, ударную вязкость, коррозионную стойкость, жаростойкость и др. Следовательно, электроискровое легирование — важное средство продления срока службы ответственных деталей, узлов машин и механизмов. Оно начинает применяться и для нанесения покрытий цветными и благородными металлами с целью изменения сопротивления металлических поверхностей.

Однако несмотря на некоторые успехи в развитии электроискрового способа легирования, существуют препятствия для его эффективного использования в целях повышения эксплуатационных качеств деталей. Основное из них заключается в том, что легированные слои деталей, работающих в различных условиях эксплуатации, должны обладать определенными физико-механическими свойствами (твердость, износостойкость, повышенная ударная вязкость, усталостная прочность), то есть должны быть получены при вполне конкретных режимах и из определенных материалов легирующего электрода.

Кроме того, электроискровое легирование сопровождается быстрыми специфическими химико-термическими явлениями, протекающими при высоких локальных температурах и давлениях. Эти условия требуют, чтобы легирующий материал электрода был менее податлив к окислительным процессам при высоких температурах и чтобы получаемая поверхность максимально соответствовала заданному химическому составу материала упрочняющего электрода и удовлетворяла нескольким основным условиям (износостойкости, повышенной ударной вязкости, усталостной прочности и др.).

В области электроискрового легирования металлических поверхностей в настоящее время неотложной задачей является получение высококачественного упрочненного слоя. Однако это решается в основном изменением технологических приемов на существующих материалах и только небольшая доля работ посвящена изысканию новых материалов для электроискрового легирования. Тем не менее, проблема материалов является очень важной, так как от качества легирующего электрода, его свойств в большой степени зависят физико-химические и механические свойства легированной поверхности. Поэтому с учетом этих специфических особенностей электроискрового разряда в качестве легирующего электрода необходимо применять такой материал, чтобы за оптимальное время протекания процесса можно было получить больше качественного металла на легируемой поверхности.

В большинстве случаев эта задача может быть успешно решена применением в качестве легирующих электродов тугоплавких соединений металлов IV—VI групп периодической системы элементов с бором, углеродом, азотом и другими неметаллами. Среди этих соединений особое место занимают карбиды титана, циркония, ниобия, хрома и диборида титана и циркония, обладающие высокой твердостью и износостойкостью, коррозионной и химической устойчивостью, малой упругостью паров и малой скоростью испарения. Предпочтение в способе получения электродов из этих соединений

необходимо отдать методам порошковой металлургии, которая позволяет лучшим образом дозировать нужное процентное содержание легирующих элементов в электроде.

Для рационального применения тугоплавких соединений в качестве электродов при электроискровом легировании необходимо изучение комплексного влияния материала электрода, среды, режимов обработки на качество легированной поверхности и определение критерия, от которого в основном зависят качество и количество переносимого металла.

Однако, как показывает анализ литературных данных, до настоящего времени не проводилось систематических исследований влияния тугоплавких соединений на некоторые физико-химические и механические свойства легированного слоя. В литературе мало внимания уделяется вопросу комплексного влияния на структуру и фазовый состав упрочненного слоя. Все же физико-химические и механические свойства легированного слоя будут определяться в первую очередь фазовым составом и их количественным соотношением.

Отдельные работы по электроискровому легированию сталей твердыми сплавами проводились, но в основном в направлении определения оптимальных электрических режимов. В работах [11, 14, 21], посвященных исследованию структуры поверхностного слоя сталей, легированных электроискровым способом твердыми сплавами, было показано, что в поверхностном слое независимо от его исходной структуры образуется белый слой, за которым следует второй белый слой и на его фоне в ряде случаев просматриваются иглы мартенсита. Толщина как белого нетравящегося слоя, так и второго слоя зависит от режима легирования. С повышением его жесткости толщина верхнего слоя растет и может достичь 60—80 мкм.

Структура и твердость поверхностного слоя путем использования металлографического и частично рентгеноструктурного анализа исследованы в работе [68]. Но и здесь все же не были выяснены свойства и природа слоя, получающегося на поверхности стали при электроискровом легировании твердыми сплавами. Авторы работ указывают, что им не удалось исследовать до конца структурные изменения, происходящие в легированном слое, из-за сложности их образования ни металлографическим, ни рентгеноструктурным анализами.

До сих пор нет единого мнения о влиянии материала легирующего электрода и окружающей среды на химический состав и структурные изменения легированного слоя. Так, Г.П. Иванов [68] показал, что при электроискровом легировании электродами из графита, феррохрома и белого чугуна структуры получаемых слоев одинаковы. На основании этих данных делается вывод о том, что структурное и фазовое строение легированного слоя не зависят от материала электрода. В то же время В.А. Белянин утверждает, что структура легированного слоя определяется материалом электрода. Упрочненный слой кристаллизуется из жидкой фазы: зерна похожи на мелкие дендриты, вытянутые в направлении отвода тепла.

А.В. Алексеев и Л.Я. Попилов [69] показали, что материал электрода почти не влияет на образование легированного слоя. А.В. Поляченко [70, 71] при легировании сплавом Т15К6 обнаружил в поверхностном слое 25—30% элементов, входящих в состав легирующего электрода. В работах [72, 73] отмечается, что материал электрода существенно влияет на формирование микроструктуры и фазовый состав в легированном слое.

В работе [74] показано, что при легировании на воздухе материалами, не обладающими повышенной твердостью, или одноименными материалами увеличивается твердость деталей. Автор объясняет это не только закалочными процессами, но и протеканием

химических реакций, основой которых является взаимодействие металлов с азотом воздуха — образование нитридов. Увеличение твердости бывает наибольшим при использовании материалов высокой твердости. Кроме того, в некоторых случаях легированные слои приобретают большую твердость по сравнению с твердостью материала электрода. Например, при нанесении слоя твердым сплавом Т15К6 микротвердость его достигает 3200—3600 кгс/мм², тогда как микротвердость самого сплава не превышает 2000 кгс/мм².

При исследовании влияния твердых сплавов на структуру легируемой детали А.В. Поляченко [70] установил, что увеличение содержания кобальта в твердых сплавах типа ВК влечет за собой снижение предельной твердости упрочненного слоя. Он отметил, что основной фактор, оказывающий значительное влияние на микротвердость легируемого слоя — это материал электрода. В работе [25] было показано, что исходная структура (перлит+феррит) малоуглеродистой стали 30 после приложения искрового разряда в течение 45 секунд превращается в структуру аустенит. Образование аустенита в поверхностном слое малоуглеродистой стали происходит за счет насыщения азотом воздуха.

Насыщение азотом поверхности электродов на малоуглеродистой стали, по мнению В.И. Широкова, происходит в момент расплавления определенных участков поверхности стали под воздействием искрового разряда, причем в период пробойной стадии разряда молекулы азота диссоциируют, вступают во взаимодействие с расплавленным материалом электрода и образуют химическое соединение.

Исследования по определению структурных преобразований при электроискровом легировании образцов из стали У9 и армко-железа, проведенные Л.С. Палатником [72], показали, что образцы стали У9, которые подвергались легированию твердыми сплавами, имеют в поверхности слоя аустенит и мартенсит. Рентгенограмма образца из технически чистого железа, легированного графитовым электродом, показала, что в поверхностном легированном слое имеется цементит и аустенит. На основании вышеизложенных данных Л.С. Палатник приходит к выводу, что при поверхностном легировании в верхнем слое происходит особый процесс цементации, протекающий за счет растворения и диффузии в расплавленном участке поверхности стали углерода и других элементов, входящих в состав легирующего электрода, а в последний момент (после приложения искрового разряда к легированной поверхности) имеет место резкая поверхностная закалка цементированной зоны, происходящая за счет ее быстрого охлаждения вследствие рассеяния тепла в массу образца. Установлено, что кристаллизация и частичный распад аустенита, образование карбидов в легированном слое происходят во второй стадии процесса, то есть в момент поверхностной закалки.

Я.С. Уманский [73] объясняет получение вторичного аустенита в слое после электроискрового легирования насыщением аустенита углеродом и некоторыми легирующими элементами, находящимися в карбидах.

В приведенных до сих пор работах затрагивались лишь отдельные вопросы влияния тех или иных факторов на структуру и фазовый состав легированного слоя и не исследовалось комплексное влияние материала электрода и среды. Поэтому в литературе нет данных о количественном составе отдельных элементов, входящих в состав легированного слоя.

В настоящее время отсутствуют полные данные не только о структуре и ее фазовом составе, но и характере послойного распределения их в легированной поверхности. Не имеется также достоверных данных и о микротвердости отдельных структурных составляющих в пределах легированной поверхности. Отсутствуют полные сведения и о

тех преобразованиях и изменениях, которые должны иметь место в слоях стали, близко прилегающих к легированному слою.

Все это затрудняет как дальнейшее широкое внедрение в народное хозяйство электроискрового метода и новых материалов электрода, так и правильно обоснованное назначение технологического режима легирования деталей машин. Кроме того, существующие разноречивые представления о влиянии материала электрода и среды на структуру, фазовый и химический состав слоя привели к появлению в литературе разных точек зрения на образование физико-механических свойств легированного слоя.

При исследовании всего комплекса влияния на изменение легированной поверхности при электроискровом упрочнении необходимо проверить влияние материала электрода, среды и режима обработки на определяющие свойства, от которых главным образом зависит работоспособность деталей машин. К ним можно отнести внутренние напряжения, усталостную прочность, ударную вязкость, износостойкость. Не зная, как влияет этот комплекс на одно из определяющих свойств, нельзя определить вид легирующего электрода для той или иной поверхности детали. Это обуславливается различными условиями работы последней. Если для детали, работающей в условиях статических нагрузок, основным критерием при оценке легированного слоя является износостойкость, то для деталей, работающих при динамических нагрузках, первостепенное значение при оценке этого же слоя приобретает усталостная прочность и ударная вязкость. Поэтому для оценки карбидных, боридных тугоплавких соединений в качестве электродов при электроискровом легировании необходимо рассмотреть состояние вопроса в аспекте определяющих физико-механических свойств.

3.1. Природа и механизм образования белого слоя

Пока не существует строгой теории, объясняющей физическую сущность специфических процессов, связанных с образованием белого слоя.

Физическая теория электроискровой эрозии металлов в импульсном разряде находится в стадии формирования и становления основных положений. Экспериментальные трудности исследования этого сложного явления, естественно, породили большое разнообразие точек зрения на природу и механизм образования упрочненного слоя и в первую очередь поверхностного слоя — так называемого «белого слоя», нетравящегося. Механизм образования этого слоя еще недостаточно изучен.

Белый слой является как бы «щитом», предотвращающим диффузию частиц, вылетающих с анода [9, 20, 45]. Происхождение белого слоя связано, вероятно, с работой частиц, энергия которых достигает громадных величин. Амплитудные значения тока могут достигать миллионов ампер, а скорость нарастания тока — нескольких миллионов ампер на секунду. Следовательно, при разности потенциалов между анодом и катодом 5—8 кВ выделяются громадные мощности, проявляющиеся в виде взрыва и действующие в очень небольших объемах. Все это приводит к образованию качественно новой перегруппировки атомов в кристаллической решетке, в результате чего образуются новые химические соединения с высокодисперсной структурой.

В настоящее время известно много процессов, в результате которых образуется белый слой: шлифование закаленной стали, упрочнение поверхности стали дробью [75], удар «бабы» по стальному образцу («полоска Кравз—Тарновского») [76], трение частей машин (рессор) [77], износ деталей машин [78, 79], а также образование корки нагара оружейных стволов.

Представления разных авторов о природе белого слоя можно свести к следующему:

1. Белый слой состоит из безыгольчатого мартенсита, который, по мнению Н.Н. Давиденкова [80], является результатом закалки в совершенно особых условиях. Е.Г. Котикова [75] также приписывает белому слою структуру безыгольчатого мартенсита.

2. Белый слой содержит в структуре остаточный аустенит [79, 81, 82].

3. Белый слой представляет собой структуру, обогащенную в результате диффузии либо кислородом [77, 78], либо азотом воздуха [83], причем возможно образование как химических соединений, так и твердых растворов. Представления о белом слое как о структуре, образованной в результате насыщения поверхности кислородом воздуха, наиболее подробно развито в работах [78, 84], где указывается, что в зубчатых передачах окислительный износ является ведущим.

В работах зарубежных авторов [85] белый слой рассматривается как структура, обогащенная карбидами за счет углерода смазки, которая разлагается в процессе трения, или как структура, связанная с аустенитными превращениями в стали вследствие закалки поверхности трения от высоких температур.

Приведенные выше рассуждения о структуре белого слоя указывают на отсутствие единого мнения по данному вопросу.

В исследованиях, проведенных на зубьях шестерен и узлах машин, Л.С. Палатником [86] установлено, что количество аустенита в белом слое колеблется в значительном интервале — от 5—10 до 60% и всегда больше, чем на участках, примыкающих к белому слою. Данное обстоятельство указывает на то, что аустенит белого слоя иного происхождения, чем остаточный аустенит цементированного слоя. Такой аустенит был назван вторичным. На основании данных, полученных с помощью химического анализа, Л.С. Палатник отрицает растворение азота в белом слое даже при электроискровой обработке металлов, хотя условия для образования нитридов представляются более благоприятными, чем условия трения [83].

Такое утверждение Л.С. Палатника противоречит экспериментальным данным Вебера, который доказал, что элемент не растворим в железе, если радиус его атома больше радиуса железа. Под твердым раствором Вебер понимал образование, в котором атомы растворенного вещества (в нашем случае азота), располагаются в пустотах твердого растворителя, то есть внутри решетки металла, поэтому образование этих растворов можно ожидать лишь от элементов очень малого радиуса, таких, как водород, кислород, азот и углерод. Отсюда понятно, почему железо с кубической объемно-центрированной решеткой практически не растворяет углерод и азот, в то время, когда они растворяются в железе, центр элементарной ячейки которого не занят.

Азот растворяется в тех металлах, которые могут образовать нитрид: в железе, цирконии, тантале, марганце, алюминии и др. В работе [87] отмечено, что азот увеличивает в низкоуглеродистых высокохромистых сталях устойчивость аустенитной структуры и расширяет область существования фазы по температуре и концентрации.

Я.С. Уманский [88] относит получение вторичного аустенита в белом слое за счет насыщения аустенита углеродом и некоторыми легирующими элементами, находящимися в электродах.

Общим для всех случаев является то, что образование данных слоев происходит в условиях локального действия высоких давлений и температур, что обуславливает общность специфических высоких физико-механических свойств белых слоев. Тем не менее по интенсивности воздействия на поверхностный слой электроискровая обработка значительно отличается от перечисленных выше процессов. Так, в работе [89] указано, что давление ударной волны от действия электрической искры составляет $(2—7) \cdot 10^5$ кгс/мм². Кроме того, если температура нагрева поверхности микрообъемов в процессе

трения и механического воздействия дроби или шлифовальных зерен обычно не превышает 1000°C , то в процессе электроискрового легирования она достигает $(5\text{—}40) \cdot 10^3$ $^{\circ}\text{C}$ [89]. При этом высокая скорость теплоотвода приводит к тому, что в пределах небольшого слоя (порядка нескольких микрометров) температура доходит до температуры плавления и соответствующих фазовых превращений материалов. В результате этого процессы кристаллизации, фазовых превращений, диффузии и химического воздействия в твердой фазе, сопровождающие электроискровое легирование, способствуют формированию крайне неравновесных структур с мелкими зернами, высокой гетерогенностью по составу, структуре и свойствам [16, 66, 90-99].

Микротвердость слоя взаимной кристаллизации (белый слой) намного превосходит микротвердость легирующих металлов и в составе этого слоя в некоторых случаях обнаруживаются фазы, не присутствующие в обрабатываемом и легирующем электродном материалах.

Анализ литературных данных показывает, что до настоящего времени нет достаточно строгой теории, которая отражала бы специфическую сущность всех или почти всех процессов, связанных с образованием легированного слоя.

А.А. Спиридонов [34] указывает, что сущность образования легированного слоя заключается в перенесении материала упрочняющего электрода посредством искры и отложения его в виде тонкого слоя на упрочненной поверхности. При этом если электродом служит твердый сплав, то поверхность после легирования приобретает свойства с прочностными характеристиками (твердость, износостойкость и др.) этого твердого сплава. В других работах рассматривается теория электроискрового легирования как специфический вид поверхностной термической обработки [9, 69, 100]. Исходя из последнего, утверждают, что при легировании в качестве упрочняющего электрода может быть использован любой материал на металлической основе. Авторы [101] отмечают, что износостойкость повышается при одинаковом составе легирующего электрода и изделия благодаря азотированию и изменению микроструктуры, а при разных материалах к этому добавляется также влияние химического состава легирующего электрода. А.А. Спиридонов [34] указывает, что при электроискровом легировании стали происходит взаимодействие азота воздуха с расплавленным металлом. В результате легирования происходит специфическая закалка поверхностного слоя. Автором установлено, что лучшим материалом в качестве легирующего слоя будет такой, который дает возможность получить в поверхностном слое аустенит с низкой устойчивостью при действии на него температуры и давления.

Некоторые авторы [34, 101—104] отмечают, что важнейшим элементом для получения высокой твердости поверхностного слоя при электроискровом легировании является азот. Это обстоятельство вполне согласуется с рядом исследований по азотированию сталей. Например, С.Ф. Юрьев [103] указывает, что основной технической характеристикой азотированного слоя является высокая твердость, составляющая 1300 единиц по Виккерсу. Она значительно превосходит предел твердости, достигаемый в сталях обычными операциями: цементированием, закалкой, цианированием и хромированием. С.Ф. Юрьев [103] и Ю.М. Лахтин [102] считают, что твердость азотированной стали находится в прямой зависимости (до определенного предела) от концентрации нитридов в азотированном слое и степени дисперсности частиц нитридов. Ю.М. Лахтин [104] связывает микротвердость азотированного слоя непосредственно с его фазовым составом. Из данных рентгеноструктурного анализа, проведенного Ю.М. Лахтиным [104], следует вывод, что различному фазовому состоянию азотированного слоя соответствуют определенные величины микротвердости, приведенные в табл. 3.1.

Установлено, что высокая твердость азотированного слоя является следствием выделения высокодисперсных иглообразных нитридов, вызывающих торможение по плоскости скольжения зерен при деформации.

Таблица 3.1. Фазы азотированного слоя и содержание в них азота

Фазы азотированного слоя	Содержание азота в слое, %	Микротвердость по Виккерсу, кгс/мм ²
ε	8-11	1200
$\varepsilon + \gamma$	5,9-8	750-900
$\gamma + \varepsilon$	0,45-5,9	400-700

Поглощение азотом воздуха при электроискровом упрочнении осуществляется, вероятно, таким образом, что при пробивании воздушного промежутка электроискровым разрядом молекула азота расщепляется на атомы. При этом атомы азота ионизируются и вместе с наносимым металлом при легировании диффундируют в поверхность упрочненного слоя.

Специфические особенности электроискрового легирования еще не раскрыты полностью. Вследствие этого природа белого слоя окончательно еще не выяснена. Авторы работ [69, 72, 89, 93, 109-112] специфические свойства данного слоя связывают с процессами электрической искры, хотя во многих исследованиях [77, 80, 97, 104, 112, 113] указывается, что эффект упрочнения обусловлен не только импульсным локальным воздействием на катод высоких давлений и температур, но также и явлениями переноса материала с анода на катод.

Из этого следует, что электроискровое легирование является процессом, близким по своей сути к процессу азотирования сталей, поэтому механические свойства слоев, полученных в обоих случаях, сходны между собой:

1. Микроструктура этих слоев состоит из двух примерно равных частей — верхнего белого нетравящегося слоя и нижнего диффузионного.
2. Оба слоя имеют одинаковую твердость.
3. Поверхностный слой каждого слоя имеет высокую химическую стойкость и не поддается травлению обычными реактивами.
4. Оба слоя имеют высокое сопротивление истиранию [16, 23, 114].
5. Слои отличаются высокой жаростойкостью и не снижают твердости при нагреве до температуры 600—700°C. Кроме того, легированный слой не окисляется в процессе длительной эксплуатации (например, в газовой турбине в течение десятков тысяч часов [68]).

Отмеченное сходство основных свойств азотирования и электроискрового легирования не случайно, а вытекает из диффузионной сущности этих процессов и подтверждает их общую физическую природу. Об этом свидетельствуют данные [98] о содержании азота в легированном слое (рис. 3.1). Из графика видно, что с увеличением мощности и длительности искрового легирования количество азота в слое уменьшается.

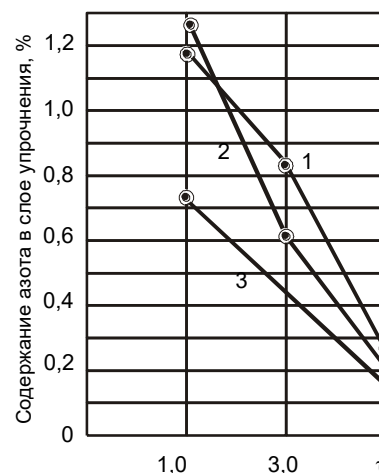


Рис. 3.1. Влияние электрических режимов и длительности электроискрового упрочнения на содержание азота в легированном слое. Режимы: 1 — 2-й; 2 — 4-й; 3 — 6-й

На основании изложенного электроискровое легирование можно, вероятно, считать процессом ускоренного электроискрового азотирования, так как при этом полностью или частично воспроизводятся все основные параметры процесса азотирования и обеспечиваются прочностные характеристики азотированного слоя.

Легированный слой обычно состоит из двух частей: верхней — белой, нетравящейся части и переходной зоны (или зон) от нанесенного слоя к основному металлу. Эта зона, называемая подслоем (первый, второй и т.д.), представляет собой область термического влияния (рис. 3.2) от электроискровых импульсов и диффузионного взаимопроникновения элементов анода и катода. Чем больше величина энергии электроискрового импульса, тем больше глубина залегания этой зоны.

А.А. Спиридонов доказывает, что значительное количество аустенита является следствием обогащения стальных поверхностей при электроискровом легировании азотом воздуха или же результатом высокой скорости охлаждения, выходящей из рамок интервалов, в которых она (скорость) не влияет на положение мартенситных точек.

По нашему мнению, выводы Л.С. Палатника [115] и А.А. Спиридонова [34] не противоречат друг другу, однако и не дают исчерпывающего объяснения процессам образования аустенита, а лишь позволяют получать более полное представление о структурных фазах белого слоя.

В работах [107, 116] утверждается, что при электроискровом легировании происходит резкая сверхскоростная закалка, в процессе которой металл не успевает пройти соответствующие фазовые превращения, характерные для жидкой фазы. Они допускают возможность существования аморфного слоя после электроискрового легирования. Тем не менее твердый металл в аморфном состоянии ни при каких условиях переохлаждения не был обнаружен современными исследователями. Например, С.А. Векшинский [117] утверждает, что по имеющимся до этого времени данным, полученным в разных лабораториях, существование металлов в аморфном состоянии невозможно. Однако электронографические, рентгеноструктурные и микроскопические исследования неизменно показывают существование кристаллической структуры. Так, и в работе [85] отмечается, что невозможно обнаружить существование аморфной фазы даже в тех случаях, когда конденсированная пленка имела толщину всего несколько десятков атомов.

Следовательно, основываясь на изложенном материале о природе легированного слоя, вероятно, можно утверждать, что при электроискровом легировании имеет место растворимость азота с образованием нитридов. Поэтому наличие аустенита (до 60%) в

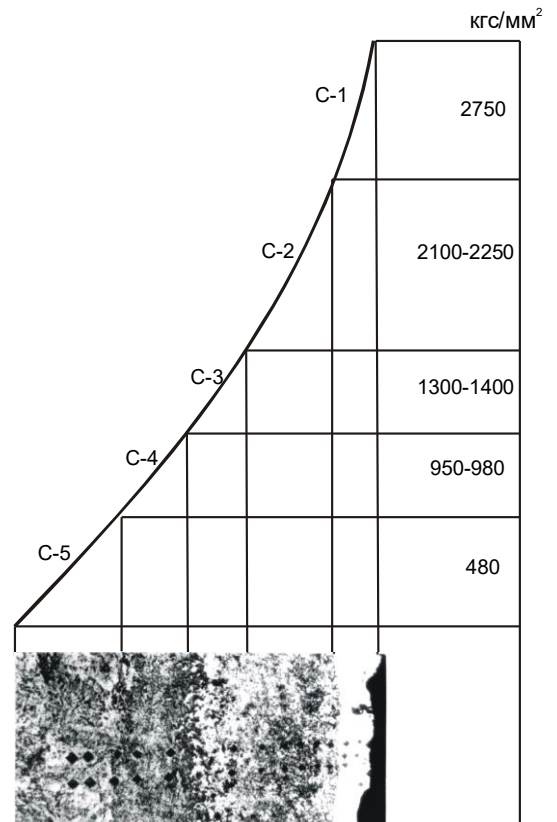


Рис. 3.2. Микроструктура и отпечатки микротвердости стали У8А после электроискрового легирования карбидом циркония (x300).

C-1 — белый слой взаимной кристаллизации; C-2 — диффузионный слой; C-3 — переходный слой; C-4 — второй переходный слой или зона термического влияния с дискретным перераспределением энергии температурного поля; C-5 — основной металл

легированном слое вызывается не только термическими [115] процессами, но и растворимостью азота [34].

На основании этих данных можно предполагать, что если электроискровое легирование будет протекать в атмосфере азота, то получится вторичный аустенит в значительно большем количестве не только в поверхностном слое, но и в слоях, расположенных в глубине легированной поверхности.

Особое значение в связи с этим приобретает состояние мартенсита, образующегося из вторичного аустенита. Соотношение фаз аустенита и мартенсита зависит от концентрации углерода и легирующих элементов, а также от температуры охлаждения [118]. Известно, что количественное соотношение фаз (аустенита и мартенсита), являющихся функцией температуры охлаждения стали, должно быть одинаковым при образовании как крупноигльчатого, так и мелкоигльчатого мартенсита. Размер игл мартенсита будет зависеть от числа образующихся зародышевых центров. Отсюда следует, что чем больше скорость охлаждения металла, тем быстрее он затвердевает, больше возникает центров кристаллизации и, следовательно, зерна мартенсита получают меньших размеров.

В литом металле наблюдаются крупные зерна, в кованом они значительно меньше. После термической обработки металла они могут быть еще мельче. При электроискровом упрочнении, где скорость охлаждения микрообъема расплавленного металла достигает величины порядка 10^4 °C/с, зерна настолько мелкие, что разрешающая способность обычных металлографических микроскопов не позволяет их обнаружить. Вероятно, такие скорости охлаждения обуславливают мелкоигльчатое строение мартенсита в легированном слое.

Рост мартенситной иглы из аустенита объясняется Г.В. Курдюмовым [119] тем, что при мартенситном превращении атомы, бывшие соседями в исходной решетке, остаются соседями на границе растущего кристалла. При этом должны быть значительные упругие деформации. При достижении определенных значений напряжений должна произойти пластическая деформация, нарушающая регулярное сопряжение решеток аустенита и мартенсита. Чем более дисперсен мартенсит, тем больше вероятность существования упругих игл мартенсита и наличия регулярного сопряжения аустенита и мартенсита.

Белый слой представляет собой квазиравновесную [120] регулярно сопряженную аустенитно-мартенситную систему. Из-за различия параметров ячеек сопряжения возникающая мартенситная фаза сильно искажает решетку вторичного аустенита, что и приводит к значительной твердости белого слоя при относительно большом содержании аустенита.

Травитель не выявляет структуру мартенсита в белом слое. Это объясняется тем, что поверхностная энергия на границе аустенит—мартенсит при наличии регулярного сопряжения этих решеток близка к нулю, поэтому при воздействии травителем на структуру не образуются электрохимические микропоры, которые в обычных условиях (две обособленные фазы) приводят к значительной травимости [120].

Свойства белого слоя – нетравимость, высокая твердость – при наличии относительно большого количества вторичного аустенита, возможно протекания обратных процессов могут быть объяснены наличием регулярного сопряжения решеток аустенита и мартенсита в белом слое, а также величиной поверхностной энергии на межфазных границах.

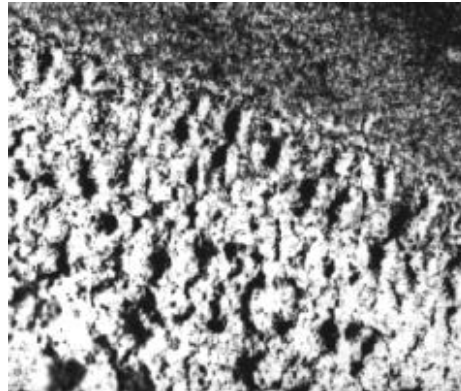


Рис. 3.3. Микроструктура белого слоя, полученного на вольфраме при электроискровом легировании его одноименным электродом (а) и на молибдене одноименным электродом (б) $\times 500$

Однако Г.П. Иванов установил, что структура белого слоя, полученного при упрочнении стали 30ХГС феррохромом, представляет собой феррит с зернами, вытянутыми к поверхности, по границам которых расположены дисперсные выделения карбидов и нитридов [68]. Автором работы [10] также удалось выявить структуру белого слоя, полученного на вольфрамовом и молибденовом катоде при электроискровым легированием одноименными электродами после травления микрошлифа (поперечного среза слоя) в 5 – 9% растворе NaOH (рис. 3.3, а, б). Оказалось, что зерна вольфрама и молибдена в слое вытянуты в направлении теплоотвода.

С учетом большого влияния азота воздуха на структуру и твердость легированного слоя нами проведены эксперименты с целью выявления взаимосвязи между азотом и легированным слоем, полученным при электроискровом упрочнении сплавами тугоплавких соединений. Опыты проводились на нормализованных образцах из стали У8А. Легирующими электродами служили диборид циркония и карбид хрома.

Электроискровое легирование образцов проводилось на одном режиме: напряжение — 150 В, емкость — 800 мкФ, ток — 8—10 А. Подача технического азота в зону электроискрового разряда осуществлялась с помощью пневматического вибратора нашей конструкции, устройство спреерного кольца которого позволило сократить доступ воздуха в зону разряда между анодом и катодом. Это дало возможность проводить искровое легирование непосредственно в атмосфере азота (рис. 3.4). Искровой разряд между электродами 1 и 2 происходит в омывающем потоке азота, выходящего под определенным давлением через отверстия спреерного кольца 3.

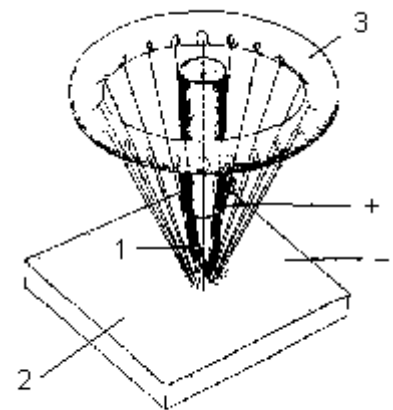


Рис. 3.4. Схема подачи азота в зону электроискрового разряда

Из образцов, прошедших легирование, делались шлифы для изучения влияния азота на структурное строение всего легированного слоя и микротвердость отдельных фаз. Металлографические исследования и измерение микротвердости показали, что после

легирования электродом из диборида циркония на поперечных шлифах после травления их поверхности 4% раствором азотной кислоты в этиловом спирте обнаружен слой взаимной кристаллизации, внешний вид которого напоминает слой, полученный после легирования на воздухе. При измерении микротвердости в слое взаимной кристаллизации обнаружены участки, микротвердость которых была на 185—235 кгс/мм² выше самых твердых участков, полученных при легировании на воздухе [16, 121].

Микроструктура слоя взаимной кристаллизации и в данном случае состоит из диборидов циркония, карбидов, карбонитридов и других соединений, обнаружить которые с помощью металлографии не представляется возможным. Однако об их наличии в слое можно судить по вторичным признакам: микротвердости и теплоустойчивости при нагреве до высоких температур.

Необходимо отметить, что при легировании как на воздухе, так и в атмосфере азота имеются соединения типа нитридов, однако микроструктура становится стабильнее, а микротвердость равномернее, когда процесс протекает в атмосфере азота. Это свидетельствует о том, что азот способствует лучшему формированию слоя взаимной кристаллизации по структуре и расположению в нем карбидных, диборидных и нитридных фаз.

Диффузионный слой по своей структуре мало отличается от слоя, полученного при легировании на воздухе. По качественному составу они имеют одинаковые структурные фазы, но по количественному соотношению фаз имеются некоторые различия. Диффузионный слой, полученный при легировании в азоте, имеет участки с большим содержанием карбидов, о чем свидетельствует повышение микротвердости слоя на 85—100 кгс/мм².

Зона термического влияния по своей микроструктуре и расположению фаз аналогична зоне термического влияния, полученной при легировании на воздухе, но имеет незначительное отличие, которое выражается в дисперсности перлита. При измерении микротвердости в пределах зоны не было обнаружено участков с повышенной микротвердостью. Микротвердость ее аналогична микротвердости зоны термического влияния после легирования на воздухе.

Таким образом, при легировании диборидом циркония в атмосфере азота микроструктура и количественный состав структурных фаз по сравнению с легированием на воздухе имеют различия. Объясняются они дополнительным влиянием азота. Полученные нами экспериментальные данные по структуре и микротвердости, качественному и количественному составу фаз подтверждаются рядом авторов [34, 122, 123], которые изучали влияние азота воздуха на структурное строение легированного слоя. Следовательно, азот является легирующим компонентом при электроискровом легировании.

При легировании карбидом хрома в среде азота так же, как и в воздушной среде, происходит перенос карбидов с образованием слоя взаимной кристаллизации. Внешний вид слоев ничем не отличается друг от друга.

Металлографический анализ поперечных шлифов и измерения зональной микротвердости показали, что слой взаимной кристаллизации при рассмотрении под микроскопом с увеличением до 2000 раз содержит карбидные фазы с небольшими вкраплениями мартенсита. В поверхностном слое были обнаружены микроучастки с повышенной на 200—250 кгс/мм² микротвердостью по сравнению с самой высокой микротвердостью образцов, легированных в воздушной среде. Кроме того, увеличивается стабильность микротвердости.

По сравнению с диффузионными слоями, полученными при легировании на воздухе, микротвердость отдельных участков диффузионного слоя повышается на 100—150 кгс/мм². В слое сохраняется качественный состав структурных фаз, но увеличивается количество продиффундированных карбидов и карбонитридов хрома. Это подтверждается повышением микротвердости отдельных микроучастков диффузионного слоя. Микроструктура и микротвердость зоны термического влияния при легировании в среде азота не изменяются, но благодаря уплотнению структуры несколько повышается микротвердость.

Переходной слой по своему количественному и качественному составу фаз ничем не отличается от переходного слоя, полученного при легировании карбидом хрома в воздушной среде.

Таким образом, улучшение микроструктуры и повышение микротвердости слоев взаимной кристаллизации и диффузии при электроискровом легировании в азотной среде можно объяснить в первую очередь наличием легирующих компонентов в аноде. Благодаря им азот образует такие соединения, твердость которых выше твердости самих карбидов электрода. Поэтому при электроискровом легировании, когда не нужно повышения твердости поверхности изделия, а необходимо только получение устойчивого против коррозии поверхностного слоя, можно рекомендовать для легирования в азотной среде электроды из обычных материалов.

Полученные данные о легировании в азоте объясняют результаты наших исследований по теплоустойчивости легированных слоев, полученных после электроискрового упрочнения электродами из диборида циркония, нитрида циркония, карбида циркония и карбида хрома при всех температурах отпуска и отжига.

Приведенный обзор литературных и наших экспериментальных данных дает основание сделать следующие выводы:

1. Наличие остаточного аустенита в легированном слое обуславливается термическими процессами и растворимостью азота.

2. Происхождение белого слоя при электроискровом упрочнении связано с работой частиц, энергия которых достигает очень больших величин. Толщина белого слоя зависит от мощности разряда и времени протекания электроискрового процесса.

3. Высокая твердость поверхностного слоя объясняется, видимо, искажениями решеток аустенита и мартенсита.

4. Фазовые соотношения аустенита и мартенсита зависят от концентрации азота, легирующих элементов и скорости температуры охлаждения.

5. Нетравимость верхнего упрочненного слоя объясняется отсутствием микропор для проникновения электрохимического травителя вследствие того, что на межфазных границах поверхностная энергия близка к нулю.

6. Установлено, что азот является легирующим компонентом. Наши данные хорошо согласуются с работами [34, 122, 123].

7. Слой взаимной кристаллизации (белый слой) после легирования карбидом хрома и диборидом циркония имеет микроучастки с повышенной микротвердостью на 200—250 и 150—200 кгс/мм² соответственно по сравнению с микротвердостью образцов, легированных на воздухе. Микротвердость отдельных участков диффузионного слоя увеличилась лишь на 100—150 кгс/мм².

8. Фазовый состав переходных слоев по своему количественному и качественному составу ничем не отличается от аналогичных слоев, полученных при легировании в воздушной среде.

Анализируя более поздние работы по физике и механизму формирования упрочненных слоев после электроискрового легирования, можно отметить, что до полного понимания указанной проблемы еще далеко. Отметим, что увеличился выбор легирующих материалов по химическим и физическим свойствам. В работах по изучению механизма электроискрового легирования чаще стали уделять внимание частотному диапазону эродирующих импульсов и его связи с энергетическими параметрами разряда [13], повышению динамических свойств вибрационных систем [124—129] как главному фактору, ограничивающему частотный диапазон эродирующих импульсов, обеспечению синхронизации колебаний вибрирующего электрода с началом искрового разряда [124, 125, 130], а также влиянию на качество электроискрового покрытия характера движения электрода: виброударной скорости [131, 132], наличия и параметров колебаний по тангенциальной к поверхности изделия координате [133—135], усредненной силе контактного давления электрода на деталь [136, 137] и др. Это позволило углубить диапазон эксперимента.

Оптимальный новый арсенал в экспериментальных работах по изучению формирования упрочненных слоев требует новых подходов к определению соответствующих комплексных методов исследования. Необходимо использовать такой комплекс методов, который позволил бы получить новые данные по уточнению физики процесса и механизма электрической эрозии металлов в импульсном разряде. А также шире и глубже использовать арсенал технологических процессов и приемов не только для формирования упрочненных слоев, составных его частей, зон термического влияния, но и для понимания механизма электрической эрозии электродных материалов.

Применение только рентгенографического, металлографического, спектрального и химического методов исследования не может дать исчерпывающей информации обо всем многообразии структурного легированного слоя и зон термического влияния. Это обстоятельство обуславливается тем, что каждый из названных методов ограничен своими специфическими функциями в определении тех или иных параметров исследуемого объекта.

В силу того, что в легированном слое имеются неустойчивые метастабильные фазы, которые трудно поддаются определению в первоначальном состоянии, выявление их возможно по вторичным признакам (твердости, структуре и т.п.), соответствующим этим внутренним превращениям.

Уместно напомнить крылатое выражение академика Л.И. Мандельштама: «Так же, как спектр обычного радиотелефонного передатчика несет в себе весь наш разговор, все, что Вы хотите сказать, так и спектр рассеянного света несет то, что молекула говорит о себе. Изучая его, Вы изучаете ее строение». То есть речь идет о вторичных, следственных явлениях, позволяющих понять механизм, при котором формировались те или иные свойства легированного слоя.

Одним из факторов, который может привести к процессу протекания внутренних превращений (полимеризации) в неустойчивых фазах, их распаду и разложению, является температурное воздействие на них. Действительно, при воздействии температуры на образец, прошедший электроискровое легирование, отдельные структурные составляющие в зависимости от их природы должны распадаться при той или иной температуре как по своей твердости, так и по структуре. Изучая эти превращения в легированном объеме металла, определим исходную микроструктуру, которая была до воздействия на нее температурой [67, 122, 132, 138, 139].

Более того, процесс электроискрового легирования, как правило, осуществляется до тех пор, пока обрабатываемая поверхность не будет полностью покрыта материалом

легирующего электрода. Многократное воздействие электрических импульсов на одно и то же место обрабатываемой поверхности в значительной степени усложняет ее структурное строение, так как термический эффект, сопровождающий искровой разряд, приводит к поверхностному нагреву и плавлению микроучастков, ранее уже подвергавшихся действию искрового разряда.

В этих случаях участки, в которых уже произошли соответствующие структурные превращения при первичном приложении электроискрового импульсного разряда, вновь претерпевают структурные изменения [140]. Подобное наложение новых структурных изменений в легированном слое может иметь место не только в пределах участков, подвергшихся непосредственному воздействию электрического импульсного разряда, но и в прилегающих участках за счет теплопроводности легируемой поверхности [141, 142]. Кроме того, в канале искрового разряда мгновенно развивается давление, достигающее десятков тысяч атмосфер, а температура канала разряда достигает 10 000 — 15 000 °С [143, 144]. Выделившаяся тепловая энергия передается небольшому по размерам микрообъему легируемого металла, что приводит к очень быстрому его плавлению, а также испарению.

Естественно отметить, что свойства полученных легированных слоев металла будут определяться главным образом диффузионными процессами и переносом частиц легирующего электрода, а также теми физико-термическими процессами, которые сопровождают искровой процесс.

Таким образом, в легированном слое и в переходных зонах можно ожидать метастабильность фаз, таких, как аустенит, мартенсит; структур отпуска относительно устойчивых фаз, например, карбидов, боридов, нитридов и химических соединений [65].

В связи с изложенным при исследовании микроструктуры легированного слоя нами были применены металлографический и термический методы (отжиг и отпуск) при разных температурах. Это дало возможность определить микроструктуру и фазовый состав легированного слоя [145, 146, 147] дважды: до нагрева и после него. Такое сочетание позволяет осуществить самоконтроль при анализе микроструктуры, особенно при обработке металлических поверхностей электроискровым способом, когда имеются неустойчивые метастабильные фазы. Кроме того, параллельно с этим можно определить устойчивость фаз при высоких температурах отпуска и отжига. Поэтому такое сочетание методик необходимо при исследовании микроструктуры и фаз. Применялись также рентгеноструктурный, спектральный и химический анализы.

Выбранные методы исследования взаимно связаны, но в то же время независимы друг от друга. Каждый из них включает элементы результатов, полученных другими методами [91, 142].

3.2. Микроструктура и фазовый состав

Металлографические исследования слоя взаимной кристаллизации, полученные методом электроискрового легирования переходных металлов с неметаллическими компонентами, показали, что при использовании в качестве подложки (катода) стали 45 и У8 наблюдаются четыре зоны: белый слой (он же является слоем взаимной кристаллизации, в состав которого входят электродный материал (анод) и подложки (катод)), диффузионный слой, первый и второй переходные слои [45].

Поверхностный слой образуется путем многократного воздействия на него электрических импульсов (рис. 3.5, *а*, *б*), причем вполне вероятно попадание импульса в старую лунку или зону, прилегающую к ней. Вследствие этого белый и диффузионный

слой часто представляют собой чередование входных структур, сформированных в результате теплового и ударного взаимодействия на них, полученного при взаимодействии предшествующего импульса (рис. 3.5, в). Следует отметить, что в поверхностных толстых слоях часто наблюдается пористость (рис. 3.6). Наличие пор, их форма и характер расположения указывают на то, что белый слой образовался из жидкого состояния [45, 116]. К такому выводу пришли и авторы [9, 94, 123, 136, 137, 148].

В работах [9, 16, 100, 116] отмечается, что при электроискровом нанесении легирующего электрода на подложку возможно его интенсивное перемешивание с материалом основы и химическое взаимодействие с ним, взаимная диффузия в процессе одновременной кристаллизации. На основании этих исследований авторам впервые удалось определить микроструктуру, фазовый состав белого слоя и дать ему название — слой взаимной кристаллизации. В работе [6] отмечается, что полученные результаты хорошо согласуются с экспериментальными данными авторов указанных работ.

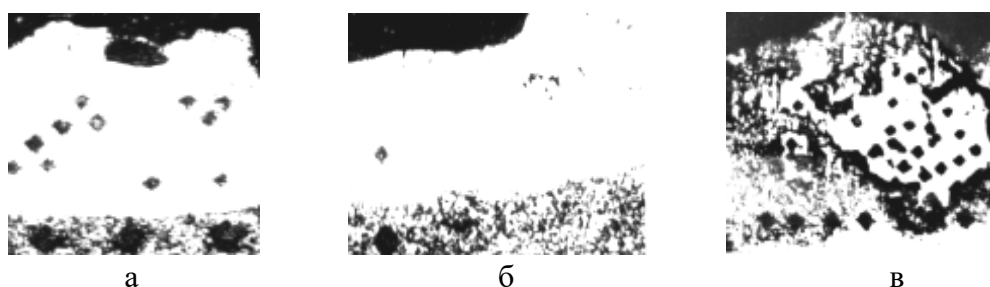


Рис. 3.5. Микроструктура упрочненного слоя с отпечатками микротвердости, полученного при электроискровом легировании стали 45 карбидом хрома (а), карбидом титана (б) и стали У8А карбидом хрома (в) $\times 400$

Образцы на отожженных сталях 45 и У8 подвергались электроискровому легированию. Легированный слой включает слой взаимной кристаллизации, за которым следует зона термического влияния. Структура этой зоны для стали 45 состоит из троостито-мартенсита и ферритовой сетки, для стали У8 — из мартенсита, аустенита, троостито-перлита и цементита.

Анализ металлографических исследований показал, что электроискровой разряд сопровождается многими физическими и технологическими факторами. Главные из них те, которые вызывают энергию теплового поля [121], которая ведет к образованию структур и фаз термического влияния. Наличие всех структур распада аустенита (перлита, сорбита, троостита и мартенсита) в новом агрегатном состоянии говорит о том, что этому распаду предшествовали определенная температура нагрева и скорость охлаждения, вызвавшие превращение перлита в аустенит, а затем обратный процесс перехода последнего в перлит. Появление фаз и переходных структур (перлита, сорбита, троостита и мартенсита) явилось следствием большого перепада температур в исследуемых образцах в процессе электроискрового легирования [45].

Упрочненный слой стали У8 после легирования графитом ЭГ—2 (длительность обработки 1 мин/см^2) имел аустенитно-мартенситную структуру с включением мелкодисперсных карбидов. Микротвердость этого слоя составляла $850\text{—}1240 \text{ кгс/мм}^2$. Однако встречались участки с микротвердостью $550\text{—}650$ и $1530\text{—}1650 \text{ кгс/мм}^2$. Такой разброс микротвердости можно объяснить, вероятно, превращением аустенита в мартенсит с некоторым количеством остаточного аустенита, а после действия последующих электроискровых разрядов происходит обратный процесс — распад мартенсита, то есть образование продуктов отпуска мартенситно-аустенитной смеси на троостит отпуска и сорбит [67].



Рис. 3.6. Микроструктура упрочненного слоя, полученного при электроискровом легировании стали 45 карбидом ниобия (x300)

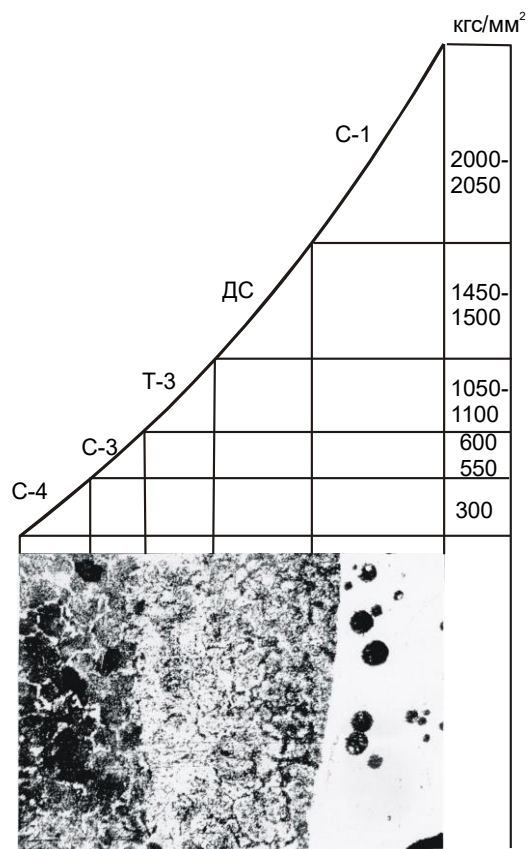


Рис. 3.7. Микроструктура стали 45 после легирования ее графитом ЭГ—2 (x300):

С—1 — белый слой взаимной кристаллизации, ДС — диффузионный слой, Т—3 — зона термического влияния с дискретным перераспределением энергии температурного поля, С—3 — переходный слой, С—4 — основной металл

Такие же образцы, но прошедшие более длительное легирование (4 с/мм^2), имели более широкую зону термического влияния, состоящую из нескольких слоев, глубина которых зависит от мощности режима легирования (рис. 3.7 и 3.8).

Изменение структуры при различном отпуске образцов позволило судить об исходном структурном и фазовом состоянии и микротвердости отдельных участков легированного слоя.

Исследования показали, что участки слоев, микротвердость которых после электроискрового легирования была $550\text{—}650 \text{ кгс/мм}^2$, при последующем нагреве до 400°C не изменяют ни своей структуры, ни микротвердости (рис. 3.9, кривая 3). Структура в этом случае состоит из карбидно-перлитной и сорбитной смеси. Появление в этой зоне карбидов объясняется самодиффузией углерода, находящегося в этой зоне (рис. 3.8, С—3). На основании этого можно предполагать, что структура рассматриваемой зоны в исходном состоянии была аустенитно-мартенситной [20, 54, 139].

При нагревании образцов до 550°C не изменились микроструктура и микротвердость тех участков, исходная микротвердость которых была $1000\text{—}1100 \text{ кгс/мм}^2$. Дальнейшее их нагревание до $650\text{—}850^\circ\text{C}$ привело к снижению микротвердости до $350\text{—}450 \text{ кгс/мм}^2$ (рис. 3.9, кривая 2). Микроструктура этих участков сходна с мартенситом и трооститом отпуска углеродистых сталей (рис. 3.8, С—2) [20, 21, 54].

Дальнейшее повышение температуры нагрева образцов способствует появлению зернистого перлита. Следует отметить, что полученные при отпуске троостит и сорбит отличаются от троостита и сорбита закалки. Первые имеют зернистое строение, а вторые — пластинчатое. Участки слоя с микротвердостью $1530\text{—}1650 \text{ кгс/мм}^2$ при нагреве до 550°C также не изменяют своей структуры и твердости (рис. 3.9, кривая 1 и рис. 3.8, С—

1). Дальнейшее повышение температуры нагрева приводит к снижению микротвердости и соответствующим ей структурным изменениям.

После электроискрового легирования графитом закаленных образцов из стали У8А происходит образование слоя взаимной кристаллизации. За диффузионным слоем отмечается наличие таких же участков, как и в случае отожженной стали У8А. Из анализа полученных данных видно, что нет существенной разницы в структурном строении легированных слоев на отожженных и закаленных образцах.

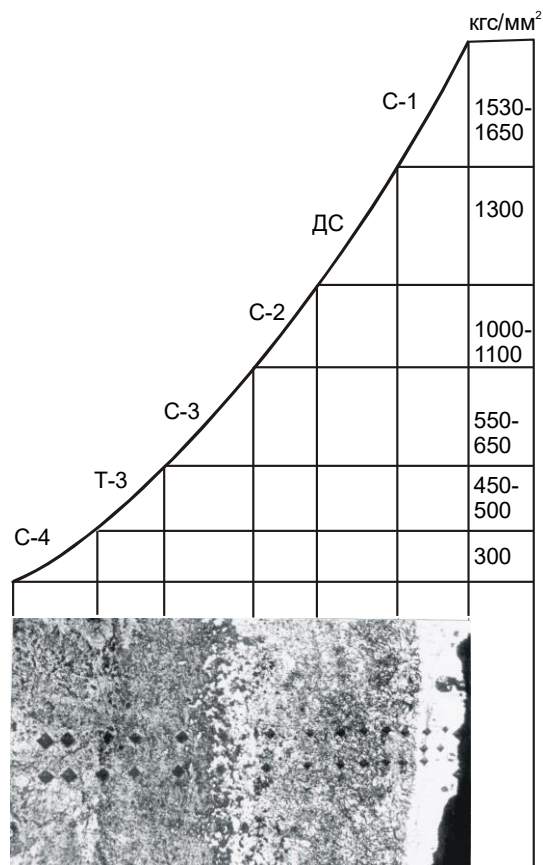


Рис. 3.8. Микроструктура стали У8А после легирования графитом ЭГ—2:

С—1 — белый слой взаимной кристаллизации; ДС — диффузионный слой; С—2 — троостито-мартенситный слой; С—3 — карбидо-перлитная и сорбитная смесь; Т—3 — зона термического влияния с дискретным распределением энергии температурного поля; С—4 — основной металл (х300)

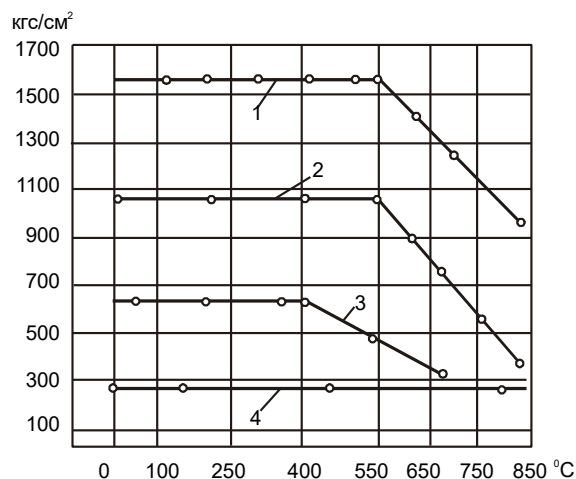


Рис. 3.9. Изменение микротвердости отдельных участков легированного слоя стали У8А в зависимости от температуры отпуска:

1 — карбидный слой, 2 — легированный мартенситный слой с остаточным аустенитом, 3 — аустенитно-мартенситные участки, 4 — основной металл

После электроискрового легирования стали 45 твердым сплавом Т15К6 на легированной поверхности тоже образуется белый слой, за которым следуют переходный слой с крупной структурой и зона термического влияния (рис. 3.10). Появление в зоне термического влияния сорбита отпуска объясняется, вероятно, действием дискретной величины температурного поля, которое соизмеримо по своей величине энергии и времени ее действия с условиями образования сорбита отпуска □□□□□□□□□□. Образование в этой зоне температурного поля с дискретным значением тепловой энергии в свою очередь способствует формированию белого слоя. Он состоит в основном из частиц твердого сплава карбидов вольфрама и титана. Количество этих частиц, перенесенных на легированную поверхность, соизмеримо по толщине с перенесенным материалом с анода.

Высокие температуры, сопровождающие искровую форму разряда в газовой среде, вызывают структурные и фазовые изменения участков, лежащих ниже белого слоя. При последующих импульсах искрового разряда воздействие температурного поля будет зависеть от теплофизических свойств образовавшегося слоя [132, 146].

Теплопроводность, температуропроводность и удельное сопротивление разрыву изменяются в зависимости от состава стали. Чем больше легирующих элементов, тем ниже коэффициент теплопроводности и температуропроводности и выше удельное сопротивление разрыву. Например, теплопроводность и температуропроводность армко-железа почти в 5—6 раз выше, чем у высоколегированных сталей [140].

Большая часть тепловой энергии, аккумулированной белым слоем, вероятно, рассеивается в окружающей среде путем излучения и конвекции. Остальная часть энергии, которая передается от этого слоя в глубь металла, соизмерима с энергией, необходимой для образования различных структур в этой зоне (рис. 3.10, С—2). Поэтому образовавшийся термостойкий с большим удельным электросопротивлением поверхностный слой играет в этом случае роль демпфера, который воспринимает основную энергию теплового поля, выделяющуюся в процессе искрового разряда с последующим дискретным перераспределением на образование структуры и фаз, зон термического влияния.

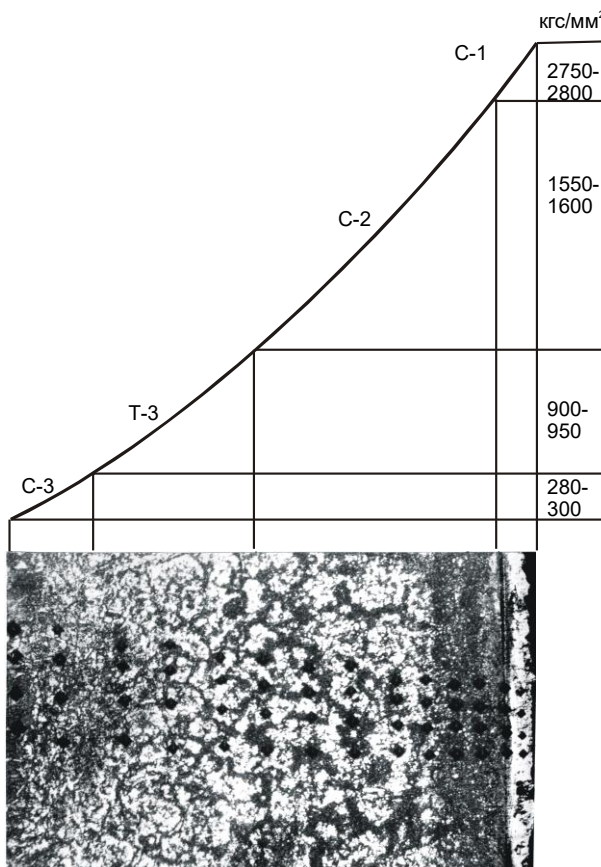


Рис. 3.10. Микроструктура стали 45 после легирования ее твердым сплавом Т15К6 (х300):

С—1 — белый слой взаимной кристаллизации, С—2 — слой с крупной структурой, Т—3 — зона термического влияния, С—3 — основной металл

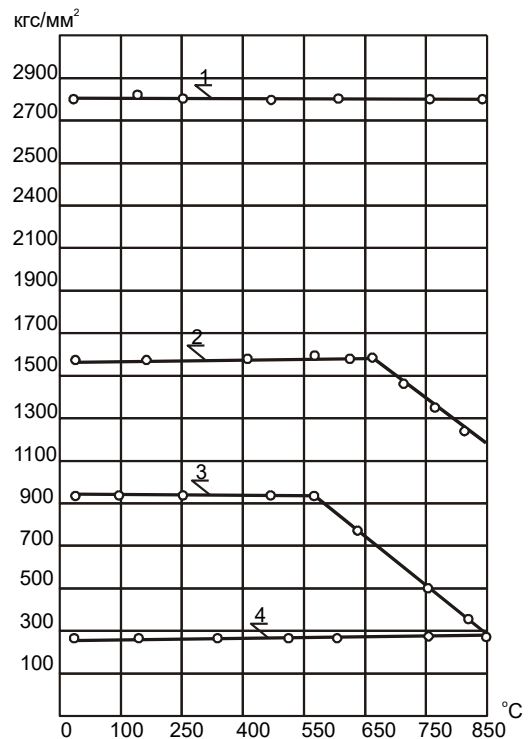


Рис. 3.11. Изменение микротвердости отдельных участков легированного слоя стали У8А в зависимости от температуры отпуска:

1 — карбидный слой, 2 — легированный мартенситный слой с остаточным аустенитом, 3 — аустенитно-мартенситные участки, 4 — основной металл

В образцах из стали У8А после электроискрового легирования электродом Т15К6 наблюдались также белый слой и зона термического влияния. Белый слой с микротвердостью 2720—2850 кгс/мм² состоял в основном из мелкодисперсных карбидов титана, вольфрама и кобальта. Диффузионный слой представлял собой аустенитно-мартенситную структуру, насыщенную дисперсными карбидами титана, вольфрама и кобальта. Микротвердость этого слоя колебалась в пределах 1530—1650 кгс/мм². Слой термического влияния имел аустенитно-мартенситную структуру с включениями небольшого количества мелкодисперсных карбидов. Микротвердость составляла 900—1060 кгс/мм².

Проведенный термический анализ дал возможность выяснить ряд вопросов, связанных с изменением микроструктуры и микротвердости исходных образцов. Например, участки слоя с микротвердостью 900—1060 кгс/мм² не изменили своей твердости при нагреве до 550°C (рис. 3.11, кривая 3). Это объясняется искажением кристаллической решетки железа из-за включения титана, вольфрама и кобальта. Вероятно, исходный мартенсит с остаточным аустенитом были образованы при более низких температурах, о чем свидетельствует большая термостойкость этой зоны.

При дальнейшем повышении температуры нагрева (выше 550°C) твердость уменьшается. Микроструктура легированного мартенситного с остаточным аустенитом слоя распадается на перлитную смесь (рис. 3.11, кривая 3). Участки с микротвердостью 1515—1580 кгс/мм² (рис. 3.11, кривая 2) при отпуске до 650°C не изменяют своей твердости и только после отжига при 850°C снижают ее до 980 кгс/мм². Участки с микротвердостью 2720—2850 кгс/мм² сохраняют свою твердость даже при отжиге (рис. 3.11, кривая 1).

Такое поведение белого и диффузионного слоев может быть объяснено присутствием тугоплавких карбидов титана, вольфрама и кобальта, которые повышают термостойкость, твердость и износостойкость легированного слоя. Действительно, эксплуатационные и лабораторные испытания на износостойкость показали, что те поверхности, которые подвергались электроискровому легированию твердыми сплавами и графитом, имели в 5—6 раз большую износостойкость по сравнению с не подвергавшимися [141, 145, 148, 149].

При легировании твердым сплавом Т15К6 образцов из закаленной стали У8А образуется упрочненный слой, в пределах которого наблюдаются такие же участки, как и в случае легирования отожженных сталей 45 и У8А. Слой отпуска образуется, как и при легировании графитовым электродом. Структура и микротвердость по горизонтам образованных зон существенных различий не имеют.

Далее нами были проведены исследования микроструктуры и микротвердости стальной поверхности после электроискрового легирования тугоплавкими соединениями переходных металлов с неметаллическими компонентами. Для легирования применялся один режим ($P = 10$ кВт, $U = 200$ В, $I = 10$ А). Удельное время легирования одинаковое для всех материалов: $\tau = 2$ с/мм². Исследование проводилось на образцах из нормализованной стали 45. В качестве электродов использовались тугоплавкие соединения: диборид титана, диборид циркония с 5% молибдена, карбид хрома с 15% никеля, карбид титана с 33% железа, карбид бора, карбид хрома, карбид титана, карбид титана с 30% стали 1Х18Н9Т, карбид циркония, карбид ниобия, нитрид циркония.

После электроискрового легирования из образцов делались шлифы, по которым изучалась микроструктура и измерялась микротвердость по зонам. Установлено, что поверхности, подвергавшиеся легированию, имели неодинаковую микротвердость не только верхнего слоя, но и всех других зон.

На рис. 3.12 представлена диаграмма зависимости микротвердости слоев и зон легированной поверхности от материала электрода. Видно, что наиболее высокую микротвердость имеют слои, полученные при легировании карбидом бора (3370 кгс/мм^2), диборидом титана (3320 кгс/мм^2), карбидом титана (2850 кгс/мм^2), диборидом циркония с 5% молибдена (2250 кгс/мм^2), карбидом циркония (2130 кгс/мм^2) и карбидом ниобия (2000 кгс/мм^2) [141, 142].

По нашему мнению, относительно высокая микротвердость слоев электроискрового легирования тугоплавкими соединениями получается в результате того, что при легировании происходит перенос твердого материала электрода на поверхность образца. В самом деле, если сравнить между собой материалы электродов и поверхности легированных слоев по микротвердости, то получим следующую картину.

По данным Г.В. Самсонова и К.Н. Портного [150], микротвердость карбида титана равна $2850\text{—}3200 \text{ кгс/мм}^2$. Слои, легированные карбидом титана, имели микротвердость $2750\text{—}2850 \text{ кгс/мм}^2$. Микротвердость диборида титана [142, 143, 144] составляет 3370 кгс/мм^2 . Слои, легированные диборидом титана, имели микротвердость 3320 кгс/мм^2 . Микротвердость диборида циркония [142-145] составляла 2252 кгс/мм^2 , а микротвердость легированного слоя — 2250 кгс/мм^2 . Микротвердость циркония [147—151] равна 2925 кгс/мм^2 , а микротвердость легированного слоя — 2130 кгс/мм^2 . Микротвердость нитрида циркония [152] составляла 1520 кгс/мм^2 , а микротвердость легированного слоя — 1280 кгс/мм^2 . Микротвердость карбида хрома [142, 149, 151, 153, 154] — 1350 кгс/мм^2 , после легирования поверхность имела микротвердость $1400\text{—}1470 \text{ кгс/мм}^2$. Микротвердость карбида ниобия [147, 150, 151, 155] составляла $1861\pm 96 \text{ кгс/мм}^2$, после легирования — $1300\pm 50 \text{ кгс/мм}^2$ [142, 146].

По нашему мнению, снижение микротвердости легированной поверхности, по-видимому, можно объяснить тем, что при электроискровых процессах, сопровождающих легирование, происходит частичный угар, окисление легирующих элементов, входящих в электродные соединения. При этом образующие карбиды, бориды, карбобориды и другие соединения менее легированные по сравнению с начальным химическим составом, о чем свидетельствует спектральный анализ легированных слоев (см. табл. 3.2) [11, 142].

Процент выгорания при одном и том же металлическом элементе больше у карбидов, чем у боридов (табл. 3.2). При этом средний процент выгорания карбида циркония и карбида ниобия 34,5 и 32,0, в то время как у диборида циркония и диборида титана — 18,5 и 18,0. Карбид хрома является исключением, так как для него процент выгорания составляет всего 11 [67].

Таким образом, явление выгорания карбидов циркония, ниобия и титана можно объяснить большим сродством к кислороду углерода и меньше бора, которые в зоне

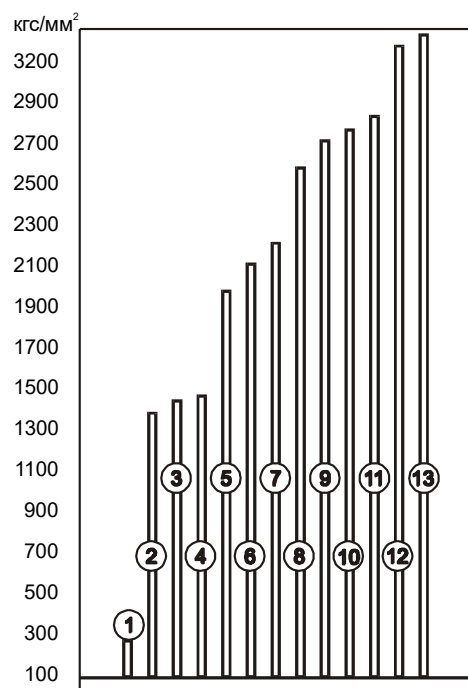


Рис. 3.12. Диаграмма зависимости микротвердости поверхностного слоя взаимной кристаллизации при легировании стали 45 от следующих материалов электрода:

1 — стали 45, 2 — карбида хрома, 3 — карбида хрома с 15% никеля, 4 — нитрида циркония, 5 — карбида ниобия, 6 — карбида циркония, 7 — диборида циркония с 5% молибдена, 8 — сплава Т15К6, 9 — карбида титана с 30% железа, 10 — карбида титана с 33% стали 1Х18Н9Т, 11 — карбида титана, 12 — диборида титана, 13 — карбида бора

быстро окисляются и выходят из реакции в виде окислов высшего порядка. Эти предположения подтверждаются и данными табл. 3.3.

Таблица 3.2. Содержание легирующих элементов в легированном слое [109]

Материал электрода	Содержание элемента, %		Выгорание элементов, %
	электрод	легированный слой	
Карбид циркония	88,38	50,57	31-38
Диборид циркония	80,75	20-30	16-21
Карбид хрома	86,66	75-86	11,0
Карбид ниобия	88,55	55,57	31-33
Диборид титана	69,00	50-52	17-19

По сравнению с углеродными боридные связи разрушаются труднее. Следовательно, из двух рассмотренных элементов бор выгорает меньше, чем углерод в соответствующих соединениях. Если же карбиды отличаются содержанием металлических элементов, то из данных табл. 3.2 следует, что карбид циркония выгорает больше, чем карбид ниобия, и гораздо больше, чем карбид хрома. Это, вероятно, можно объяснить тем, что при определенных температурах кристаллический состав карбидов циркония под влиянием кислорода окисляется на границах зерен, вследствие чего с легированной поверхности металла удаляется целыми зернами, потерявшими связь с соединениями. Чем выше температура карбида, тем большими зернами он удаляется из зоны окисления (горения).

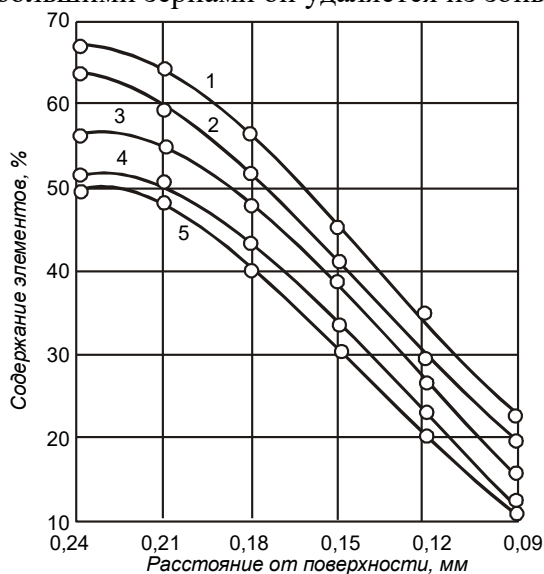


Рис. 3.13. Химический состав легирующих элементов по глубине образцов, упрочненных карбидом хрома с 15% никеля (1), диборидом циркония (2), карбидом ниобия (3), диборидом титана (4), карбидом циркония (5)

Например, при температуре кипения 3800°C — Cr_3C_2 ; 4500°C — NbC ; 5100°C — ZrC . Наши предположения подтверждаются отношением радиусов неметаллов (R_c) — 0,48; 0,48; 0,53; 0,57 соответственно к радиусам металлов (R_m) — Zr; Ti; Nb; Cr [67].

Таблица 3.3. Физические константы легирующих элементов [109]

Порядковый номер элемента	Элемент	Валентности		Электроотрицательность	Электронное средство	Потенциал ионизации		Объем атома
		основная	возбужденная			ккал	эВ	
5	В	1	3	2,0	0,33	190,1	8,4	4,67
6	С	2	4	2,5	1,24	258,3	11,217	3,42

Об этом также свидетельствуют данные послойного спектрального анализа. Установлено, что концентрация легирующих элементов по глубине легированного слоя снижается пропорционально для всех исследуемых материалов (рис. 3.13). Из анализа приведенных зависимостей видно, что материал легирующего электрода из карбида хрома с 15% никеля при электроискровом легировании дает концентрацию хрома не только в верхнем слое, но и по его глубине. Так, на глубине 0,15 мм от его поверхности концентрация хрома, циркония, ниобия равна 45, 40, 38 соответственно. При легировании поверхности стали 45 твердым сплавом Т15К6 в легированном слое обнаруживается гораздо больше углерода (1,2%), чем при легировании сплавом ВК—3(0,7%), еще выше концентрация углерода при легировании карбидом титана (2,0%) (рис. 3.14). Это можно объяснить различным содержанием углерода в этих соединениях (табл. 3.2).

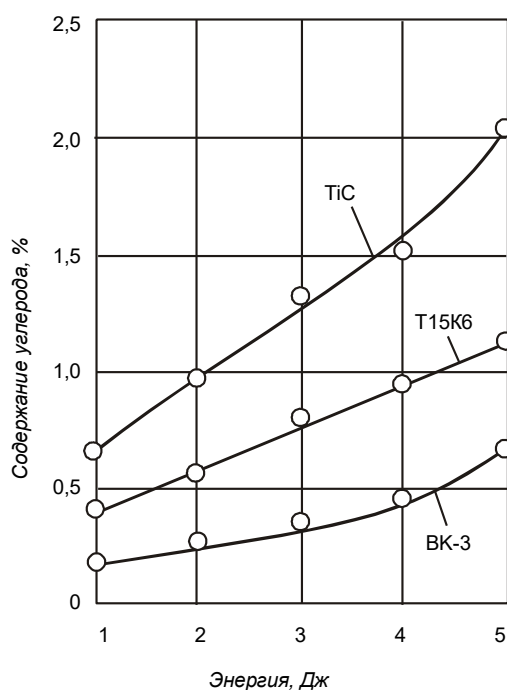


Рис. 3.14. Содержание углерода в легированном слое в зависимости от энергии импульса и материала анода

В системе титан—углерод существует одно химическое соединение — карбид титана (рис. 3.15), имеющий широкую область гомогенности и склонный к образованию твердых растворов с закисью (TiO) и нитридом (TiN) титана. Карбид титана — весьма тугоплавкий и твердый сплав, стойкий против многих видов коррозии. Азот при высоких температурах реагирует с карбидом титана с образованием твердых растворов TiC—TiN [156].

Микротвердость карбида титана в области гомогенности повышается с увеличением содержания углерода. Микротвердость карбида титана равна 3200 кгс/мм² [157], он обладает высокой износостойкостью [148, 158, 159].

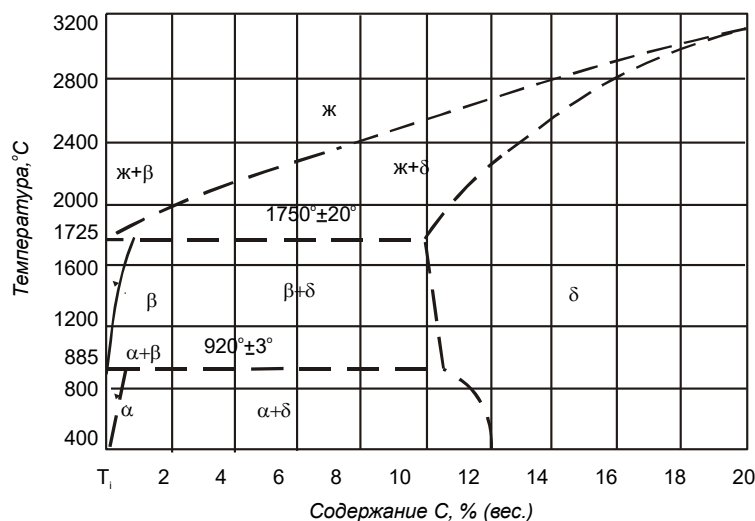


Рис. 3.15. Диаграмма системы титан—углерод

Сплав железа с титаном образует эвтектику с содержанием 13,2% титана. Температура плавления эвтектики составляет 1298°C. При содержании в сплавах около 22,3% титана образуется химическое соединение Fe₃Ti. Титан сужает область γ—превращений. Растворимость титана в железе при комнатной температуре составляет около 3% и с повышением температуры до 1295°C она возрастает до 6%. Титан задерживает рост зерна и улучшает структуру. Присадка титана к сплавам повышает их жаростойкость, предел прочности и предел текучести. Стали, легированные титаном, обладают высокой стойкостью против истирания [144, 158, 160]. Диффузия титана в сталь зависит от содержания в стали углерода. Повышенное содержание углерода в легируемом металле ведет к уменьшению толщины образующегося диффузионного слоя титана.

После электроискрового легирования образцов карбидом титана, карбидом титана с 33% железа и карбидом титана с 30% стали 1X18H9T на их поверхности появляется нанесенный слой.

Металлографические исследования легированных слоев и измерение их микротвердости позволили установить ряд зон с разной структурой и микротвердостью. Разброс микротвердости по горизонтам данного легированного слоя составляет 1—2%. Микротвердость поверхностного слоя составляет 2750—2850 кгс/мм². Слои зоны термического влияния

имеют разную микротвердость: непосредственно лежащий у границы легированного слоя — 2200—2253 кгс/мм², залегающий под диффузионным слоем — 1320—1365 кгс/мм², расположенный у границы зоны термического влияния (переходной слой к основному металлу) — 950—980 кгс/мм² (рис. 3.16).

Таков характер распределения отдельных участков легированной поверхности, прошедших упрочнение и не подвергнутых после него отпуску. После отпуска, в зависимости от их исходного структурного состояния,

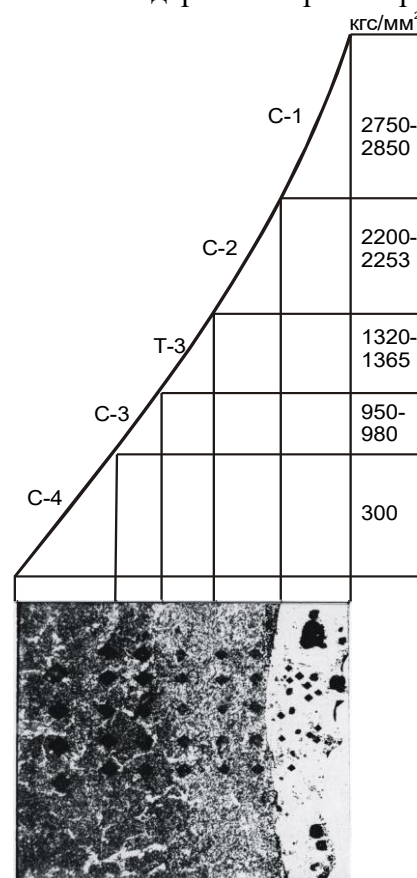


Рис. 3.16. Микроструктура стали 45 после легирования ее карбидом титана (x300):

C—1 — белый слой взаимной кристаллизации; C—2 — диффузионный слой; T—3 — зона термического влияния, C—3 — переходный слой, C—4 — основной металл

слои претерпевают соответствующие превращения. Например, те участки слоя, которые до отпуска имели микротвердость 950—980 кгс/мм² (рис. 3.16, С–3), после отпуска при температуре 100—150—200°С не изменяют своей микротвердости. С дальнейшим повышением температуры отпуска до 500°С и выше они распадаются на сорбито-перлитно-ферритную смесь. Изменение микротвердости указанных выше участков слоя показано на рис. 3.17, кривая 4.

Характер изменения микротвердости и структуры этих участков в зависимости от температуры отпуска позволяет предположить, что до отпуска (в исходном состоянии) эти участки имели аустенитно-сорбито-мартенситную структуру. Участки слоя, у которых до отпуска была микротвердость порядка 1320—1365 кгс/мм², не изменили ее при отпуске 650°С и лишь с дальнейшим повышением температуры отпуска микротвердость снизилась (рис. 3.17, кривая 3). После отпуска 650°С структура этих участков напоминает троостито-сорбит отпуска углеродистой стали, а их микротвердость находится в пределах 535—562 кгс/мм². Судя по этому, исходная структура рассматриваемой зоны состояла из аустенитно-мартенситно-карбидной смеси.

Участки слоя с микротвердостью в исходном состоянии 2200—2253 кгс/мм² (рис. 3.16, С–2) при отпуске 650°С не изменяют ее и лишь при отпуске около 680°С она снижается до 1680—1830 кгс/мм² (рис. 3.17, кривая 2). После отпуска при 700°С микроструктура этих участков напоминает цементит углеродистой стали, следовательно, его исходная микроструктура была мартенситно-карбидной.

Участки с микротвердостью 2750—2850 кгс/мм² сохраняют ее при всех температурах отпуска и отжига (рис. 3.17, кривая 1). Эти участки слоя являются частицами карбида титана, перенесенными в процессе электроискрового легирования с электрода.

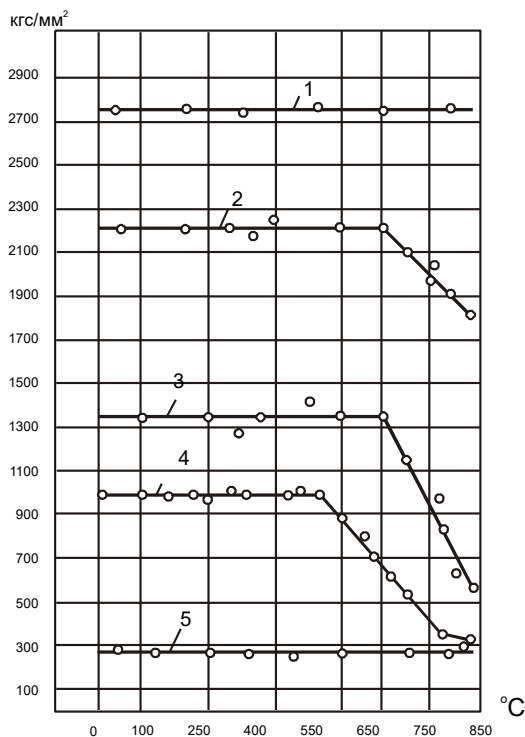


Рис. 3.17. Изменение микротвердости отдельных участков легированного слоя стали 45 в зависимости от температуры отпуска:

1 — карбидный слой, 2 — диффузионный слой, 3 — зона термического влияния, 4 — переходный слой, 5 — основной металл

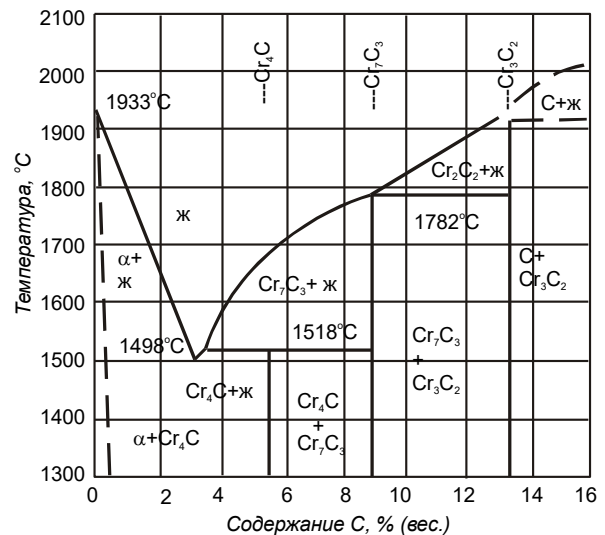


Рис. 3.18. Диаграмма системы хром—углерод

Из анализа микроструктуры образцов после электроискрового легирования электродами из карбида титана с разными добавками (никель, железо и сталь) следует, что легированные слои не получили существенных изменений в структурном строении и лишь по микротвердости одна поверхность незначительно отличалась от другой (на 50—100 кгс/мм²).

В системе хром–углерод существуют два карбида: Cr₃C₂, Cr₇C₃ (рис. 3.18). Все они отличаются исключительно высокой стойкостью против кислот, а также довольно высокой окалиностойкостью [161—163], что обуславливает их использование в ряде промышленных жаропрочных и коррозионноустойчивых сплавов. В производстве твердых сплавов до сих пор имеет значение лишь насыщенный карбид Cr₃C₂. У хрома близкие к железу размеры атомных диаметров и достаточно высокая растворимость в железе.

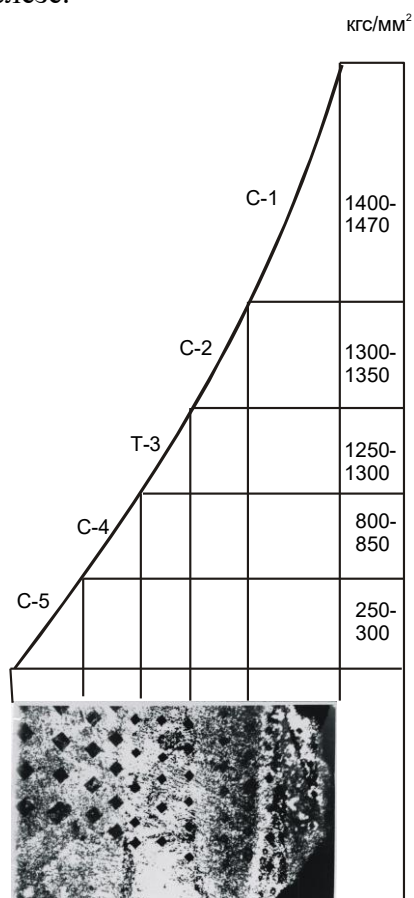


Рис. 3.19. Микроструктура стали 45 после легирования ее карбидом хрома (x300):

C—1 — слой взаимной кристаллизации, C—2 — диффузионный слой, T—3 — зона термического влияния, C—4 — переходный слой, C—5 — основной металл

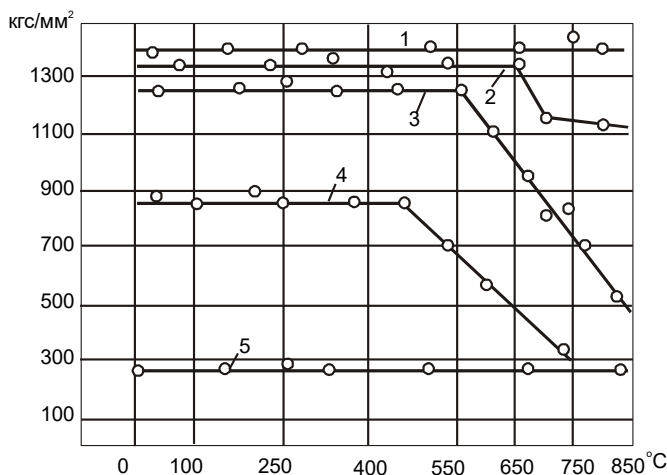


Рис. 3.20. Изменение микротвердости отдельных участков легированного слоя стали 45 в зависимости от температуры отпуска:

1 — карбидный слой, 2 — диффузионный слой, 3 — зона термического влияния, 4 — переходный слой, 5 — основной металл

Большинство исследователей установили, что в сплаве железо–хром имеет место образование ряда твердых растворов. Железо и хром имеют неограниченную растворимость в твердом и жидком состоянии, не зависящую от температуры. Сплавы образуют в твердом состоянии α и γ -фазы. Кроме того, α -фаза претерпевает превращения в твердом состоянии с образованием химического соединения типа FeCr.

Структура диффузионного хромового покрытия состоит из верхнего нетравящегося слоя, представляющего собой твердый раствор хрома в железе. Высокое содержание

хрома в диффузионном слое объясняет большую стойкость хромовых покрытий в различных агрессивных средах. Хром является одной из главных легирующих добавок всех нержавеющих, кислотоупорных и жаропрочных сталей.

При диффузии хрома в железо процесс замещения железа хромом сопровождается вначале образованием на внешней поверхности покрываемого металла насыщенного твердого раствора хрома в γ -железо. Насыщенный твердый раствор γ -фазы при определенных условиях перекристаллизовывается в α -фазу, которая металлографически представлена в виде белой полосы, не травящейся 5% раствором азотной кислоты.

Хром образует с углеродом карбид хрома. Образованию карбидов хрома в диффузионном слое покрываемого металла способствует непосредственное химическое взаимодействие хрома с углеродом. Повышение содержания углерода в покрываемом металле создает лучшие условия для образования карбидных зон в диффузионных хромовых покрытиях.

Таким образом, природа диффузионного хромового покрытия зависит от того, происходит ли образование покрытий на высокоуглеродистой или малоуглеродистой стали. Поэтому и твердость образующихся хромовых покрытий на поверхности стали с разным содержанием углерода будет разной. Исследование микротвердости хромовых покрытий, проведенное нами, полностью подтвердило это. Твердость диффузионных слоев хрома возрастает с увеличением содержания углерода в покрываемом металле. Более высокая микротвердость хромового покрытия стали с большим содержанием углерода объясняется образованием в этих слоях карбидов хрома [149, 164].

Проведенные нами исследования по изучению влияния карбида хрома на микротвердость диффузионного слоя после электроискрового легирования на стальных образцах с разным процентным содержанием углерода подтвердили результаты работы указанных авторов. В табл. 3.4 приводятся результаты наших исследований.

Таблица 3.4. Микротвердость диффузионного слоя после электроискрового легирования

№ пп.	Марка сталь	Микротвердость, кгс/мм ²	
		основной метал	диффузионный слой
1	Армко-железо	149-155	257-283
2	Сталь 3	265-283	949-962
3	Сталь 20	335-350	1200-1355
4	Сталь 45	425-450	1345-1358
5	Сталь У8	455-475	1630-1750

При легировании образцом карбидом хрома с 15% никеля и карбидом хрома без никеля в легированном слое образуется несколько структурно измененных слоев (рис. 3.19).

Поверхностный слой взаимной кристаллизации имеет участки с микротвердостью 1400 – 1470 кгс/мм². Вторым слоем является диффузионный – с микротвердостью 1300 – 1350 кгс/мм². Микротвердость зоны термического влияния по всей глубине составляет 1200 – 1250 кгс/мм². У переходного слоя микротвердость 800 – 850 кгс/мм².

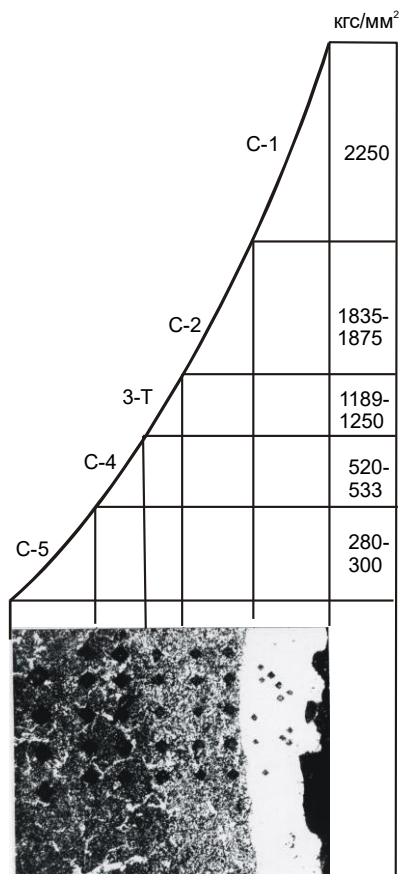


Рис. 3.21. Микроструктура стали 45 после легирования ее диборидом циркония (х300):

С—1 — слой взаимной кристаллизации, С—2 — диффузионный слой, 3—Т — зона термического влияния, С—4 — переходный слой, С—5 — основной металл

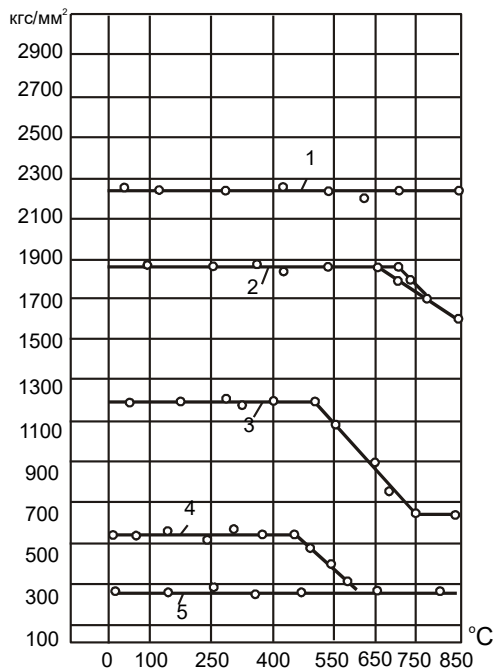


Рис. 3.22. Изменение микротвердости отдельных участков легированного слоя стали 45 в зависимости от температуры отпуска:

1 — карбидный слой, 2 — диффузионный слой, 3 — зона термического влияния, 4 — переходный слой, 5 — основной металл

Отпуск образцов, легированных карбидом хрома, приводит к распаду отдельных метастабильных составляющих упрочненного слоя. Так, участки переходного слоя при низком отпуске (100—200°C) сохраняют исходную микроструктуру и микротвердость и лишь после отпуска при 450°C переходный слой начинает распадаться в карбидно-ферритную смесь (рис. 3.20, кривая 4).

Это дает основание утверждать, что исходные участки переходного слоя имели троостито-мартенситную структуру с повышенным содержанием аустенита. Отмеченное хорошо согласуется с теорией теплоустойчивости троостито-мартенситных структур при указанных температурах отпуска и с его микротвердостью.

Участки зоны термического влияния с микротвердостью 1230—1295 кгс/мм² до отпуска в 550°C не изменяют микротвердости (рис. 3.20, кривая 3) и лишь при отпуске в 570°C их микротвердость снижается. Выше этой температуры отпуска структура участков подобна дисперсному сорбиту отпуска углеродистой стали. Микротвердость их составляла 475—483 кгс/мм². На основании этих данных можно утверждать, что исходная структура состояла из легированного хромом и азотом остаточного аустенита и мартенсита.

Участки слоя с микротвердостью 1345—1358 кгс/мм² при отпуске 650°C не изменяют своей микротвердости и лишь при отпуске 650—700°C она снижается до 1140—1175

кгс/мм² (рис. 3.20, кривая 2). После отпуска при 700°C микроструктура этих участков подобна цементитно-сорбитной структуре углеродистой стали.

Столь большая теплоустойчивость участков этого слоя говорит о том, что исходная структура состояла из большого процентного содержания карбидов и нитридов, которые продиффундировали в слой. Исходная структура состояла из высоколегированного мартенсита, цементита и карбидов.

Участки слоя с микротвердостью 1400—1470 кгс/мм² сохраняют свою микротвердость и структуру при всех температурах отпуска и отжига (рис. 3.20, кривая 1). Это свидетельствует о большой роли карбидов хрома в теплоустойчивости легированных слоев.

При исследовании карбидов хрома обнаружено, что из двух карбидов хрома, применяемых в наших опытах, лучшим по износостойкости оказался карбид хрома с 15% никеля. Так, износостойкость карбида хрома с 15% никеля по сравнению с эталоном больше в 6,6 раза, тогда как у карбида хрома без никеля — только в 5,5 раза. С другой стороны, никель, находящийся в составе карбида хрома, при электроискровом легировании имеет тенденцию к образованию слабо выраженного отпущенного слоя при сохранении высокой микротвердости.

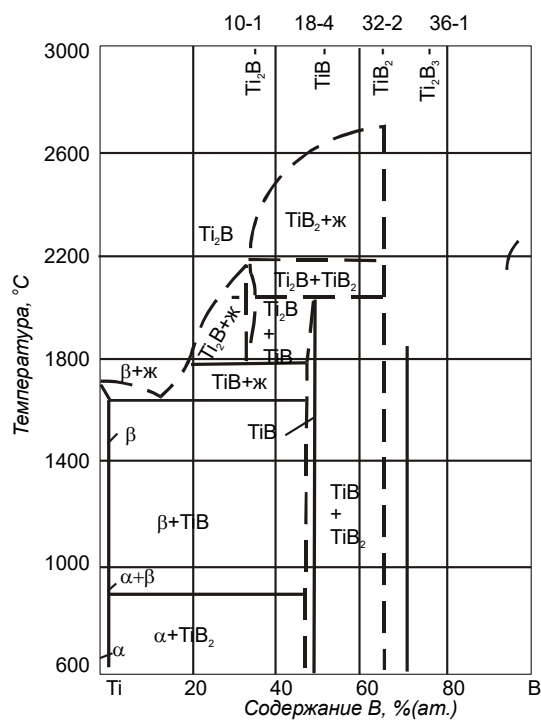


Рис. 3.23. Диаграмма системы титан—бор

Металлографический анализ и измерение микротвердости образцов, прошедших электроискровое легирование диборидом циркония, показали, что последний придает легируемой поверхности высокую микротвердость. Нанесенный поверхностный слой имеет участки с микротвердостью, равной самому дибориду циркония — 2250 кгс/мм² (рис. 3.21, С-1).

Диффузионный слой плавно переходит в прилегающий слой зоны термического влияния и имеет микротвердость 1835—1875 кгс/мм² (рис. 3.21, С-2). Зона термического влияния (рис. 3.21, 3-Т) по всей своей площади имеет равномерную микротвердость 1189—1250 кгс/мм². Зона термического влияния примыкает к основному металлу с небольшим переходным слоем с микротвердостью 520—533 кгс/мм² (рис. 3.21, С-4).

Анализируя результаты, полученные после отпуска образцов, упрочненных диборидом циркония, можно утверждать, что материал электрода придает большую теплоустойчивость слоям, полученным после электроискрового легирования при отпуске и отжиге.

Участки слоя, которые в исходном состоянии имели микротвердость 520—533 кгс/мм² (рис. 3.21, С-4), после отпуска при температуре 100—150—200°С не изменили микротвердости. С повышением температуры отпуска микротвердость снижается. При отпуске 450°С эти участки постепенно сливаются с основным металлом и при отпуске 450°С их микротвердость становится 230—275 кгс/мм² (рис. 3.22, кривая 4).

На основании данных измерения микротвердости и изучения структуры до и после отпуска, можно предположить, что первоначальная структура участков рассматриваемого слоя состояла из троостито-мартенситно-сорбитной смеси. Участки с микротвердостью 1189—1250 кгс/мм² (рис. 3.21, Т-3) при температуре отпуска 100—500°С не меняют первоначальной микротвердости. При повышении температуры отпуска около 600°С структура участков подобна мелкоигльчатому троостит-мартенситу углеродной стали. Микротвердость его становится равной 750—800 кгс/мм². С дальнейшим повышением температуры отпуска микротвердость понижается до 650—680 кгс/мм² (рис. 3.22, кривая 3).

В связи с этим исходная структура указанных участков после легирования могла быть мартенситно-карбидной смесью, о чем свидетельствуют ее составляющие — троостит-мартенсит и оставшиеся карбиды при указанной температуре отпуска.

Участки диффузионного слоя с микротвердостью 1835—1875 кгс/мм² (рис. 3.21, С-2) при температуре отпуска 650°С не изменяют микротвердости. После повышения температуры отпуска до 700°С микроструктура становится подобной структуре цементита с мелкими вкраплениями диборидов циркония, которые до температуры отпуска в 700°С не изменили микротвердости. В то же время микротвердость большей массы металла после отпуска 650°С составляла 1580—1595 кгс/мм² (рис. 3.22, кривая 2).

На основании литературных и наших экспериментальных данных о микротвердости и теплоустойчивости при указанных температурах отпуска и составляющих фаз той или иной исходной структуры можно считать, что микроструктура исходных участков рассматриваемого диффузионного слоя состояла из легированного диборидом титана остаточного аустенита, цементита и мартенсита.

Поверхностный слой, легированный диборидом циркония, при всех температурах отпуска и отжига сохраняет свою исходную микротвердость (рис. 3.22, кривая 1). Высокая теплоустойчивость поверхностного легированного слоя сохраняется благодаря образованию из диборида циркония дополнительных соединений типа нитридов и карбидов. Диборид циркония устойчив до температуры плавления [165]. Цирконий при температуре 400°С взаимодействует с азотом, образуя с ним нитрид

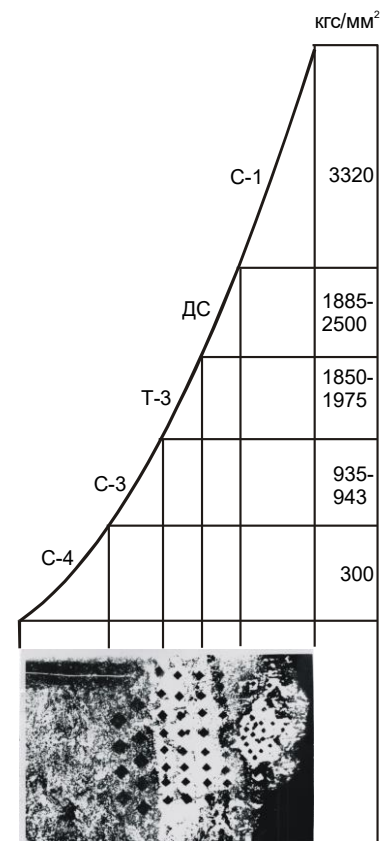


Рис. 3.24. Микроструктура стали 45 после легирования ее диборидом титана (х300):

С-1 — слой взаимной кристаллизации, ДС — диффузионный слой, Т-3 — зона термического влияния, С-3 — переходный слой, С-4 — основной металл

циркония, который повышает его устойчивость против высоких температур [165].

Диаграмма состояния системы титан — бор (рис. 3.23) построена Полти с сотрудниками. В этой системе установлено наличие трех боридных фаз: Ti_2B , TiB_2 и Ti_2B_3 . Растворимость бора в α и β -титане превышает 0,05% при 750—1300°C и несколько выше 0,1% при температуре (1670±25°C). Фаза TiB_2 образуется при температуре 2200±25°C по перетектической реакции из жидкости, содержащей около 9,9% В TiB_2 . Эта фаза при температуре 1800°C распадается на TiB и жидкую фазу. Борид титана устойчив, по-видимому, только при высоких температурах, распадаясь ниже 680°C на титан и диборид титана.

Из диаграммы состояния (рис. 3.23) следует, что твердый раствор бора в α -Ti при температуре 886°C претерпевает перетектоидный распад на β -Ti и TiB . Температура превращения $J \leftrightarrow B + TiB$ около 1670°C, содержание бора при этом около 3,5%. Фаза TiB образуется при перетектоидном превращении $Ti_2B + TiB_2 \leftrightarrow 3TiB$ при температуре около 2060°C. Соединение Ti_2B образуется при температуре 2200±50°C по перетектической реакции из жидкости, содержащей около 99% бора и TiB_2 . Оно неустойчиво и при температуре около 1800°C распадается на TiB и жидкую фазу.

При металлографическом исследовании участков материала катода после электроискрового легирования диборидом титана обнаружено несколько слоев, следующих друг за другом и значительно отличающихся по своему структурному строению от материала образца.

Измерение микротвердости верхнего легированного слоя показало, что он состоит в основном из диборида титана, что хорошо согласуется с микротвердостью самого материала электрода (3320 кгс/мм²) и легированной поверхности (слой взаимной кристаллизации — 3320 кгс/мм²) (рис. 3.24, С—1). Диффузионный слой при легировании диборидом титана по своему характеру образования больше примыкает к зоне термического влияния, то есть он несколько глубже залегает от поверхности обрабатываемой стали.

В работах Н.В. Никитина [166], Н.В. Агеева [167], И.И. Корнилова [168], Ю.М. Розерна [169], Н.С. Горбунова [170] и других исследователей отмечается, что одним из решающих условий для образования теми или иными элементами диффузионных слоев является небольшое различие в размерах их атомных диаметров. Исследования [171] показали, что если принять атомный диаметр α -железа равным 2,54 Å, а предельно допустимое различие в размерах атомных диаметров железа и наносимого элемента (при котором могут еще образовываться диффузионные слои) 16%, то верхний предел атомного диаметра наносимого элемента будет составлять 2,94 Å, тогда как атомный диаметр бора 1,94 Å.

Вследствие этого бор по теории [171] должен диффундировать на большую глубину. Микротвердость диффузионного слоя или самой верхней ее части составляет 2500—2750 кгс/мм². Зона термического влияния после электроискрового легирования диборидом титана по внешнему виду подобна зоне после легирования карбидом титана (рис. 3.16, Т—3 и рис. 3.24, Т—3). Микротвердость ее составляет 1850—1975 кгс/мм². Зона термического влияния заканчивается переходным слоем, который постепенно сливается по своей микроструктуре и микротвердости с основным металлом. Микротвердость его составляет 935—943 кгс/мм² (рис. 3.24, С—3).

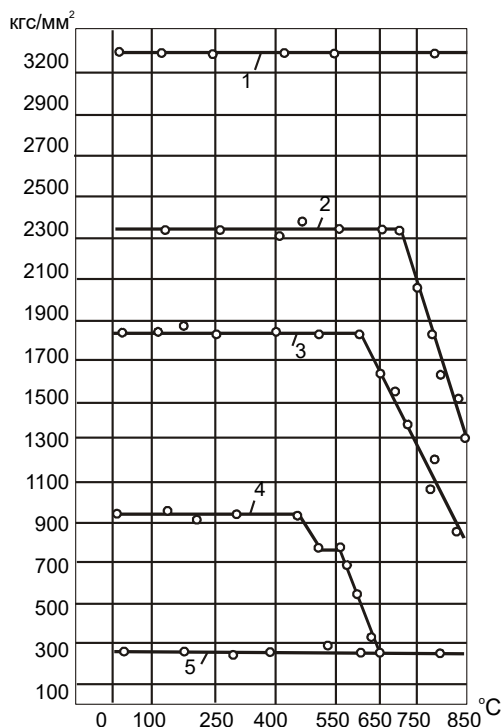


Рис. 3.25. Изменение микротвердости отдельных участков легированного слоя стали 45 в зависимости от температуры отпуска:

1 — карбидный слой, 2 — диффузионный слой, 3 — зона термического влияния, 4 — переходный слой, 5 — основной металл

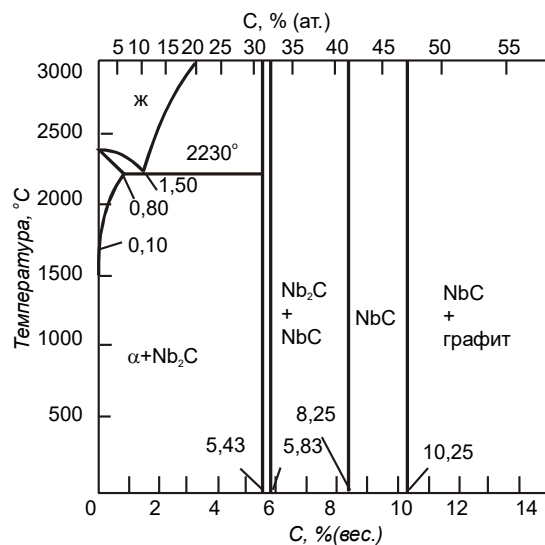


Рис. 3.26. Диаграмма системы ниобий—углерод

Для окончательного определения структурного состояния получаемых легированных слоев образцам был произведен отпуск путем нагрева до различных температур. Уже после температуры отпуска 250°C участки слоя с микротвердостью $935\text{—}943\text{ кгс/мм}^2$ обнаруживают хорошую травимость 4% раствором азотной кислоты в спирте. Травимость структуры переходного слоя (рис. 3.24, С-3) у образцов, прошедших отпуск, аналогична травимости закаленной углеродистой стали после отпуска.

С повышением температуры отпуска микротвердость участков переходного слоя снижается. При температуре отпуска 450°C она составляет $758\text{—}795\text{ кгс/мм}^2$. Сравнительно быстрое потемнение структуры переходного слоя после травления реактивом свидетельствует о том, что этот слой после отпуска имеет структуру троостито-мартенсита отпуска. При дальнейшем увеличении температуры отпуска от 500 до 550°C микротвердость снижается, а при температуре выше 550°C структура постепенно распадается на карбидно-ферритную смесь.

Характер изменения микротвердости этих участков (рис. 3.25, кривая 4) в зависимости от температуры отпуска дает основание полагать, что в исходном состоянии они были аустенитно-мартенситными участками с повышенным процентным содержанием аустенита.

Участки слоя зоны термического влияния с микротвердостью $1850\text{—}1975\text{ кгс/мм}^2$ в исходном состоянии при температуре отпуска $100\text{—}500^{\circ}\text{C}$ не изменяют структуру и микротвердость при отпуске 600°C . Лишь при дальнейшем повышении температуры отпуска у них снижается микротвердость. После температуры отпуска 600°C структура этих участков напоминает высоколегированную смесь троостита отпуска с карбидами и нитридами бора микротвердостью $735\text{—}820\text{ кгс/мм}^2$ (рис. 3.25, кривая 3).

Участки диффузионного слоя с микротвердостью 1885—2500 кгс/мм² в исходном состоянии (рис. 3.24, ДС) состояли из карбида титана и высоколегированного мартенсита. Это подтверждается изменением микротвердости рассматриваемого участка в зависимости от температуры отпуска (рис. 3.25, кривая 2).

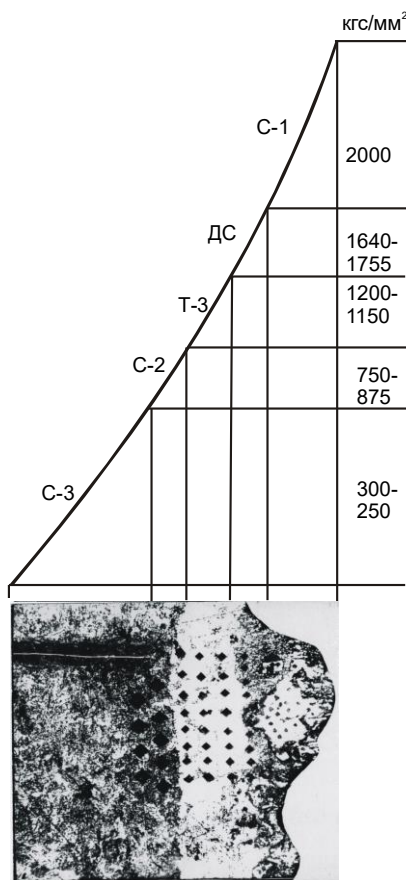


Рис. 3.27. Микроструктура стали 45 после легирования ее карбидом ниобия (x300):

С—1 — слой взаимной кристаллизации, ДС — диффузионный слой, Т—3 — зона термического влияния, С—2 — переходный слой, С—3 — основной металл

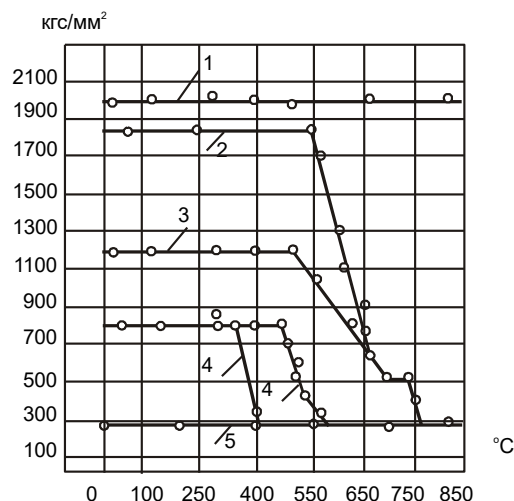


Рис. 3.28. Изменение микротвердости отдельных участков легированного слоя стали 45 в зависимости от температуры отпуска:

1 — карбидный слой, 2 — диффузионный слой, 3 — зона термического влияния, 4 — переходный слой, 5 — основной металл

После температуры отпуска 100, 400, 550 и 650°C микроструктура и микротвердость участков диффузионного слоя реагируют по-разному. При температуре отпуска 100—650°C отдельные участки диффузионного слоя начинают распадаться и его микротвердость доходит до 1085—1148 кгс/мм², а микроструктура напоминает смесь троостита и мартенсита углеродистой стали. Участки, состоящие из смеси карбидов, сохраняют свою микротвердость до температуры отпуска 700°C.

С повышением температуры микротвердость смеси карбидов снижается до 1295 кгс/мм². Наличие в пределах диффузионного слоя участков с мартенситной структурой (до температуры отпуска 550°C) свидетельствует о том, что образующиеся в результате протекания искрового разряда мартенситные участки имеют высокую степень легированности, о чем свидетельствует появление троостита и нераспавшегося мартенсита.

Участки нанесенного слоя (рис. 3.24, С—1), которые состоят из диборидов, карбидов и нитридов титана, при всех температурах отпуска и отжига сохраняют свою карбидную структуру и высокую микротвердость (рис. 3.25, кривая 1).

В системе ниобий–углерод [171] имеется два карбида $\alpha + \text{Nb}_2\text{C}$ и NbC , обладающие широкими областями гомогенности (рис. 3.26). В последнее время обнаружено еще одно соединение ниобия с углеродом [172], состав которого совершенно не изучен. Карбид ниобия при высоких температурах легко соединяется с азотом, водородом и углеродом, образуя соответственно нитриды, гидриды и карбиды ниобия. Одним из существенных условий для образования диффузионных покрытий металлов пятой группы подгруппы А является близость типа кристаллической решетки этих металлов к решетке железа. Поэтому, несмотря на почти предельную разницу в размерах атомных диаметров ниобия, он, как и ванадий, дает соответствующие диффузионные покрытия.

Растворимость ниобия в железе при комнатной температуре составляет 0,5% и значительно возрастает при повышении температуры, достигая 12% при 1356°C. Столь значительная растворимость ниобия при высоких температурах, а также допустимые различия в размерах атомных диаметров и аналогичная с железом объемно центрированная кристаллическая решетка позволяют довольно легко создавать на поверхности железа диффузионные слои карбида ниобия.

В наших исследованиях в качестве легирующего электрода применялся карбид ниобия. После травления стальной поверхности, прошедшей легирование карбидом ниобия, появляется несколько слоев с различной микроструктурой и микротвердостью.

Верхний слой взаимной кристаллизации имеет микротвердость 2000 кгс/мм² (рис. 3.27), микроструктура его состоит из мелкодисперсных карбидов и нитридов. Диффузионный слой состоит из цементита, легированного остаточного аустенита и карбида ниобия. Микротвердость диффузионного слоя составляет 1640—1735 кгс/мм². Зона термического влияния состоит из мелкоиглочатого легированного мартенсита и аустенита с микротвердостью 1200—1150 кгс/мм². Переходный слой включает троостит отпуска, перлит и карбид с микротвердостью 750—845 кгс/мм².

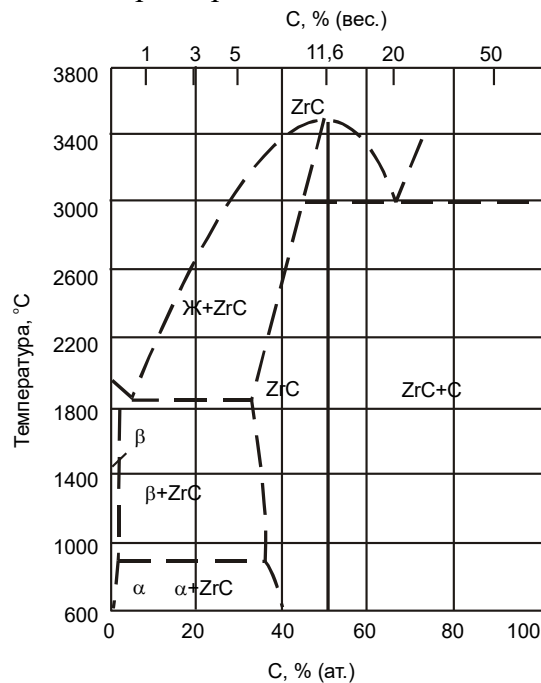


Рис. 3.29. Диаграмма системы цирконий — углерод

Характер изменения структуры и твердости легированного слоя в зависимости от температуры отпуска позволяет более полно определить исходную структуру образцов. Переходный слой от зоны термического влияния к основному металлу при отпуске 160—350°C сохраняет свою структуру и твердость. По мере повышения температуры отпуска

участки слоя с трооститной структурой переходят в основной металл (перлит и феррит). Участки, состоящие из смеси карбидов, сохраняют свою микротвердость при температуре отпуска 350°C, а с ее повышением до 500°C их микротвердость становится 410—435 кгс/мм², а с дальнейшим повышением температуры отпуска она еще больше падает и при отпуске при 550°C твердость становится такой же, как у основного металла. Изменение микротвердости этого слоя в зависимости от температуры отпуска показано на рис. 3.28 (кривая 4), что подтверждает природу этих слоев. Проведенный отпуск зоны термического влияния подтверждает наши предположения о том, что ее микроструктура состоит из легированной смеси мартенсита и аустенита (рис. 3.28, кривая 3).

Участки диффузионного слоя с исходной микротвердостью 1640—1755 кгс/мм² при температуре отпуска 100, 250, 550°C не изменили структуру и микротвердость. При дальнейшем повышении температуры отпуска участки со структурой аустенита уменьшают микротвердость и при температуре отпуска 650°C микротвердость становится равной 600—750 кгс/мм².

Участки из смеси карбидов ниобия и цементита сохраняют исходную структуру и лишь при температуре отпуска 650°C их микротвердость становится несколько ниже (рис. 3.28, кривая 2). Поверхностный слой взаимной кристаллизации сохраняет свою исходную структуру и микротвердость при всех температурах отпуска и отжига (рис. 3.28, кривая 1).

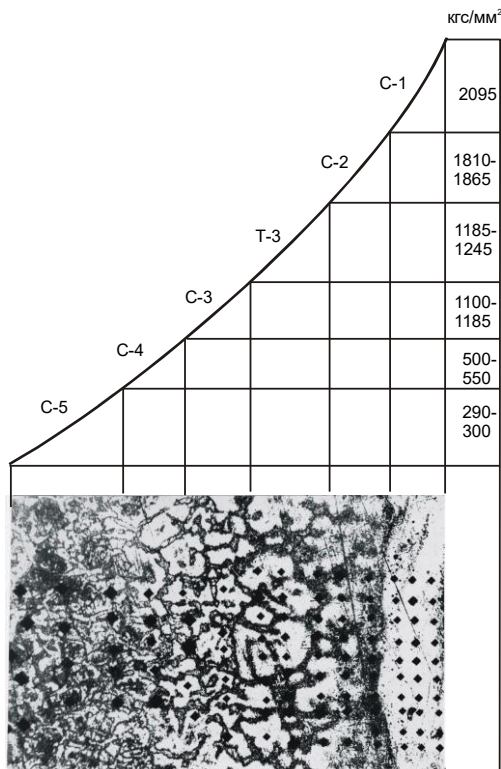


Рис. 3.30. Микроструктура стали 45 после легирования ее карбидом циркония (x300):

C—1 — слой взаимной кристаллизации, C—2 — диффузионный слой, T—3 — зона термического влияния, C—3 — первый переходный слой, C—4 — второй переходный слой, C—5 — основной металл

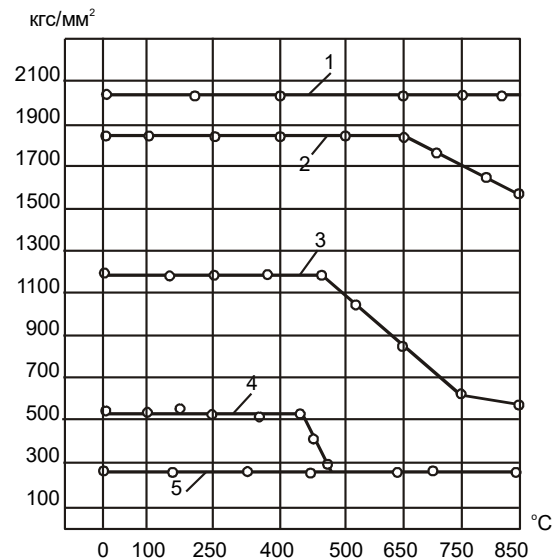


Рис. 3.31. Изменение микротвердости отдельных участков легированного слоя стали 45 в зависимости от температуры отпуска:

1 — карбидный слой, 2 — диффузионный слой, 3 — зона термического влияния, 4 — переходный слой, 5 — основной металл

В системе цирконий–углерод образуется один карбид, обладающий широкой областью гомогенности. Карбид циркония образует с цирконием эвтектику с температурой плавления 1860°C (рис. 3.29). Карбид циркония, как и карбиды титана и гафния, легко образует твердые растворы со своим низшим окислом и нитридом, а также оксикарбиды и карбонитриды. Азот начинает взаимодействовать с карбидом циркония при температурах выше 800—900°C. Карбид циркония очень устойчив в кислотах и их смесях как при обычной, так и при повышенной температуре. Содержание углерода в предельно насыщенных неметаллических фазах — 11,6%. Микротвердость карбида циркония составляет 2930 кгс/мм². 0,1% циркония, введенного в сталь, значительно повышает его твердость и вязкость, что очень важно для сопротивления кратковременным, но сильным ударам [173].

При электроискровом легировании образцов карбида циркония на его поверхности образуется нанесенный слой. Количественный состав зон легированного слоя аналогичен легированному слою, образующемуся после упрочнения диборидом циркония.

Микроструктура слоя взаимной кристаллизации состоит из перенесенных частиц карбида циркония. Его микротвердость — 2095 кгс/мм² (рис. 3.30, С–1) приближается к микротвердости самого карбида циркония (2130 кгс/мм²). Кроме слоя взаимной кристаллизации образуется диффузионный слой, структура которого подобна такому же слою после легирования диборидом циркония, с микротвердостью 1810—1865 кгс/мм² (рис. 3.30, С–2). Зона термического влияния (рис. 3.30, Т–3) имеет микротвердость 1185—1245 кгс/мм². Переходный слой обладает микротвердостью, аналогичной микротвердости такого же слоя после легирования диборидом циркония (рис. 3.30, С–3).

Исследования теплоустойчивости легированных слоев карбидом циркония показали, что те участки, которые в исходном состоянии имели микротвердость 500—550 кгс/мм² (рис. 3.30, С–4) при температурах отпуска 100, 150, 450°C не изменяют микротвердости. При дальнейшем повышении температуры отпуска микротвердость снижается и после температуры отпуска при 450°C структура распадается на карбидно-ферритную смесь (рис. 3.31, кривая 4).

На основании измерения микротвердости фаз и их теплоустойчивости при данной температуре отпуска можно предположить, что исходная структура на данных участках легированного слоя состояла из аустенитно-мартенситно-трооститной смеси. Участки с микротвердостью 1185—1245 кгс/мм² при температуре отпуска 100—500°C имели структуру и твердость, аналогичные легированному слою диборидом циркония (рис. 3.31, кривая 3 и рис. 3.22, кривая 3).

Поверхностный и диффузионный слои после высокой температуры отпуска имели такую же микроструктуру и микротвердость, как слои, которые были образованы при легировании диборидом циркония (рис. 3.31, кривые 1 и 2 и рис. 3.22, кривые 1 и 2).

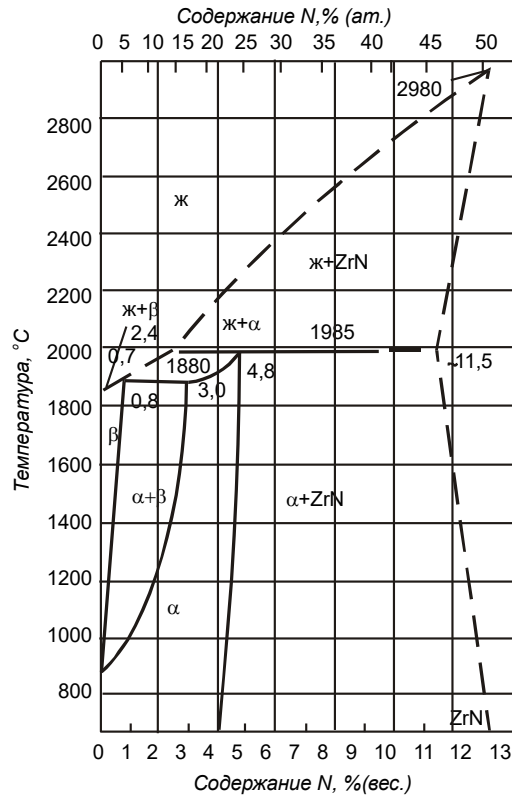


Рис. 3.32. Диаграмма системы цирконий—азот

Диаграмма системы цирконий—азот, по данным [173], показана на рис. 3.32. В системе установлено наличие одного химического соединения — нитрида циркония. Между жидкой фазой, содержащей 0,7% весового азота, и α , фазой, содержащей 3% весового азота, при 1800°C происходит перетектическая реакция, приводящая к образованию твердого раствора, содержащего при этой температуре 0,8% весового азота. α — твердый раствор стабилизируется при повышении температуры добавками азота. При температуре 1985°C α твердый раствор, содержащий 4,8% весового азота, вступает в перетектическую реакцию с жидкой фазой, содержащей 2,4% весового азота, и с твердым раствором, содержащим нитрид циркония, температура плавления которого 2980°C.

Область гомогенности нитрида циркония расширяется от 11,5% весового азота при температуре 1985°C до близкого к стехиометрическому составу нитрида циркония (13,3% весового или 50% атомного азота). Нитрид циркония получают азотированием порошка циркония при 1200°C. Содержание азота в предельно насыщенных азотом фазах составляет 13,3%. Кристаллическая структура — гранцентрированный куб. Микротвердость составляет 1480 кгс/мм².

После электроискрового легирования образца нитридом циркония на его поверхности обнаруживается сплошной слой взаимной кристаллизации с микротвердостью, равной микротвердости самого нитрида циркония (рис. 3.33, С—1).

Проведенные металлографические исследования показали, что в слое взаимной кристаллизации встречаются небольшие участки с микротвердостью несколько выше, чем микротвердость самого нитрида циркония.

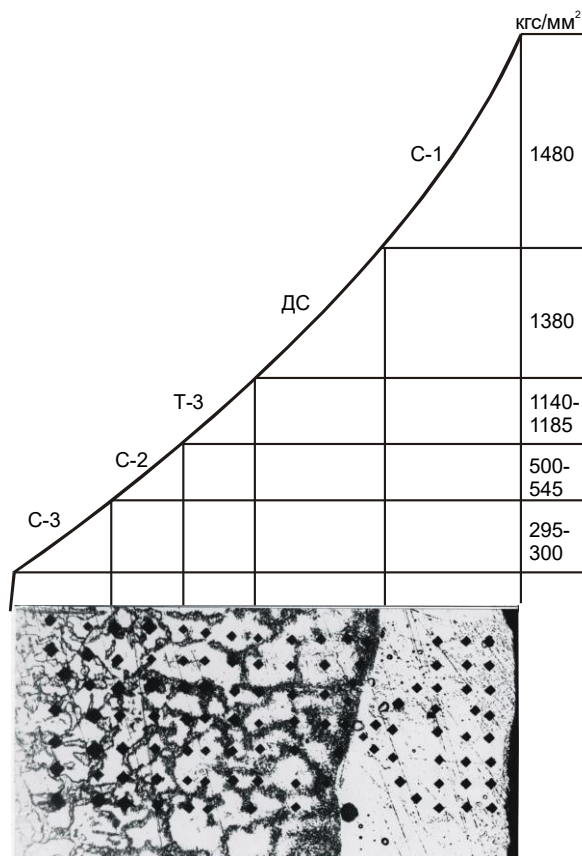


Рис. 3.33. Микроструктура стали 45 после легирования ее нитридом циркония (х300):

С—1 — слой взаимной кристаллизации, ДС — диффузионный слой, Т—3 — зона термического влияния, С—2 — переходный слой, С—3 — основной металл

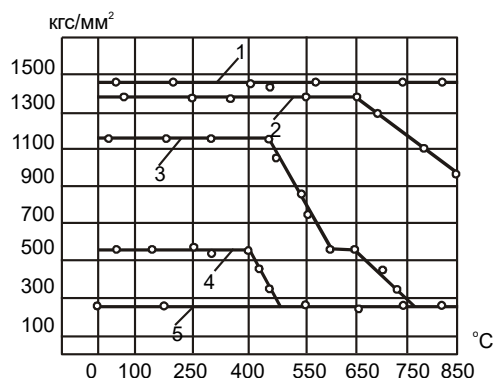


Рис. 3.34. Изменение микротвердости отдельных участков легированного слоя стали 45 в зависимости от температуры отпуска:

1 — карбидный слой, 2 — диффузионный слой, 3 — зона термического влияния, 4 — переходный слой, 5 — основной металл

Повышение микротвердости можно объяснить дополнительным влиянием азота воздуха и физическими процессами, сопровождающими искровую форму разряда.

Диффузионный слой (рис. 3.33, ДС) мало отличается по внешнему виду от слоя взаимной кристаллизации. Микротвердость его несколько ниже (1380 кгс/мм²) по сравнению с микротвердостью слоя взаимной кристаллизации. Зона термического влияния представляет собой мелкодисперсную структуру с микротвердостью 1140—1185 кгс/мм² (рис. 3.33, Т—3). Переходный слой имеет микротвердость 500—545 кгс/мм² (рис. 3.33, С—2).

После отпуска отдельные участки легированного слоя в зависимости от их исходного структурного состояния претерпевают соответствующие превращения. Например, те участки слоя, которые до отпуска имели микротвердость 500—545 кгс/мм², после отпуска 100, 150, 400°С не изменяют своей микротвердости. С дальнейшим повышением температуры отпуска они постепенно распадаются на карбидно-ферритную смесь. Кривая изменения микротвердости указанных выше участков слоя приведена на рис. 3.34, кривая 4.

Характер изменения микротвердости в структурах этих участков в зависимости от температуры позволяет предположить, что до отпуска эти участки имели аустенитно-мартенситную структуру с повышенным процентным содержанием азота. Отдельные участки слоя, которые до отпуска имели микротвердость 1140—1185 кгс/мм², после отпуска при 100—450°С не изменяют ни структуры, ни микротвердости (рис. 3.34, кривая 3). Лишь с дальнейшим повышением температуры отпуска происходит снижение их

микротвердости. Отпуск при 450°C приводит к незначительному снижению микротвердости, а при отпуске 550—650°C микротвердость снижается до 558 кгс/мм², а затем постепенно сравнивается с микротвердостью основного металла (рис. 3.34, кривая 3).

Изменение микротвердости этих участков и их структуры в зависимости от температуры отпуска позволяет предположить, что эти участки слоя являются аустенитно-мартенситными участками с вкраплениями в них мелкодисперсных карбидов и нитридов циркония, чем и объясняется их повышенная микротвердость после отпуска при 650°C.

Участки диффузионного слоя с микротвердостью в исходном состоянии 1380 кгс/мм² после отпуска при 100—450°C не изменяют своей микротвердости и структуры и лишь после отпуска при 650°C их микротвердость снижается до 950 кгс/мм² (рис. 3.34, кривая 2). На основании проведенных исследований можно полагать, что исходная структура участков диффузионного слоя состояла из высоколегированного мартенсита с большим содержанием карбидов и нитридов циркония.

Участки с микротвердостью, равной микротвердости самого нитрида циркония при высокой температуре отпуска и отжига, не изменяют ни структуры, ни микротвердости (рис. 3.34, кривая 1).

Для определения влияния термической обработки на легированный слой были проведены опыты, основная цель которых заключалась в том, чтобы определить физико-механические свойства слоя после закалки. Легирование отожженных образцов проводилось на следующем режиме: напряжение — 150 В, емкость — 600 мкФ, сила тока — 8—10 А. Образцы легировали карбидом титана, карбидом титана с 33% стали, карбидом титана с 30% железа, графитом, карбидом циркония, нитридом циркония и диборидом циркония.

3.3. Влияние температуры закалки и скорости охлаждения на микротвердость, микроструктуру легированного слоя

Образцы из стали У8А, предназначенные для определения влияния термической обработки на легированный слой, были подвергнуты закалке, то есть нагреву при температуре 850°C и охлаждению в масле.

Металлографические исследования поверхностного слоя образцов, которые после электроискрового легирования карбидом титана прошли закалку, позволили установить, что легированный слой хорошо сохранился в сечении по длине образца примерно на 65—70%. Сохранились участки аустенитно-мартенситной структуры с карбидными включениями, микротвердость которых после закалки в ряде случаев повысилась от 1320—1365 до 1415—1495 кгс/мм². Наряду с этими участками хорошо сохранились карбидные участки, микротвердость которых (2750—2850 кгс/мм²) близка к микротвердости карбида титана.

После закалки верхний легированный слой состоит из двух участков: аустенитно-мартенситного (светлого цвета) и карбидного участка с повышенной микротвердостью.

В некоторых местах поверхностный легированный слой воспринимает закалку, то есть не имеет светлого цвета, а структура и микротвердость этих участков мало отличаются от закаленного материала образца. Эти участки занимают площадь в 25—30% по длине образца. Установлено, что после легирования они были белыми, бесструктурными, а затем проявились как участки после полной закалки. В процессе легирования они претерпели только нагрев и резкое охлаждение и не были насыщены легирующими

элементами, входящими в состав карбида титана. Это объясняется тем, что не все точки легируемой поверхности доводятся до плавления и последующего насыщения легирующими элементами электрода ввиду неравномерности ручного процесса легирования [145].

Таким образом, образцы из стали У8А, подвергавшиеся перед закалкой легированию карбидом титана, после закалки хорошо сохраняют поверхностный легированный слой, который не воспринимает закалки. Из анализа полученных результатов видно, что связующие добавки (железо, сталь) в карбид титана не вносят существенных изменений в структурное строение при закалке.

Несколько иное положение наблюдается в случае обработки образцов, легированных графитом. При этом поверхностный слой образца не имеет белого цвета, его микротвердость одинакова с микротвердостью закаленного основного металла. Структура верхнего слоя не имеет резкого отличия от структуры закаленного основного металла образца. В некоторых местах поверхностного слоя сохранились цементитно-карбидные участки с микротвердостью 1495—1550 кгс/мм². Отсутствие структурного различия между легированным слоем (после закалки) и закаленным основным материалом образца позволяет сделать предположение, что те участки легированного слоя, которые до закалки имели аустенитно-мартенситную структуру, после закалки сохранились, но претерпели с основным металлом полную закалку.

Таким образом, после легирования графитом и последующей закалки в легированном слое сохраняются лишь участки, которые до закалки имели аустенитно-мартенситную структуру, то есть участки, в пределах которых отсутствуют цементитно-карбидные включения. Следовательно, в тех случаях, когда до периода эксплуатации той или иной детали, легированной графитом, необходимо сохранить в легированном слое цементитно-карбидные участки высокой твердости, закалку проводить не следует, так как эти участки легированного слоя распадаются.

Металлографический анализ образцов после электроискрового легирования карбидом циркония, нитридом циркония и диборидом циркония показал, что после закалки они сохраняют первоначальное свойство легированного слоя. Образцы, прошедшие закалку после легирования диборидом и карбидом циркония, имели поверхностный слой с микроструктурой карбидов и диборидов циркония.

Участки, имеющие в исходном состоянии (после легирования) микротвердость 1835—1875 кгс/мм², после закалки сохранили микротвердость. Наряду с этими участками стойко ведут себя в этой зоне карбиды и дибориды циркония, во многом имеющие сходство с карбидом титана. Так, после закалки образцов, легированных карбидом и диборидом циркония, а также у легированных карбидом титана, поверхностный слой состоит из аустенитно-мартенситных боридных и карбидных участков.

3.4. Влияние термической обработки и мощности электрических режимов на глубину легированного слоя

Для определения глубины легированного слоя электроискровое легирование осуществлялось на четырех режимах на лабораторной установке (энергия которых соответственно 2, 4, 6 и 8 Дж). Удельное время легирования во всех случаях 3—4 мин/см². Опытные образцы подвергались легированию карбидом хрома с 15% никеля и без него. Для одновременной оценки влияния термической обработки на глубину легирования слоя при выбранных электрических режимах и материалах электрода образцы из сталей 45 и У8 предварительно подвергались закалке и отжигу при

стандартных тепловых режимах для этих сталей. Толщина и глубина легированного слоя измерялись на оптическом микроскопе МИИ-4М с точностью до 0,1 мкм. При легировании отожженных образцов электродов из карбида хрома на их поверхности образуются слои взаимной кристаллизации и диффузионный слой.

На рис. 3.35, *а*, *б* показаны зависимости величины слоя взаимной кристаллизации, диффузии переходного и зоны термического влияния от мощности электрического режима легирования для отожженной и закаленной стали 45. Из анализа этих графиков видно, что с увеличением энергии разряда увеличивается толщина легированного слоя.

Полученные данные о толщине и глубине упрочненного слоя показали, что рост и характер составных частей легированного слоя для отожженной и закаленной стали 45 имели разную толщину. Особенно характерно это выражено для диффузионного слоя и зоны термического влияния. Так, при энергии разряда 2,4 и 6 Дж диффузионный слой для отожженной и закаленной стали 45 составлял глубину соответственно энергий разряда и термической обработки 80, 100, 120, 70, 90, 110 мкм (рис. 3.35, *а*, кривая 2 и рис. 3.35, *б*, кривая 2). Для зоны термического влияния эта закономерность выражается еще ярче (рис. 3.35, *а*, кривая 3 и рис. 3.35, *б*, кривая 3). Образование слоев взаимной кристаллизации и переходного мало зависит от термической обработки катода (отжиг, закалка), поэтому эта зависимость менее выражена (рис. 3.35, *а* и рис. 3.35, *б*, кривая 1, 4).

Составные части легированного слоя для отожженной и закаленной стали У8 по характеру образования легированных слоев и их толщины имеют много общего со сталью 45 (слой взаимной кристаллизации) (рис. 3.35, *в*, *г*). Однако наряду с общими признаками в образовании упрочненного слоя имеются и частные, которые характерны для стали У8. Отличительной особенностью является то, что для всех рассмотренных составных частей легированного слоя при одних и тех же электрических параметрах легирования, что и для стали 45, упрочненные слои имели значительную толщину. Так, для отожженной и закаленной сталей 45 и У8А зона термического влияния имела глубину соответственно 180, 200, 290, 200, 250, 315 мкм (рис. 3.35, *а*, *в*, кривая 3). Полученные результаты подтверждают исследования некоторых авторов [16], объясняющих это различием химического состава катода.

У закаленных образцов из сталей 45 и У8 после обработки карбидом хрома при энергии легирования 6 Дж образуется диффузионный слой с небольшим понижением микротвердости — 950—1000 кгс/мм² (для стали 45) и 1050—1180 кгс/мм² (для стали У8). На этом режиме увеличивается интенсивность переноса материала электрода в единицу времени, о чем свидетельствует снижение чистоты легированной поверхности. Кроме того, зона термического влияния при этом режиме (8 Дж) распространяется на большую глубину.

При энергии разряда 2—4 Дж в пределах слоя взаимной кристаллизации встречаются участки с микротвердостью выше, чем у самого карбида хрома (на 80—100 кгс/мм²). Это объясняется дополнительным образованием нитридных соединений в слое при легировании. Такое объяснение подтверждается данными рентгеноструктурного анализа [67].

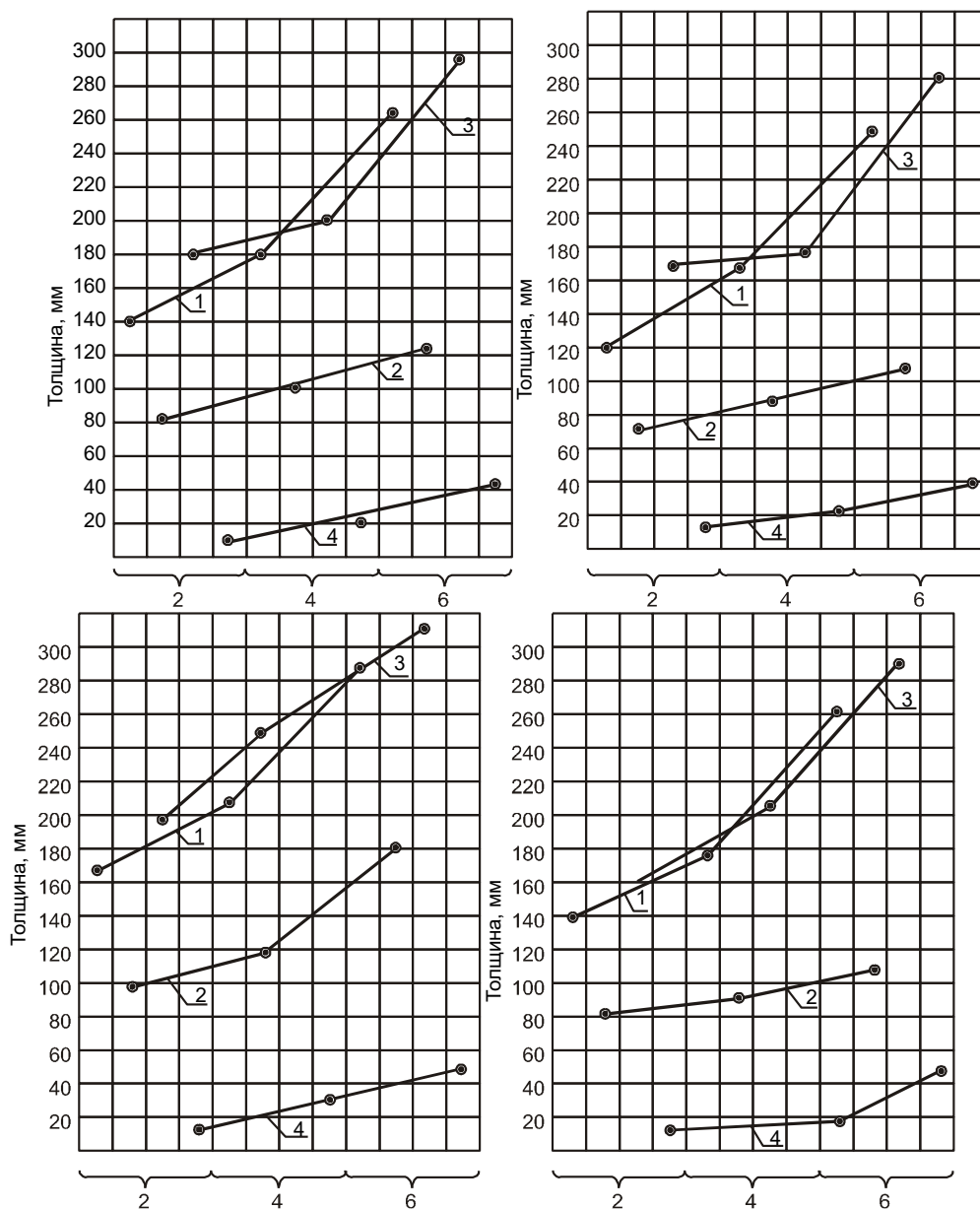


Рис. 3.35. Зависимость толщины формируемых слоев после электроискрового легирования для отожженной стали 45 (а), закаленной стали 45 (б), отожженной стали У8А (в), закаленной стали У8А (г) от мощности электрических режимов: 1 — слой взаимной кристаллизации; 2 — диффузионный слой; 3 — зона термического влияния; 4 — переходный слой

Таким образом, повышение жесткости режима при легировании закаленных и отожженных сталей приводит к увеличению общей глубины легированного слоя.

3.5. Спектральный анализ и химический состав легированного слоя

Для формирования заданных физико-химических свойств металлических поверхностей все шире применяются электроды, в состав которых наряду с металлическими входят и неметаллические компоненты. Поэтому определенный интерес представляет рассмотрение вопроса, связанного с образованием химического состава поверхностного легированного слоя электродами с неметаллическими компонентами.

Образцы для анализа изготавливали из стали 45 в виде цилиндров диаметром 60 и длиной 150 мм. Поверхность образцов подвергалась шлифованию. Микротвердость образцов до легирования составляла 280—300 кгс/мм². В качестве легирующих электродов применялись карбиды циркония, хрома, ниобия и диборида титана и циркония.

После тщательной центровки образцы подвергались электроискровому легированию на универсальной лабораторной установке, собранной в Лаборатории импульсно-газовой электроники Института прикладной физики АН Молдовы. Установка позволяла менять рабочие электрические параметры в широком диапазоне: емкость — от 1 до 1500 мкФ, зарядное сопротивление — от 100 до 10000 Ом при силе зарядного тока от 20 до 1 А. Питание установки осуществлялось компаундным генератором постоянного тока ПН—65 (4,8 кВт, 220 В, 20 А, 1450 об/мин). Генератор постоянного тока приводился во вращение асинхронным электродвигателем (220/380 В, 1440 об/мин, 50 Гц, КПД — 0,87). Рабочее напряжение на пневмоэлектрический (ПЭ) или электромагнитный вибратор подавалось от блока конденсаторов.

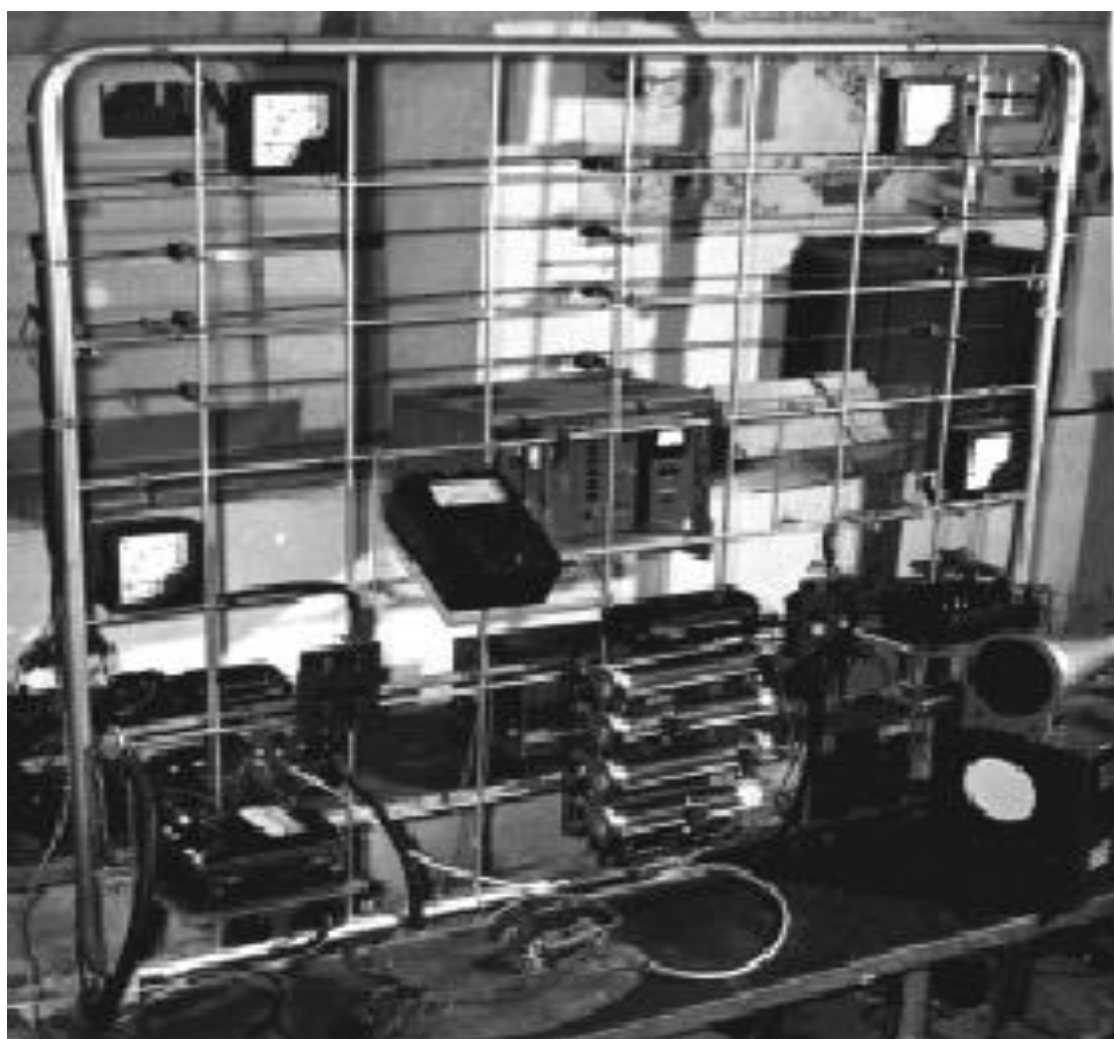


Рис. 3.36. Общий вид универсальной установки для электроискрового легирования

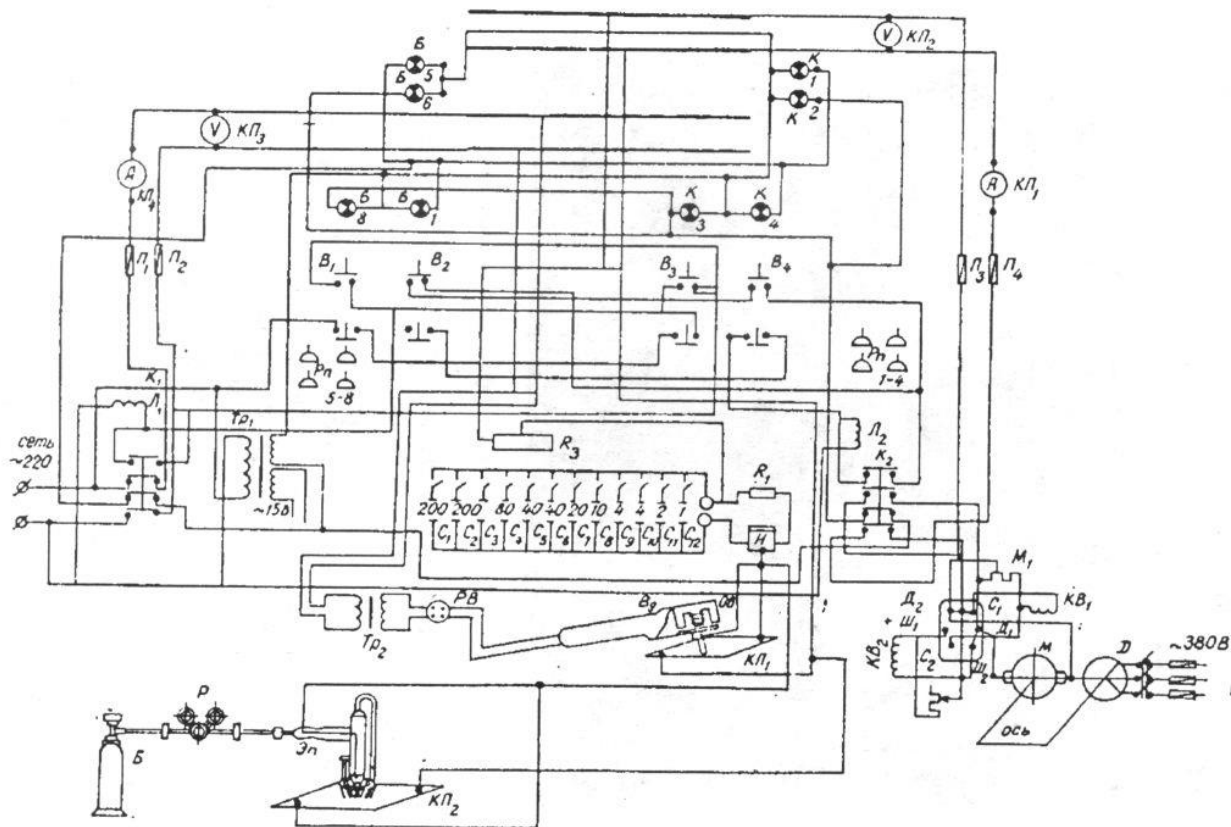


Рис. 3.37. Электрическая схема универсальной установки для электроискрового легирования

Общий вид установки представлен на рис. 3.36. Установка состоит из четырех основных узлов: цепи питания, блока конденсаторов, пневмоэлектрического (электромагнитного) вибраторов и панели управления. Их характеристика показана на рис. 3.37. Блок конденсаторов собран из 300 конденсаторов марки МБГ, каждый из которых имеет рабочее напряжение 450 В. Все конденсаторы соединены параллельно медными шинами и при помощи гибких выводов подключены к разрядному контуру. Понижающий трансформатор (ТР, 220/24В) служит для питания катушки электромагнитного вибратора.

На передней панели установки размещены амперметр постоянного тока на 50 А — КП, амперметр переменного тока на 50 А — КП₁, вольтметр переменного тока на 100 В — КП₂, вольтметр постоянного тока на 100 В — КП₃, лампы сигнальные ЛН—26 В — 1—8, розетки на 6 А, 220 В — РП_{5—8}; регуляторы напряжения РВ 5102/4, 450 В, 1,4 А — В_{1—4}; розетка вибратора — РВ, контактные пластины электромагнитного и пневмоэлектрического вибраторов — КП, газовый баллон — Б, редуктор баллона — Р, предохранитель — П_{1—4}, сопротивление 20 кОм — R₂; счетчик типа СБ—1п/100—Н, блок сопротивлений 30 кОм — R₃.



Рис. 3.38. Общий вид электроискровой установки типа ЭФИ—ЭЛЕКТРОМ—10М:

1 — корпус, 2 — вибратор, 3 — контактная пластина, 4 — отсек для хранения вибратора, 5 — выдвигающая ручка для переноса установки

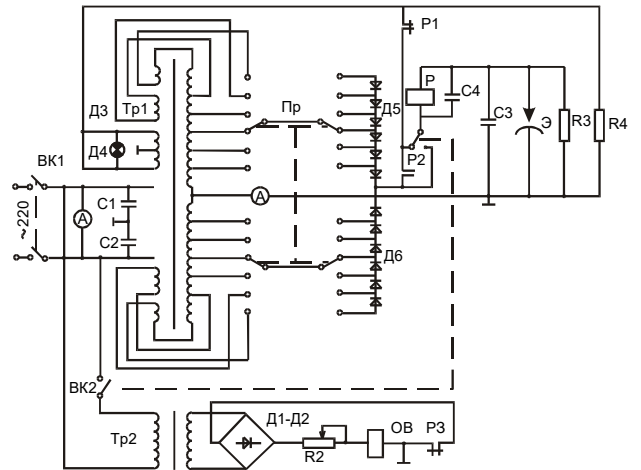


Рис. 3.39. Принципиальная электрическая схема установки ЭФИ—ЭЛЕКТРОМ—10М

Кроме лабораторной установки для легирования образцов применялась установка промышленного типа ЭФИ—ЭЛЕКТРОМ—10 М (рис. 3.38). На рис. 3.39 изображена ее принципиальная электрическая схема. Основу силовой части установки составляют силовой однофазный трансформатор Тр с повышенным рассеянием, полупроводниковые выпрямители Д5 и Д6, батарея накопительных конденсаторов С3.

Первичная обмотка трансформатора Тр питается от однофазной сети переменного тока промышленной частоты напряжением 220 В через предохранитель на 5 А и двухполюсный выключатель ВК1. От вторичной обмотки трансформатора переменный ток подводится через переключатель режимов Пр к полупроводниковому выпрямителю, собранному по двухполупериодной схеме выпрямления со средней точкой (отрицательный полюс), которая соединена с корпусом и заземлена. Напряжение на выходе выпрямителя меняется в пределах 15—200 В. Изменение напряжения достигается переключениями во вторичной обмотке трансформатора с помощью переключателя режимов Пр. При изменении напряжения изменяется интенсивность электроискрового упрочнения.

Роль ограничителя тока короткого замыкания при замкнутых рабочих электродах выполняют сопротивление силового трансформатора с повышенным рассеянием и сопротивление полупроводниковых вентилей в проводящем направлении.

Для введения азота в зону искрового разряда был разработан пневмоэлектрический вибратор, который в какой-то мере устраняет недостатки электромагнитного вибратора и конструкция которого дает возможность осуществлять электроискровое легирование в той среде газа, кинетическая энергия которого используется для вибрации электрода. Таким образом, поверхность изделия, на которую направлен электронный поток искрового разряда, омывается потоком используемого легирующего газа.

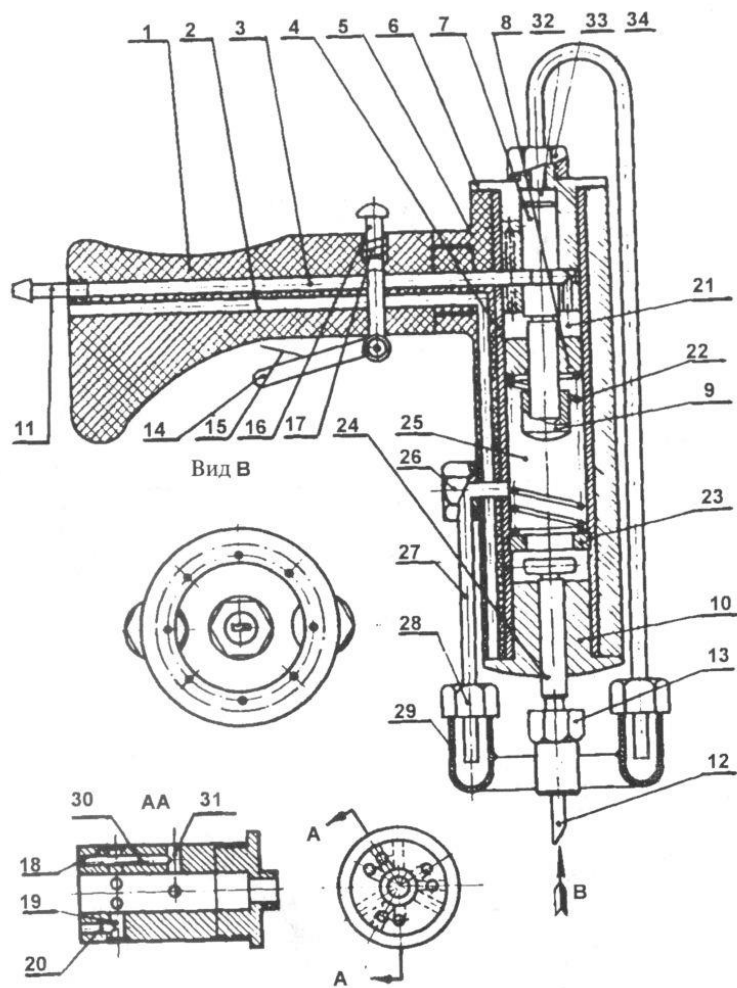


Рис. 3.40. Пневмоэлектрический вибратор для электроискрового легирования в разных газовых средах

Пневмоэлектрический вибратор (рис. 3.40) состоит из рукоятки 1, в которой имеются два канала 2 и 3. По каналу 2 проходит сжатый газ, в канале 3 находится медный провод, по которому течет разрядный ток. В цилиндре 4 корпуса 5 расположен золотник 6. Там же находится золотник 7, распределяющий легирующий газ по газораспределительным каналам корпуса золотника 6. На золотнике 7 расположены поршень 8 и ударник 9. В нижней части корпуса цилиндра ввернута направляющая втулка 10. Вибратор соединен шлангом с газовой магистралью и разрядной цепью универсального стенда. Для включения в работу пневмоэлектрического вибратора достаточно нажать кнопку 14. В это время сжатый газ по каналу 3 поступает в кольцевую камеру 18 корпуса золотника 6. Затем по трем отверстиям 19, расположенным в кольцевой камере перпендикулярно центру корпуса золотника под углом 120° друг к другу, поступает одновременно в три вертикальных канала 20. Эти каналы сообщаются с кольцевой камерой 18 через отверстие 19.

В начале работы золотник 7, поршень 8 и ударник 9 находятся в крайнем верхнем положении. Газ по каналу 20 корпуса золотника 6 поступает в полость 21 на поршень 8, который сжимает пружину 22 и двигает золотник 7 вниз, перекрывая отверстие 19. Сжатая пружина 22 своим нижним концом упирается в кольцевой упор 23, что дает возможность ударнику 9 нанести удар по штоку 24, вследствие чего происходит соприкосновение легирующего электрода с обрабатываемой поверхностью. В результате происходит искровой разряд, омываемый потоком легирующего газа (азот).

3.6. Выбор методики для определения химического состава покрытий и обсуждение полученных результатов

Определение количества элементов в легированном слое представляет большие трудности, связанные с неравномерностью покрытий (пропуски), которые в известной степени могут повлиять на точность определения химического состава элементов в слое. Эти условия требуют выбора такого метода, который бы максимально удовлетворял им. Поэтому необходимо сделать краткий анализ существующих методов и на его основании выбрать необходимый для нашего случая.

В зависимости от построения градуировочных графиков по эталонам для определения концентраций элементов в анализируемых пробах количественный эмиссионный спектральный анализ имеет ряд методов: метод трех эталонов, метод твердого графика и метод постоянного графика. Каждый из них может применяться в том или ином конкретном случае для определения количественного состава элементов в анализируемой пробе.

Метод трех эталонов позволяет при построении градуировочных графиков использовать только область нормальных почернений, то есть линии почернения должны лежать на прямолинейном участке характеристической кривой. Этот метод не учитывает другие области почернения, которые соответствуют малым концентрациям элементов.

Метод твердого графика по своему исполнению слишком громоздок и менее точен в определении количества элементов в слое.

Метод постоянного графика позволяет значительно сократить расход эталонов. Кроме того, он дает возможность использовать независимо от области нормальных почернений область недодержек и передержек, а следовательно, определять малые и большие концентрации по градуировочному графику. Этот метод по сравнению с другими более универсален и точен при прочих равных условиях. Поэтому для построения градуировочных графиков и определения концентрации элементов в анализируемых пробах нами был использован метод постоянного графика, который позволил бы определить большие и малые концентрации легирующих элементов в упрочненном слое.

Точность спектрального анализа во многом зависит от метода введения вещества в источник возбуждения спектра. Из многих существующих способов был выбран ввод порошков в источник возбуждения. Такой выбор метода обусловлен двумя существенными причинами. Во-первых, при отборе пробы непосредственно с образцов легируемой поверхности и последующем ее предварительном отжиге происходит не учтенный угар легирующих элементов, входящих в легированный слой. Во-вторых, наличие пропусков в процессе легирования образцов ведет к тому, что при фотографировании спектра пропуски уменьшают показатели концентрации легирующих элементов материала электрода, рассчитанных по определению интенсивности микрофотометрированием.

При выборе подставного (постоянного) электрода были испытаны железный, медный и графитовый электроды. Опыты с железным и медным электродами не дали положительных результатов. Устойчивые результаты анализа были получены с графитовым электродом (диаметр 5 мм, заточенный на конус с углом 45° и имеющий усеченную вершину с диаметром площади 1,5 мм), поэтому

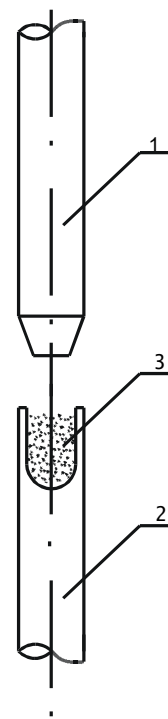


Рис. 3.41. Форма электрода для испарения пробы:
1 — верхний электрод, 2 — нижний электрод, 3 — проба

он был использован в качестве верхнего электрода. Графитовые спектральные электроды затачивали на станке с помощью специальных резцов, обеспечивающих быструю заточку и строгое постоянство всех размеров (глубину и толщину стенок кратера) электрода (рис. 3.41).

Количество анализируемого вещества обычно не превышало 30—40 мг. Для проведения спектрального анализа необходимо наличие не менее трех эталонов. Они готовились отдельно на определение титана, хрома, циркония, бора и ниобия из электродов, материал которых использовался для легирования.

Зависимость между концентрацией вещества и интенсивностью спектральных линий определяли с помощью эталонов. Исходный эталон представлял собой угольный порошок с добавлением исследуемого элемента, а из него путем разбавления угольным порошком готовились эталоны малых концентраций, то есть 3, 1, 0,3 и 0,1% исследуемого элемента. Затем выбирали элементы сравнения: для ниобия и циркония — молибден, хрома — медь, титана — кремний, для бора — висмут. Выбор элементов сравнения обуславливался их чувствительностью к концентрации определяемых элементов.

Элементы сравнения вводились в пробы и эталоны вместе с угольным порошком в виде окислов, за исключением висмута, который вводился в чистом виде. Величина элементов сравнения молибдена, висмута, меди и кремния составила соответственно 0,75; 0,5; 0,5 и 0,3% [109].

При взятых внутренних стандартах для исследуемых проб нами были выбраны следующие гомологические пары линий, имеющие сравнительно близкие длины волн и не сильно различающиеся по абсолютной интенсивности. Наиболее полно отвечают этим условиям следующие линии (в скобках указан интервал определенных концентраций в процентах):

Zr 2571,39	—	Mo 2816,15 (0,01—1,0),
Nb 2908,2	—	Mo 2934,3 (0,1—1,0),
V 2497,73	—	Bi 2780,52,
Cr 2849,84	—	Cu 2824,
Ti 2644,26	—	Si 2532,38.

После приготовления эталонов и анализируемых проб в чашечку подставного угольного электрода набивали исследуемое вещество, которое сжигалось в пламени дуги. В качестве источника возбуждения применяли дугу переменного тока 18—20 А. Для получения дугового разряда был использован генератор ДГ—2. Дуговой промежуток между электродами составлял 2—3 мм. Определение химического состава легированного слоя проводилось на кварцевом спектрографе ИСП—28 (дисперсия прибора 2000—6000 Е).

Ширина щели при фотографировании спектров для всех исследуемых проб была одинаковой — 0,02 мм. Съемка производилась через ступенчатый вырез диафрагмы Гартмана. При длине щели 2 мм использовалась трехлинзовая система освещения щели. Предварительный обжиг пробы производился в течение 0,5—1 мин. Экспозиции обжига выдерживались неизменными с точностью до 0,5 с. Экспозиция съемки — 4—5 мин, то есть до полного сгорания пробы. Спектры снимались при двукратной повторности на фотопластинку размером 9 х 12 см из четырех эталонов с различным процентным содержанием элементов в исследуемой пробе.

Каждый спектр (всего 11) и спектр железа снимались через девятиступенчатый ослабитель для построения характеристической кривой. Для фотографирования спектров применялись фотопластинки НТКФИ чувствительностью 6⁰ по Х и Д. Применялся

гидрохиноновый проявитель с продолжительностью проявления 4 мин. В табл. 3.5 приведена градуировка ослабителя.

Для нахождения нужной линии того или иного элемента в спектре определяли длину волны данного элемента и области, в которой лежит нужная линия; рядом со спектром анализируемой пробы снимали спектр железа. Спектр возбуждения эталонов и проб регистрировался на фотопластинку. Затем после фотообработки и сушки отыскивали нужные нам линии спектра на спектропроекторе ДСП—1 с использованием атласа спектральных линий. Найденные линии фотометрировались на микрофотометре МФ—2 по логарифмической шкале. После этого строили характеристическую кривую в координатах $\Delta S - \lg J$, связывающую между собой почернение линий и логарифм пропускания ступенек ослабителя, то есть логарифм интенсивности. Для построения характеристической кривой выбирали три спектральных линии из области недодержек — слабые линии, из области нормальных почернений и из области передержек, то есть очень сильные линии (табл. 3.6).

Эти три линии фотометрировались через все ступеньки и строили кривую, у которой по оси абсцисс откладывались логарифмы интенсивности, по оси ординат — почернение. В связи с тем, что все пробы снимались по два раза, для построения характеристической кривой брали средние почернения. На микрофотометре регистрировались почернения основной линии и линии сравнения.

При расчете спектрограмм необходимо было исключение фона для получения истинного значения интенсивности линий исследуемых элементов, так как при съемке фон налагается на линии. Определив значение почернения $S_{л+ф}$ и $S_{ф}$, находим по характеристической кривой логарифм интенсивности ($\lg J_{л+ф}$) и логарифм фона ($\lg J_{ф}$). Интенсивность линии $J_{л}$ определяли путем вычитания из логарифма интенсивности логарифм фона. Затем находили относительную интенсивность и ее логарифм и переходили к расчету градуировочного графика.

Таблица 3.5. Градуировка ослабителя

Ступенки	Логарифм пропускания
1	2,00
2	1,84
3	1,71
4	1,56
5	1,42
6	1,29
7	1,13
8	0,95
9	2,00

Логарифм относительной интенсивности $\lg J/J_0$ отыскивается по характеристической кривой. Логарифм концентрации $\lg C$ берется по известным концентрациям эталонов. Зная логарифмы относительной интенсивности анализируемой пробы, находим для нее логарифм концентрации.

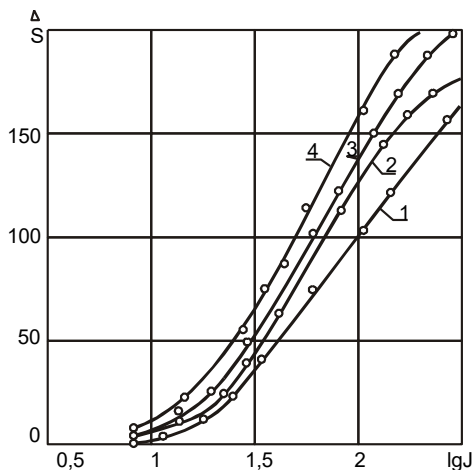


Рис. 3.42. Характеристическая кривая проб на ниобии (1), титане (2), хrome (3), цирконии (4)

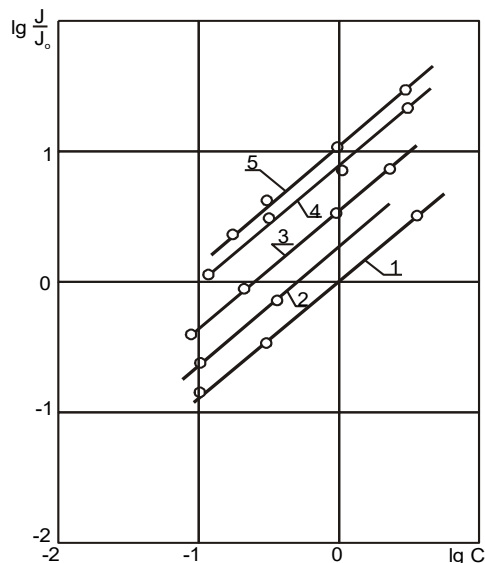


Рис. 3.43. Градуировочный график для определения соответствующих легирующих элементов слоя стали 45 после обработки ее поверхности:

1 — карбидом ниобия, 2 — карбидом циркония, 3 — диборидом циркония, 4 — диборидом титана, 5 — карбидом хрома

Потенцируя найденное значение, находим искомую концентрацию.

Результаты эмиссионного спектрального анализа образцов после легирования электродами с неметаллическими компонентами представлены на рис. 3.42, 3.43, 3.44.

Из зависимости спектрального почернения исследуемого элемента и линии сравнения внутреннего стандарта от логарифма интенсивности пропускания ступенек ослабителя (рис. 3.42) следует, что область характеристической кривой имеет аналогичный характер расположения. Наклон характеристических кривых к оси абсцисс в области нормальных почернений определяется $\text{tg} \alpha$ и описывается уравнением Шварцшильда:

$$S = \gamma \lg EtP - \gamma J \quad (3.1)$$

где S — величина почернения; γ — контрастность эмульсии; E — освещенность фотопластинки; t — время экспозиции; P — постоянная Шварцшильда; J — инерция пластинки.

Области недодержек, лежащие левее области нормальных почернений характеристической кривой, располагаются почти в одном интервале, как S , так и по оси $\lg J$, за исключением кривой пробы на цирконий (рис. 3.42, кривая 4), которая по оси S расположена несколько выше.

Области передержек для всех характеристических кривых (рис. 3.42) имеют почернения одного порядка, за

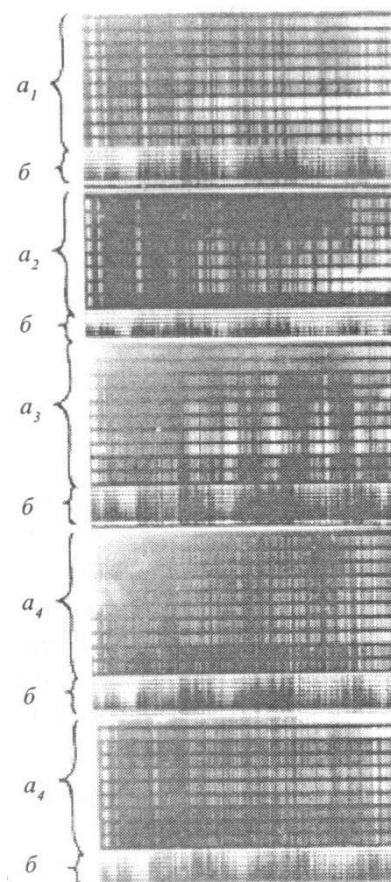


Рис. 3.44. Участок аналитической спектрограммы слоя, легированного карбидом циркония (a_1), карбидом хрома (a_2), карбидом ниобия (a_3), диборидом циркония (a_4), диборидом титана (a_5), б — спектр железа

исключением пробы на ниобий, почернение которой несколько отличается (кривая 1). Градуировочные кривые (рис. 3.43) имеют линейную зависимость. Если рассмотреть их расположение по отношению к нулю и осям $\lg J/J_0$ и $\lg C$, то их можно объединить в две группы. К первой группе относятся кривые градуировочных графиков, построение которых начинается с отрицательных значений логарифмов как по оси $\lg J/J_0$, так и по оси $\lg C$ (кривые 1—3 рис. 3.43). Характерной особенностью этой группы является переход нулевого значения по двум осям.

Таблица 3.6. Спектр железа, снятого через девятиступенчатый ослабитель в области 2950,88 — 25, 32, 38 Å

Паспорт ослабителя	Область		
	недодержки	нормальных почернений	передержки
2,00	85	87	150
1,84	92	80	160
1,71	66	73	145
1,56	35,5	46	112
1,42	11,5	26	67
1,29	6,5	2	56
1,13	1,5	1,5	39
0,95	-	-	22
2,00	-	-	150

Ко второй группе можно отнести кривые, построение которых начинается с положительных значений логарифмов (кривые 4, 5 рис. 3.43). Характерной особенностью для них является переход через нуль только по оси $\lg J/J_0$.

Из анализа кривых (рис. 3.42, 3.43) и аналитических спектрограмм (рис. 3.44) следует, что поверхностный легированный слой имеет высокую концентрацию элементов электрода. Так, если в электроде, состоящем из диборида титана, содержится 69% титана, то в поверхностном легированном слое его 50—52%. Значит, при легировании выгорает незначительное количество титана (17—19%).

Послойный спектральный анализ показал, что концентрация легирующих элементов снижается прямо пропорционально глубине легированного слоя для всех исследуемых материалов (рис. 3.13). Материал легирующего электрода из карбида хрома с 15% никеля при легировании дает самую большую концентрацию хрома не только в верхнем слое, но и по его глубине. Так, на глубине 0,18 мм от его поверхности концентрации хрома, циркония, ниобия равны соответственно 45, 40, 38%.

При легировании стали 45 количество углерода в легированном слое растет пропорционально его содержанию в аноде. Так, легированный карбидом титана слой содержит 2,0% углерода, содержание его в аноде — 2,5%; после легирования твердым сплавом Т15К6 в слое — 1,2% углерода, первоначальное его содержание в аноде — 1,7% и, наконец, после легирования сплавом ВК-3 в поверхностном слое — 0,7% углерода при первоначальном его содержании в сплаве 1,1% (рис. 3.14).

Процент выгорания при одном и том же металлическом элементе больше в карбидах, чем в бориде (табл. 3.7). В самом деле, средний процент выгорания карбида циркония и карбида ниобия 34,5 и 32,0, в то время как диборида циркония и диборида титана — 18,5 и 18. Карбид хрома является исключением, так как для него процент выгорания составляет всего 11,0.

Таким образом, явление выгорания карбида циркония, ниобия и титана можно объяснить большим сродством к кислороду углерода и меньше бора, которые в зоне быстро окисляются и выходят из реакции в виде окислов высшего порядка. Эти предположения подтверждаются следующими данными. Энергетическое состояние электронов: $1S^22S^22p^1$ (В), $1S^22S^22p^2$ (С); основная валентность: 1 (В), 2(С), валентность возбуждения: 3 (В), 4 (С); ковалентная связь (В, С), металлическая связь (В); электроотрицательность: 2,0 (В), 2,5 (С); электронное сродство: 0,33 (В), 1,24 (С); потенциал ионизации: 190,1 ккал (В), 258,3 ккал (С), 8,4 эВ (В), 11,217 эВ (С); объем атома 4,67 (В), 3,42 (С).

По сравнению с углеродными труднее разрушить боридные связи. Следовательно, из двух рассмотренных элементов бор выгорает меньше, чем углерод в соответствующих соединениях. Если же карбиды отличаются по содержанию металлических элементов, то из указанного выше следует, что карбид циркония выгорает больше, чем карбид ниобия и гораздо больше, чем карбид хрома. Это, вероятно, можно объяснить тем, что при определенных температурах кристаллический состав карбидов циркония под влиянием кислорода окисляется на границах зерен, вследствие чего с легированной поверхности металл удаляется целыми зёрнами, потерявшими связь с соседними. И чем выше температура кипения карбида, тем он с большими зёрнами удаляется из зоны окисления (горения). Например, при температуре кипения 3800°C — Cr_3C_2 ; 4500°C — NbC ; 5100°C — ZrC . Наши предположения подтверждаются следующими данными: отношением радиусов неметаллов (R_C) — 0,48; 0,48; 0,53; 0,57 к радиусу металлов (R_M) — Zr, Ti, Nb, Cr соответственно.

Таблица 3.7. Содержание легирующих элементов в легированном слое (%)

Материал электрода	Содержание элемента, %		Выгорание элементов, %
	электрод	легируемый слой	
Карбид циркония	88,38	50-57	31-38
Диборид циркония	80,75	20-30	16-21
Карбид хрома	86,66	75-86	11,0
Карбид ниобия	88,55	55-57	31-33
Диборид титана	69,00	50-52	17-19

В процессе легирования осуществляется диффузия карбидов в виде реактивной диффузии в «агрегатном» виде и атомная (активная) диффузия отдельных атомов металла и неметалла в решетку легирующего металла.

Процесс выгорания растет от карбида хрома до карбида циркония. Уже отмечалось, что путем реактивной диффузии легируемая поверхность обогащается карбидами. Это означает, что увеличение процентного выгорания зависит от величины реактивной диффузии этих карбидов. Иными словами, при выгорании осуществляется сильное окисление металла за счет взаимодействия кислорода воздуха с легирующими элементами, которые расположены в междолинных границах. Конечно, при этом нет изменения кристаллической решетки основного металла, поскольку атомная диффузия может привести только к образованию одного из видов твердых растворов (вычитания, внедрения и замещения).

Таким образом, разработана методика определения количественного состава некоторых тугоплавких элементов в легированном слое; определен количественный состав элементов легированного слоя в зависимости от химического состава электродов из сплавов

тугоплавких соединений; предложены объяснения физики процесса выгорания отдельных элементов в легированном слое металлической поверхности.

3.7. Рентгеновские исследования легированного слоя

Рентгеноструктурное исследование легированного слоя проводилось с целью определения параметров кристаллической решетки и химических соединений. Кроме того, результаты рентгеноструктурного исследования представляют возможность для более глубокого анализа экспериментальных данных, полученных другими методами (металлографическим, химическим и спектральным), и на основании этого — для определенного толкования изменений, имеющих место при образовании легированного слоя.

Рентгеноструктурный анализ проводился по методике [67, 73, 111]. Съемка рентгенограмм проводилась на установках УРС—50И и УРС—70 в медном излучении с применением никелевого фильтра для поглощения излучения. Режим съемки на УРС—50И: ток через трубку — 8 мА, напряжение на трубке — 22—23 кВ. Режим съемки на УРС—70: ток через трубку — 10 мА, напряжение на трубке — 25 кВ.

Исследования показали, что слой после электроискрового упрочнения приобретает много общих с материалом легирующего электрода физико-химических и механических свойств.

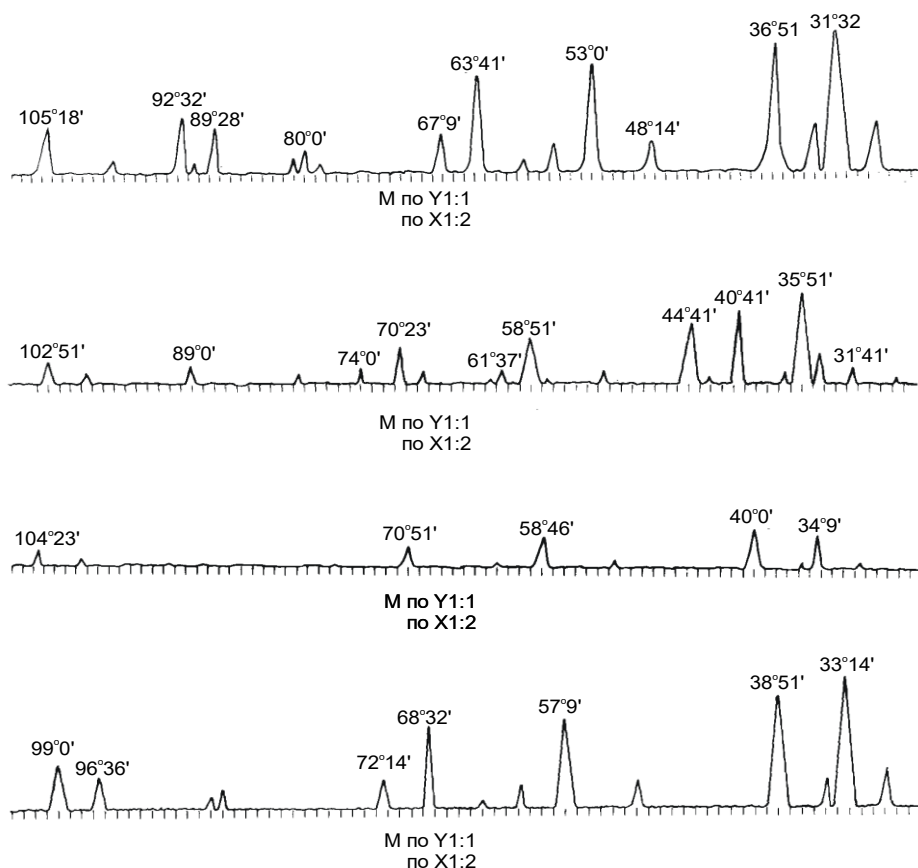


Рис. 3.45. Рентгенограммы поверхностных слоев стальных образцов, прошедших легирование карбидом циркония (а), диборидом титана (б), карбидом титана (в), карбидом ниобия (г)

На рис. 3.45, а—г приведены рентгенограммы поверхностей, легированных соответственно карбидом циркония, диборидом титана, карбидом титана и карбидом ниобия. Из рентгенограмм видно, что выбранная эффективная длина волны излучения

обеспечивает нужное количество линий, отраженных от плоскостей кристаллов легированного слоя. Интенсивность и количество линий на рентгенограмме дали возможность при индентировании и расчете определить вид и параметры кристаллической решетки упрочненного слоя (табл. 3.8).

Таблица 3.8. Расчет рентгенограмм образцов, легированных карбидами циркония, титана, ниобия и диборидом титана

Номер линий	hkl	$h^2 + k^2 + l^2$	$\sin G$	$\sin^2 G$	G
Карбид циркония					
1	111	3	0,2745	0,0754	15°56
2	002	4	0,3187	0,1018	18°35
3	002	4	0,4488	0,2016	26°40
4	113	11	0,9299	0,2916	32°0
5	222	12	0,5554	0,3080	33°44
6	004	16	0,6450	0,4160	40°10
7	133	19	0,7059	0,4984	44°54
8	133	19	0,7804	0,6084	52°19
Карбид титана					
1	111	3	0,2963	0,0876	17°14
2	002	4	0,3445	0,1190	20°9
3	022	8	0,4929	0,2421	29°32
4	113	11	0,5816	0,3364	35°34
5	222	12	0,6057	0,3672	37°22
6	004	16	0,7060	0,4984	44°55
7	133	19	0,7707	0,5944	50°25
8	204	20	0,7916	0,6273	52°20
Карбид ниобия					
1	111	3	0,2874	0,08237	16°42
2	002	4	0,3352	0,1122	19°35
3	022	8	0,4807	0,2314	28°44
4	113	11	0,5654	0,3192	34°26
5	222	12	0,5917	0,3505	36°17
6	004	16	0,7485	0,5610	48°28
7	133	19	0,7623	0,5806	49°40
Диборит титана					
1	001	1	0,3104	0,0961	18°5
2	102	3	0,3509	0,1226	20°30
3	022	4	0,3827	0,4167	22°30
4	112	6	0,4937	0,2440	29°35

Из анализа полученных данных следует, что тип кристаллической решетки легированного слоя соответствует кристаллической решетке материала анода. Параметры решетки увеличены по сравнению с параметрами решетки легирующих электродов. Это можно объяснить влиянием элементов, входящих в состав основы или окружающей среды. Определение пикнометрической плотности легированного слоя и сопоставление ее с рентгеновской плотностью позволили установить тип твердого раствора (табл. 3.9).

Дополнительно к этим рентгенограммам, снятым ионизационным способом, были получены рентгенограммы, снятые фотографическим методом. На рентгенограммах (рис.

3.46, а—в) получено гораздо большее количество линий, что дало возможность шире и глубже проанализировать образование новых фаз в легированном слое. Результаты индирования этих рентгенограмм сведены в табл. 3.10. Из анализа ее данных видно, что в упроченный слой, кроме карбидов соответствующих металлов электрода, входят и другие фазы.

Таблица 3.9. Параметры решеток, плотность и тип растворов

Материал легирующего электрода	<i>a</i>	<i>c</i>	Плотность	
	КХ		пикнометрическая	рентгеновская
Карбид титана	4,35	-	4,98	4,92
Карбид циркония	4,60	-	4,70	6,66
Карбид ниобия	4,50	-	7,84	7,82
Диборид титана	3,106	3,298	5,70	4,52

Примечание. Типом твердого раствора является внедрение.

Таблица 3.10. Расчет рентгенограмм, снятых с образцов после электроискрового легирования карбидами циркония и ниобия и диборидом титана

Индекс	Фаза	Индекс	Фаза
Карбид циркония			
122	Fe- γ	020	M
110	Fe- γ	200	M
022	ZrC	102	Fe ₃ C
122	ZrO	110	Fe- α
011	ZrO	011	ZrN
220	ZrC	101	FeO
222	ZrC	101	
Диборид титана			
022	Fe- γ	201	TiB ₂
111	Fe- γ	122	TiO
110	M	011	TiN
111	TiB ₂	112	Fe- α
102	TiN	102	Fe ₃ C
022	TiN	111	FeO
122	TiB ₂		
011	TiO ₂		
Карбид ниобия			
022	Fe- γ	110	M
113	Fe ₃ C	013	NbC
112	Fe- α	101	NbC
011	NbN	112	M
022	NbC	011	FeO

Примечание. M — фаза мартенсита; γ — фаза аустенита, α — фаза феррита.

Таким образом, микроструктура слоя взаимной кристаллизации и его состав в первую очередь определяются природой материалов легирующего электрода и его структурными составляющими, так как именно они определяют большую часть комплекса его физико-механических и химических свойств. Не последнюю роль в формировании прочного верхнего слоя играет подложка, так как происходит бурное перемешивание ее материала с материалом анода, химическое взаимодействие с азотом воздуха в процессе взаимной кристаллизации [100, 173].

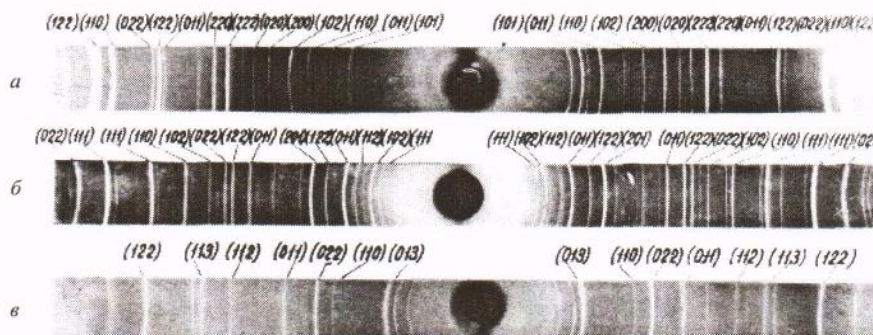


Рис. 3.46. Рентгенограммы с образцом стали 45, легированных карбидом циркония (а), диборидом титана (б), карбидом ниобия (в)

Значительное место в легированном слое занимает аустенитная фаза, количество которой растет с ростом нитридной фазы. Так, после обработки карбидом циркония или диборидом титана в легированном слое образуются по две нитридные фазы. Им сопутствуют аустенитные фазы в том же количестве. Такое совпадение фаз имеет место и в слое, упрочненном карбидом ниобия. По-видимому, значительное количество аустенита является следствием обогащения стали азотом воздуха. Результаты химического анализа по определению азота в легированном слое подтверждают в некоторой степени такое предположение [10].

3.8. Массоперенос и диффузионные процессы поверхностных слоев деталей машин при электроискровой обработке

Известно, что электроискровые покрытия нашли свое применение при упрочнении и восстановлении размеров деталей машин и аппаратов из-за своих уникальных в своем роде свойств и возможностей: позволяет проводить локальную обработку в строго указанных местах не защищая при этом поверхность детали, не требует специальной подготовки поверхности, не нагревает детали в процессе формирования слоя, обеспечивает высокую сцепляемость нанесенного материала с подложкой, дает возможность использовать широкую гамму материалов для нанесения покрытий и т.п. [3, 22]*. Несмотря на свои достоинства на сегодняшний день мало изучены диффузионные процессы сопровождающие данный способ обработки и их влияние на свойства сформированных слоев и их влияние на структуру и глубину подслоев.

Одним из основных факторов определяющих процесс насыщения поверхности катода легирующими элементами является массоперенос и как его следствие происходят изменения физико - химического характера которые могут определить способ обработки поверхность (формирование поверхностных слоев переносом материала анода или порошкового материала вводимого в межэлектродный промежуток, термическая или

химико-термическая обработка поверхности в отсутствие процесса переноса материала анода, а только насыщения элементами рабочей среды или изменения структуры поверхностного слоя материала детали за счет термического воздействия плазмы импульсного электрического разряда). Детальный анализ этих явлений позволит оценить влияние различных параметров импульсного воздействия на характер и глубину массопереноса, величин концентрации элементов в различных зонах поверхностного слоя и возможности управления этими явлениями. Ранее процесс массопереноса при воздействии импульсных разрядов излучался при контактном ЭИЛ [22, 23]* и при единичных разрядах, осуществляемых на установке типа «Разряд» [24]* или ей подобной [3]*. В первом случае наблюдался ускоренный массоперенос элементов в твердой фазе на значительную глубину – десятки микрометров, во втором – эта величина не превышала нескольких микрометров, что не представляет практической ценности для методов упрочнения.

В реальных условиях ЭИП обычно происходит многократное воздействие разрядов на один и тот же участок поверхности, поэтому при наших исследованиях был выбран вариант непрерывной обработки образцов, обеспечивающий многократное воздействие разрядов. По методике, описанной в работе [22]* было проведено изучение массопереноса элементов (радиоактивного Fe^{55} и Fe^{59}) в поверхностных слоях (сталь 3 и сталь 45) и титановых (ВТИ-0), образцов, подвергнутых воздействию импульсных разрядов на установке типа «Разряд-2М». Удельное время обработки $t = 0,5$ мин/см² обеспечивало прохождение 75...250 разрядов в одной и той же зоне катода.

Исследование влияния многократности импульсного воздействия при лазерном облучении [21]* и ультразвуком воздействие [25, 26]* на массоперенос в твердой фазе показало, что глубина проникновения и распределения элементов в фиксированных точках существенно увеличиваются с ростом числа воздействий. Сравнивая результаты массопереноса, полученные в наших экспериментах (рис. 3.47, 3.48), с данными при воздействиях единичных импульсных разрядов [22]* надо отметить аналогичную тенденцию в изменениях глубины массопереноса и концентрации элементов по глубине.

Так, при единичных разрядах в воздухе и в среде аммиака глубина проникновения азота в твердой фазе за период действия импульсного разряда не превышает 2-7 мкм, подобная глубина массопереноса наблюдается при воздействии на Fe, Ti, Al единичных импульсов на установке «Разряд-М» [59]* (при параметрах разряда, соответствующих нашему эксперименту). В нашем случае многократное воздействие разрядов увеличивает глубину массопереноса в 3...5 и более раз (см. рис. 3.47, 3.48) и данные [26, 27]*. В этом случае характерная глубина массопереноса может составлять 10-40 мкм. Подобная величина отмечена и при воздействиях ультразвукового облучения [28]*, когда суммарное количество ударов по образцу за один цикл нагружения составляло $10^4 - 10^5$.

У условиях нашего эксперимента практически во всех случаях после воздействия разряда максимум концентрации радиоактивного элемента наблюдается на некоторой глубине от обрабатываемой поверхности, т.е. концентрационные кривые (рис.3.47) имеют экстремум и подобны таковым, получаемым при контактном ЭИЛ [23]* и лазерном воздействии [27]*.

Такой ход концентрационных кривых характерен для воздействия импульсных источников энергии, приводящих к возникновению в обрабатываемой подложки.

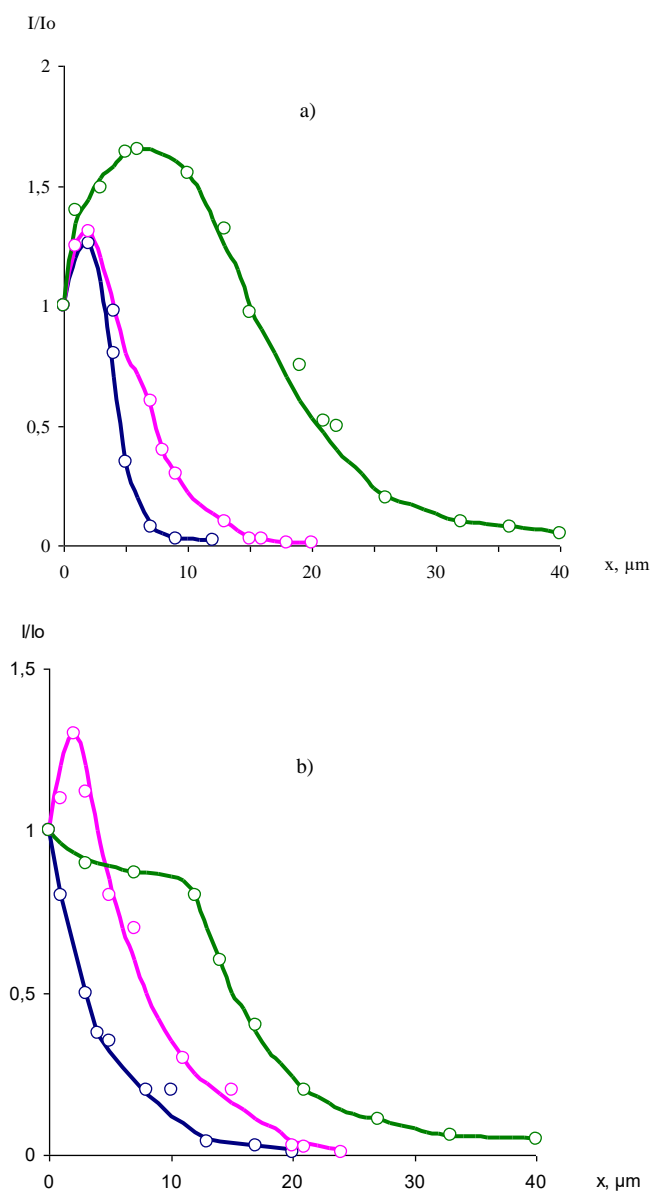


Рис.3.47. Распределение изотопа $Fe^{55,59}$ в поверхностных слоях образцов из стали 45 (а) и титана ВТ 1-0 (б) после многократного воздействия импульсных разрядов: $U_c = 240$ В и $S = 2$ мм(1), $S = 1$ мм (2), $S = 0,5$ мм (3)

В процессе импульсного воздействия и возникновения жидкой фазы на поверхности твердого тела происходит конвективное перемешивание жидкости и конвективный перенос элементов почти на всю глубину сформированного жидкого слоя [28]*, что и уменьшает концентрацию исследуемого элемента в самой верхней зоне. Отсутствие жидкой фазы в зоне импульсного воздействия обычно не приводит к появлению перегиба («гроба») на начальном участке концентрационных кривых. Например, при ультразвуком воздействии кривая распределения элементов не имеет экстремума [25]*. Подобный же характер концентрационных кривых, полученных в работах [24, 28]* для единичных импульсов разрядов, где жидкая фаза практически всегда присутствует, связан с методическими особенностями исследования массопереноса при его оценке в твердой фазе верхний закристаллизовавшийся слой жидкой фазы предварительно сошлифовывался, что по мнению авторов обеспечивало получение достоверных данных о массопереносе только в твердой фазе. Следует отметить, что механическое шлифование не всегда позволяет точно зафиксировать границу зон жидкой и твердой фаз и может внести ошибку в результаты исследований.

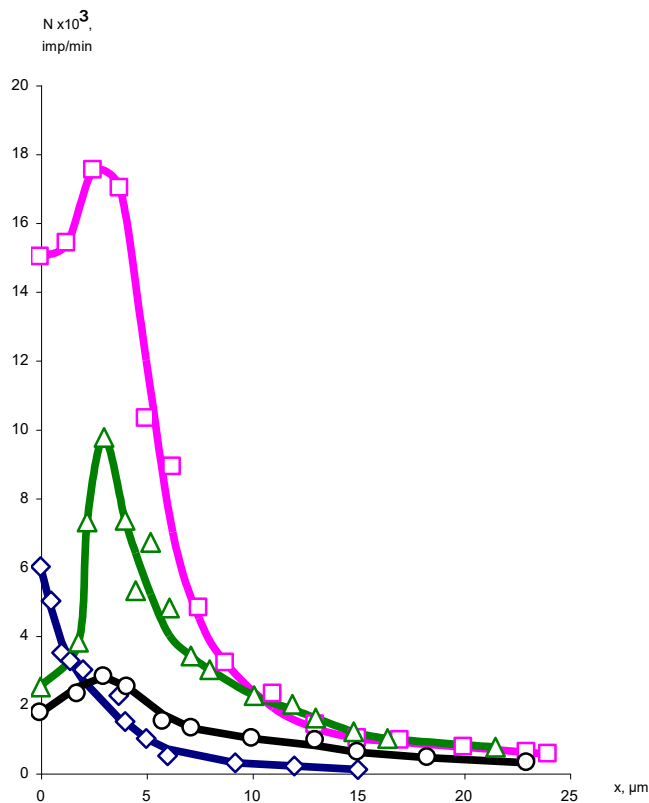


Рис.3.48. Распределение изотопа $Fe^{55,59}$ в поверхностных слоях образцов из стали 3 после многократного воздействия импульсных разрядов: $S = 0,5$ мм U_c (V) 160 (1), 240 (2), 320 (3), 400 (4).

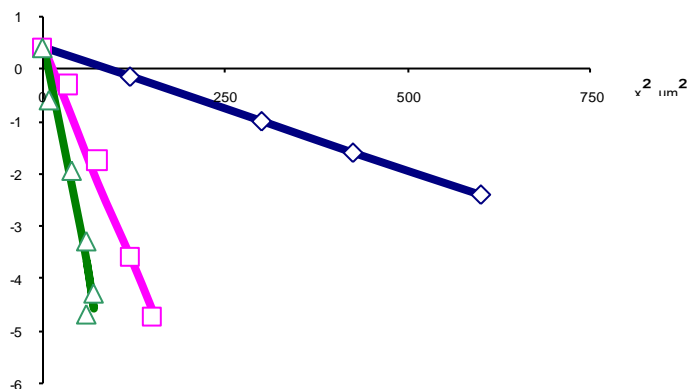


Рис.3.49. Концентрационные кривые изотопа $Fe^{55,59}$ в твердой фазе катоды из стали 45 в координатах

$$\left(\ln \frac{I}{I_0}, x^2\right), \text{ для: } S = 2 \text{ мм; } W = 5,57 \text{ J (1); } S = 1 \text{ мм; } W = 4,9 \text{ J (2); } S = 0,5 \text{ мм; } W = 4,3 \text{ J (3)}$$

Анализ концентрационных кривых, полученных при постоянной энергии разряда, выявил существенное влияние величины межэлектродного промежутка (МЭП) на массоперенос как в стали, так в титане (рис.3.47). Это в первую очередь связано с влиянием величины МЭП на особенности взаимодействия (электроэрозионное, термическая) плазмы импульсного разряда с поверхностью обрабатываемых материалов.

Электронно-микроскопические исследования показали, что при величине промежутка $l_{\text{п}} = 2$ мм на поверхности катода наблюдаются мелкие электроэрозионные лунки глубиной 1-2 мкм, которые являются зоной возможного появления поровой и жидкой фазы при возникновении пятен первого типа. Только в этой зоне возможно

конвективное перемешивание элементов, что и проявляется в перегибе кривой 1 (рис. 3.48) на глубине 2...3 мкм. На начальном участке аналогичен и ход кривой 2 (рис.3.47б), полученной при $I_{п} = 1$ мм. Но при этой величине МЭП появляются пятна второго типа, возникает очаг жидкой фазы, уменьшается общая площадь воздействия плазмы разряда на электрод (увеличивается плотность теплового потока Q), что изменяет глубину массопереноса и распределение элементов по глубине. Когда в зоне воздействия разряда преобладают пятна второго типа и жидкая фаза занимает практически всю площадь этой зоны интенсивность перемешивания, глубина массопереноса и концентрация элементов по глубине резко возрастают, что и отражает кривая 3 (рис. 3.47), полученная при $I_{п} = 0,5$ мкм. Левая часть графика 3 (рис. 3.47б) по своей протяженности превосходит величину зоны перемешивания, достигающей величины 20-25 мкм.

Поэтому можно считать, что с этой глубины перенос вещества происходит в твердой фазе. Этот участок кривой и «хвосты» на кривых 1 и 2 имеют вид прямых в осях $\ln(I/I_0) - x^2$ (рис. 3.49), свидетельствующие об одинаковом механизме массопереноса в твердой фазе во всех трех случаях. Некоторое отличие графиков рис. 3.47б, полученных при воздействии разряда на титан, связано в первую очередь с особенностями его электрической эрозии при ЭИЛ [3]*. При $I_{п} = 2$ мм, когда существуют только пятна первого типа надо учитывать «взрывной» характер эрозии в зоне контакта мигрирующих каналов с поверхностью титана и его активную реакцию с кислородом и азотом воздуха при высоких температурах. То небольшое количество паров и жидкости, которое возникает в процессе эрозии, взаимодействует с окружающей средой, образуя окислы и нитриды, поэтому, естественно ожидать отсутствие на концентрационных кривых перегиба (кривая 1, рис. 3.47б). Некоторое постоянство концентрации элементов на участке слоя 0...12-15 мкм при МЭП $I_{п} = 0,5$ мм (кривая 3, рис. 3.47б), объясняется выбросом из зоны разряда частиц жидкой фазы и опять же интенсивным образованием окислов и нитридов в верхней зоне жидкой ванны, препятствующих конвективному перемешиванию.

Увеличение энергии разряда при постоянной величине МЭП, например, при $I_{п} = 0,5-0,7$ мм, не вызывает однозначного роста массопереноса и концентрации элементов по глубине (рис. 3.48), подобно тому, как это наблюдается при контактном ЭИЛ [22]*. В последнем случае наличие контакта электродов, возникающего в процессе разряда, затрудняет миграцию канала разряда и выброс жидкой фазы из зоны взаимодействия плазмы разряда с поверхностью катода, обеспечивая почти постоянное действие теплового источника в период прохождения импульса тока и формирования наносимого слоя, величина которого (Q) зависит от энергии разряда.

В первом же случае, т. е. при бесконтактном ЭИЛ, наличие относительно большого МЭП создает условия для интенсивного расширения канала разряда, выброса жидкой фазы, возникающей на аноде и катоде, за пределы зоны взаимодействия плазмы разряда с поверхностью катода, нестабильности теплового источника и, следовательно, изменения процесса массопереноса вещества в глубь электрода. Рост энергии разряда увеличивает количество выброшенного вещества с катода [3]*, что снижает концентрацию элементов в верхней части слоя (см. начальные участки кривых рис. 2), где идут процессы конвективного перемешивания, оставляя практически неизменным массоперенос в твердой фазе. При минимальной энергии разряда концентрационная кривая 1 (рис. 3.48) отражает в основном массоперенос в твердой фазе, что вероятно связано с незначительным количеством жидкой фазы, возникающей при разряде, и ее выбросом за пределы зоны разряда.

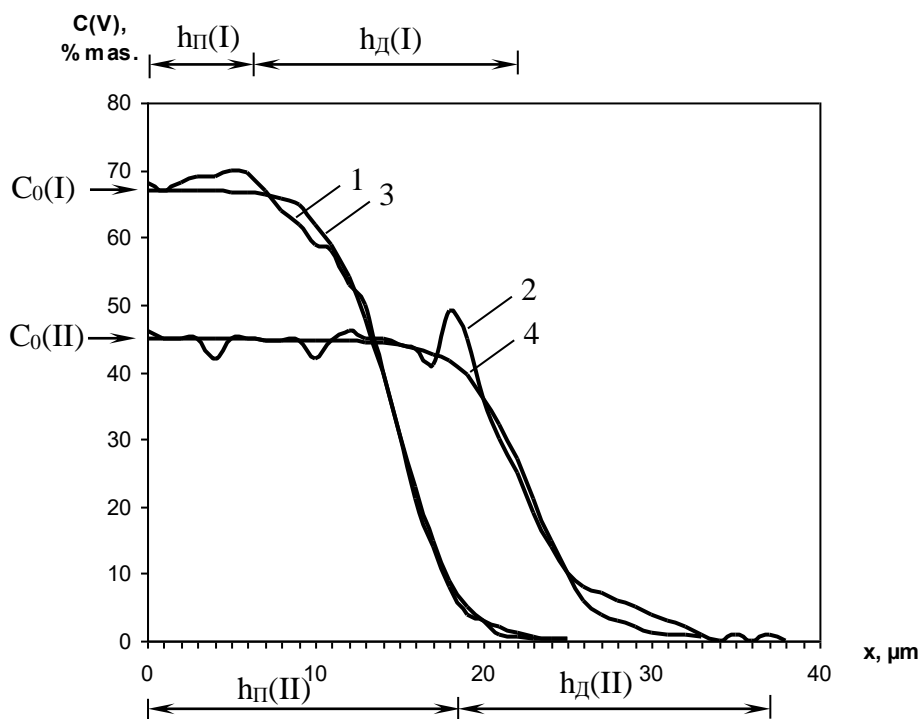


Рис.3.50. Кривые распределения ванадия по глубине сформированного слоя при электронском легировании на поверхности образца изготовленного из тантала: 1- экспериментальный режим I; 2 - экспериментальный режим II; 3 – расчетный режим I; 4 – расчетный режим II. $C_0(I)$, $C_0(II)$ – концентрация ванадия в области перемешивания; $h_{П(I)}$, $h_{П(II)}$ – толщина области перемешивания; $h_{Д(I)}$, $h_{Д(II)}$ – толщина диффузионной зоны в режиме I и II соответственно. Концентрационные профили тантала не показаны [25]*.

Помимо широкого спектра физических процессов, развивающихся на поверхности электродов в зависимости от величины МЭП и энергии разряда и существенно влияющих на массоперенос элементов, следует отметить роль теплового источника, создаваемого разрядом в процессах массопереноса. Ранее теоретически было показано [22]*, что при воздействии импульсных разрядов одним из важных факторов, которые определяют интенсивность массопереноса в твердой фазе, является плотность теплового потока.

Если, используя данные [23]*, сопоставить плотности тепловых потоков при обработке стали на МЭП $l_{п} = 2$ мм; 1 мм и 0,5 мм (в нашем случае при постоянной энергии разряда плотность теплового потока при различных значениях определяется площадью взаимодействия плазмы разряда с поверхностью катода) с глубиной массопереноса, то эти соотношения соответственно равны 1; 1,4; 2,2 и 1; 1,54; 3. Из этих данных видно, что с уменьшением $l_{п}$ и ростом плотности теплового потока глубина массопереноса почти пропорциональна последнему.

Исследования, проведенные авторами работы [25...28]*, показали, что слои, сформированные с применением импульсных разрядов, состоят из двух отличимых зон по количеству содержащихся в них легирующих элементов: первая зона равномерного распределения перемешивания легирующих элементов и вторая диффузионная зона (рис. 3.51). В первой зоне происходят сложные металлургические процессы, связанные с испарением, плавлением и перемешиванием жидких фаз материала легирования и матрицы под воздействием канала разряда, в то же время тепловые явления в материале подложки способствуют развитию диффузионных процессов на большую глубину легирующих элементов в твердом состоянии.

Проведя анализ экспериментальных кривых (рис. 3.47, 3.48, 3.49), полученных авторами работы [25]*, и зависимость $\ln(I/I_0) = f(h^2)$ можно записать:

$$\ln(I/I_0) = a - kh^2 \quad (3.2)$$

$$h = \sqrt{\frac{a - \ln \frac{I}{I_0}}{k}} \quad (3.3)$$

в которых a – является глубиной расплава, k – коэффициент пропорциональности, зависящий от свойств материала и режима обработки.

Известно, что коэффициент диффузии D в металлах при импульсных воздействиях с концентрированными потоками энергии в несколько раз выше, чем при обычной изотермической обработке. Таким образом, при импульсном воздействии на металлы коэффициент диффузии может достигать $10^{-7} \dots 10^{-2}$ см²/с [25, 26]*. При обработке металлов методом плазменной детонации коэффициент диффузии легких элементов (азот, кислород, углерод) достигает $10^{-5} \dots 10^{-4}$ см²/с [25]*. Это явление может быть объяснено индукцией неуравновешенных вакансий, деформацией и появлением зон оплавления на поверхностях обработки.

Одной из основных задач для определения коэффициента диффузии при электроискровой обработке являлось определение времени, в котором протекает сам процесс диффузии, поскольку кривые распределения элементов в обработанных слоях представляют собой интегральные результаты многократного воздействия импульсных разрядов, сопровождающихся с циклическим изменением температуры. Каждый цикл обработки протекает в два этапа: высокотемпературный при взаимодействии с плазмой и низкотемпературный в периоде между двумя последующими разрядами.

Таким образом, эффективный коэффициент диффузии $D_{эф}$ в условиях электроискровой обработки может быть определен из условия [25, 49]*:

$$D_{эф} = N(D_1 t_1 + D_2 t_2), \quad (3.4)$$

в котором: N – номер циклов обработки; D_1 и D_2 – соответственно коэффициенты диффузии в процессе разряда и в паузе между разрядами; t_1 и t_2 представляют длительность разряда и паузы.

Количество циклов обработки соответствуют числу разрядов, которому подвергся обработанный участок поверхности. Если учесть, что каждый разряд оставляет на обработанной поверхности след в форме круга с диаметром $d_{з.т.в.}$, а обработанная общая поверхность представляет квадрат со стороной a , тогда площадь ее поверхности составит $A_\partial = a^2$, тогда для поверхности с площадью A_0 , для которой определяется концентрация элементов ($A_0 = \pi d_0^2/4$). Исходя из того, что при электроискровой обработке $A_\partial > A_0$, количество циклов обработки будет определяться уравнением:

$$N = (A_\partial / A_0) f t, \quad (3.5)$$

в которой f является частотой следования импульсов разряда; а t – время обработки поверхности образца.

Таким образом, многократное воздействие импульсных разрядов, протекающих в режиме недонапряжения и применяющихся для электроискрового нанесения порошковых материалов, при прочих равных условиях, приводит к существенному (в 3-5 раз) увеличению глубины массопереноса в твердой фазе и концентрации элементов по глубине по сравнению с воздействием единичных импульсов. В этих условиях воздействия глубина массопереноса может достигнуть десятков мкм, что позволяет надеяться на возможность формирования данным методом поверхностных слоев на инструменте и деталях машин с определенными физико-химическими свойствами, обеспечивающими их высокие эксплуатационные характеристики.

При используемых параметрах разряда за счет варьирования величиной МЭП возможно осуществление и изучение процессов массопереноса при условиях чисто термического воздействия импульсных разрядов практически без оплавления зоны обработки или при условиях образования жидкой фазы в зоне воздействия плазмы разряда с поверхностью электродов, подобно тому, как это наблюдается при лазерном, импульсно-дуговом и других методах обработки.

Выводы

1. Установлена возможность получения легированных поверхностей с заданными оптимальными физико-химическими свойствами с помощью электродов из тугоплавких соединений типа боридов и карбидов титана, циркония, ниобия и хрома.

2. Структура и состав слоя взаимной кристаллизации на подложке формируются как за счет специфики многократного локального взаимодействия высоких давлений и температур в микрообъеме поверхностного слоя, так и за счет непосредственного переноса материала анода на катод и их взаимной кристаллизации.

3. Количество переносимого в единицу времени металла при легировании зависит от температуры плавления анода, термических напряжений в его микрообъемах, коэффициента линейного расширения. Чем ниже указанные параметры, тем больше будет перенесено материала в единицу времени и тем крупнее будет структура слоя взаимной кристаллизации.

4. Интенсивность роста толщины составных частей легированного слоя у отожженных и закаленных образцов после электроискрового упрочнения не одинакова. Отжиг увеличивает глубину диффузионного и переходного слоев, закалка же — уменьшает его. Толщина слоя взаимной кристаллизации не зависит от вида термической обработки. Увеличение электрических параметров при легировании отожженных и закаленных сталей приводит не только к увеличению общей глубины легированного слоя, но и к утолщению поверхностного слоя.

5. Исследовано влияние материала электрода и азота на структурный и фазовый состав легированного слоя. Установлено, что на поверхности легированных образцов образуется слой взаимной кристаллизации, состоящий из смеси карбидов электрода, нитридов и твердых растворов внедрения. Диффузионный слой также состоит из карбидов и остаточного аустенита, встречаются и фазы мартенсита. Переходные слои состоят из закалочных и отпускных структурных фаз. Все составные части легированного слоя имеют высокую твердость, значительно превышающую твердость закаленной стали. Определены параметры кристаллической решетки легированного слоя.

6. Впервые определена с помощью послойного спектрального и химического анализов концентрация элементов в легированном слое. Показано, что после электроискрового упрочнения образцов карбидами циркония, ниобия, хрома, боридами циркония и титана в легированной поверхности находилось соответственно 57—54; 57—54; 75—86; 60—65; 50—52% элементов материалов электродов. По глубине легированного слоя их концентрация снижалась. Установлено, что слой после легирования карбидом ниобия имел значительно меньшую концентрацию азота, чем после упрочнения карбидом хрома.

7. Исследовано влияние материала электрода и азотной среды на микротвердость легированного слоя. Наиболее высокую микротвердость имели образцы, легированные карбидом бора с диборидом титана, боридом титана, карбидом титана, диборидом циркония с 5% молибдена, карбидом ниобия. Азотная среда увеличивает твердость легированного слоя на 20—25%.

8. Установлено, что с увеличением содержания углерода в аноде количество углерода на катоде при легировании растет.

9. Полученные экспериментальные результаты хорошо согласуются с рентгенографическими, металлографическими и химическими данными анализов о характере твердых растворов и параметрах кристаллической решетки легированного слоя. Данные по определению в упрочненном слое количества азота обсуждаются, исходя из предположений о сродстве данного элемента легирующего электрода к азоту. Высокая микротвердость легированного слоя объясняется наличием в слое по его толщине карбидных и нитридных фаз.

10. Диффузионный слой и зона термического влияния при легировании электродами из тугоплавких соединений отличаются друг от друга лишь количеством продиффундированных элементов с анода и степенью легированности отдельных структурных фаз.

11. Переходный слой, получающийся при легировании разными электродами, не имеет существенных различий. Он состоит из тех структурных фаз, которые получает сталь после термической обработки.

12. Для повышения твердости отдельных участков слоя, легированного карбидами титана, возможно применять закалку при 850°C. Для сохранения цементитно-карбидных участков с высокой твердостью, образующихся после легирования графитом, закалку производить не следует, так как они при этом распадаются. Различные связи, вводимые в карбид титана (сталь, железо), не вносят существенных изменений в структурное строение. При закалке образцов, легированных этими карбидами, структуры их получаются аналогичными.

13. Термическая обработка сталей У8А и 45 влияет на толщину диффузионного слоя и зоны термического влияния. Отжиг увеличивает толщину слоя и зоны, закалка — уменьшает. Толщина слоя взаимной кристаллизации не зависит от вида термической обработки. Для увеличения толщины диффузионного слоя и зоны термического влияния можно рекомендовать легирование предварительно отожженных сталей У8А и 45. Если необходимо получать слой отпуска при сохранении твердости взаимной кристаллизации, процесс легирования можно производить на закаленных сталях.

Глава 4 ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ МАТЕРИАЛА ЭЛЕКТРОДА И ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ НА МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ЛЕГИРОВАННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

4.1. Внутренние напряжения и причины их возникновения

Внутренние напряжения, то есть напряжения, уравнивающиеся в пределах обрабатываемого изделия, в настоящее время разделяют на временные и остаточные. Временные внутренние напряжения, как правило, после технологического процесса обработки изделия исчезают, остаточные же, также возникающие в процессе обработки материала, — полностью или частично сохраняются. В противоположность временным они поддаются количественной и качественной оценке.

Классификация остаточных напряжений наиболее полно и точно разработана советскими учеными (см. статью Н. Н. Давиденкова «К итогам дискуссии «О классификации и проявлении остаточных напряжений»» - Заводская лаборатория. Т. 26.

№ 7. 1960). Обычно изучались напряжения первого рода или микронапряжения, снижающие статистическую усталостную прочность.

В литературе по данной тематике до сих пор нет единого мнения о влиянии этих напряжений на прочность деталей, работающих при знакопеременных нагрузках. Это объясняется тем, что величина напряжений и характер их распределения зависят от многих факторов, в частности, от рода материала, его состояния и режимов обработки. Как указывает М.А. Бабичев [174], закон распределения напряжений в различных случаях обработки устанавливается лишь экспериментальным путем. Измерения остаточных напряжений связаны с большими трудностями и поэтому имеют значительные погрешности.

Большинство исследователей считают, что остаточные напряжения являются главным фактором, влияющим на усталостную прочность деталей. Создание благоприятных сжимающих напряжений в поверхностных слоях — одна из важнейших причин повышения предела выносливости деталей [175, 178].

Вместе с тем имеются работы, целиком отрицающие влияние остаточных напряжений на предел усталостной прочности [179, 180]. Некоторые исследователи показали, что положительное влияние сжимающих остаточных напряжений на величину усталости выявляется менее четко, чем отрицательное действие растягивающих остаточных напряжений [175].

При поверхностном упрочнении деталей их усталостная прочность возрастает, однако роль остаточных напряжений при этом точно не установлена. А. Тум и В. Баутц [181], например, утверждают, что $4/5$ возрастания предела выносливости при знакопеременном изгибе вызывается остаточными напряжениями и $1/5$ — упрочнением, связанным со структурными изменениями.

Довольно резкое снижение усталостной прочности при сварке также объясняется не только отрицательными влияниями растягивающих напряжений, но и возникновением ослабленных микрообъемов металла, в которых при повторно-переменных нагрузках зарождаются трещины [182]. Влияние же остаточных напряжений на распространение трещин нельзя оценить, так как в настоящее время нет ясного представления о самом процессе распространения трещин [183].

По утверждению И.В. Кудрявцева [184], остаточные напряжения влияют на предел усталостной прочности только неравнопрочных материалов. На материалы равнопрочные при растяжении и сжатии остаточные напряжения влиять не будут.

Как видно из изложенного, остаточным напряжениям и их влиянию на усталостную прочность посвящено много работ, однако до сих пор нет единого мнения.

В работе Г.А. Дерягина [185] были определены остаточные напряжения при электроискровой обработке отверстий. В стали 30ХГСА величина сжимающих напряжений достигла 91 кгс/мм^2 при толщине сжатого поверхностного слоя 70 мкм . При обработке отверстий в стали 30ХГСНА повышенное количество легирующих элементов увеличило микротвердость поверхности отверстия до 820 кгс/мм^2 при толщине слоя 15 мкм и сжимающее напряжение — до 120 кгс/мм^2 . При знакопеременной нагрузке на твердой и хрупкой поверхности отверстия создаются огромные напряжения сжатия, а в подслоной области — растяжения, что создает благоприятные условия для возникновения усталостных трещин.

В исследованиях В.П. Александрова [186] показано, что при электроискровой обработке жаропрочных сплавов на никелевой основе и стали ЭЯ1 в поверхностном слое возникают остаточные напряжения растяжения. Величина и глубина их распространения зависят от длительности и энергии импульса. При постоянной энергии импульса $0,2 \text{ Дж}$

увеличение его длительности от 130 до 1050 мкм/с приводит к возрастанию напряжений от 35 до 90 кгс/мм². Глубина распространения осевых растягивающих напряжений составляет 80—150 мкм. Напряжение достигает максимума не у поверхности, а на глубине 5—15 мкм. При постоянной длительности импульса 130 км/с увеличение его энергии от 0,1 до 4,5 Дж приводит к росту растягивающих осевых напряжений от 28 до 84 кгс/мм². Такие большие величины напряжений при повышенной хрупкости оплавленного слоя и граней зерен В. П. Александров считает основной причиной образования микротрещин в поверхности слоя. Для уменьшения растягивающих напряжений при заданной производительности обработки [186] он рекомендует обеспечивать величину необходимой мощности разряда увеличением начального напряжения, а не емкости.

Поверхностный слой металлов после электроискрового легирования имеет структуру литого металла. При весьма высоких скоростях охлаждения процессы кристаллизации фазовых превращений и диффузии приводят к образованию в металлах и сплавах неравновесных структур. Вместе с тем высокие скорости охлаждения, как правило, обуславливают появление в металлах и сплавах больших внутренних напряжений. Учитывая влияние длительности импульса на глубину оплавленного слоя, следует ожидать зависимости величины напряжений в поверхностном слое и глубины их проникновения от длительности электрических импульсов.

В работе [187] показано, что в поверхностном слое сплава ЭИ—437Б после электроискровой размерной обработки возникают растягивающие напряжения, переходящие на некоторой глубине в сжимающие. Уровень величины напряжения существенно зависит от длительности импульса. Например, при запасе энергии в импульсе 0,2 Дж и длительности импульса 1050 мкм/с напряжение растяжения достигает 90 кгс/мм². При сокращении длительности импульса напряжение уменьшается и при длительности импульса 130 мкм/с не превышает 40 кгс/мм².

Остаточные растягивающие напряжения возникают вследствие того, что часть расплавленного металла уменьшается в объеме. Этому уменьшению объема препятствуют окружающие участки сплава, имеющие меньшую температуру. В результате в затвердевшем поверхностном слое появляются напряжения растяжения.

Таким образом, при больших значениях длительности импульса в поверхностном слое возникают напряжения растяжения, превосходящие по своей величине предел текучести и близкие к пределу прочности сплавов. Если учесть, что поверхностный слой, подвергающийся электроискровой обработке, обладает пониженной пластичностью по сравнению с основным объемом, то сопротивляемость его действию растягивающих напряжений также ослаблена. Этим объясняется появление микротрещин в поверхностном слое.

Однако электроискровое легирование ведется совершенно при других условиях и режимах, которые нельзя считать установленными для легированной поверхности. Хотя они и будут иметь место, но характер и величина их расположения по глубине пока не известны. Более того, в литературе нет данных об остаточных напряжениях, появляющихся в деталях в результате электроискрового легирования их поверхностей электродами из карбидов и диборидов переходных металлов.

4.2. Выбор методики испытаний и обсуждение полученных результатов

Оценка внутренних напряжений в легированном слое представляет собой сложную задачу, решение которой требует выбора методики, удовлетворяющей условиям определения напряжений в тонких покрытиях. Поэтому необходимо кратко рассмотреть методики для выбора наиболее приемлемой в наших конкретных условиях.

Для определения остаточных напряжений первого рода Н.В.Калакуцким были разработаны две методики: по первой — проводилось последовательное вырезание колец, по второй — одновременное. По измеренным деформациям вырезанных колец и оставшейся части диска с помощью предложенных им формул подсчитывались остаточные напряжения, существовавшие в диске до разрезания. Эти положения Н.В.Калакуцкого легли в основу разработки всех имеющихся в настоящее время методик, связанных с разрезанием образца.

Наиболее совершенны для определения остаточных напряжений метод Закса, применяемый к сплошным и полым цилиндрам, и метод академика Н.Н. Давиденкова, применяемый к тонкостенным трубам и призматическим брускам. Метод Закса [188] основан на измерении с помощью электрических тензометров деформаций растяжения и сжатия цилиндра при последовательном снятии внутренних и наружных слоев металла. Он позволяет определять тангенциальные, осевые и радиальные напряжения. Метод Н.Н. Давиденкова [189] заключается в определении остаточных напряжений по модулю упругости и деформации разрезанных колец или вырезанных из втулок пластин в процессе последовательного удаления тонких слоев металла. При этом тангенциальные напряжения определяются с помощью разрезанных колец, осевые — с помощью пластин.

Для непрерывного измерения деформаций в последнее время широкое распространение получили электрохимический и химический способы снятия слоев металла с образцов.

И.Е. Дьяченко предложил скоростной способ определения деформации разрезанных колец и пластин с помощью тензодатчиков в процессе электрополирования [190]. Согласно его методике датчики наклеивались на тонкую пластину, закрепленную между двумя стержнями, которые вставлялись в просверленные отверстия кольца около разреза. Хотя это и дало возможность вынести датчики из ванны, результаты измерений имели большие погрешности, так как было трудно производить тарировку и стержни не удавалось удерживать в одном положении. В этой же работе автор предложил использовать эпоксидную смолу ЭД-6 в качестве защитных покрытий от разъединения датчиков электролитом. Однако технология ее нанесения на образцы очень трудоемка.



Рис. 4.1. Общий вид установки для определения остаточных внутренних напряжений:

1 — выпрямитель ВСА—6, 2 — электронный измеритель деформации АН—1, 3 — переключатель датчиков, 4 — электролитическая ванна с измерительным прибором

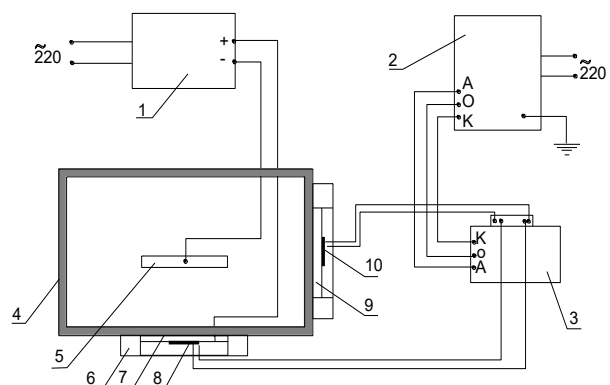


Рис. 4.2. Схема установки для определения остаточных напряжений:

1 — выпрямитель ВСА—6, 2 — электронный измеритель деформации типа АИ—1, 3 — переключатель датчиков, 4 — электролитическая ванна, 5 — свинцовая пластина (катод), 6 — приспособление для крепления образца, 7 — исследуемый образец, 8 — активный тензодатчик, 9 — металлическая недеформируемая пластина, 10 — компенсационный тензодатчик

Разработанная В.Е. Логиновым новая методика определения остаточных напряжений базировалась на непрерывном тензометрировании деформаций и установке датчиков непосредственно на исследуемые образцы [191, 192]. Активный датчик клеился на образец, три соединенных в виде моста компенсационных датчика - на жесткую недеформируемую пластину, которая также опускалась в электролит. Однако практика определения напряжений показывает, что и здесь большие трудности представляет изоляция тензодатчиков от разъединения их электролитом.

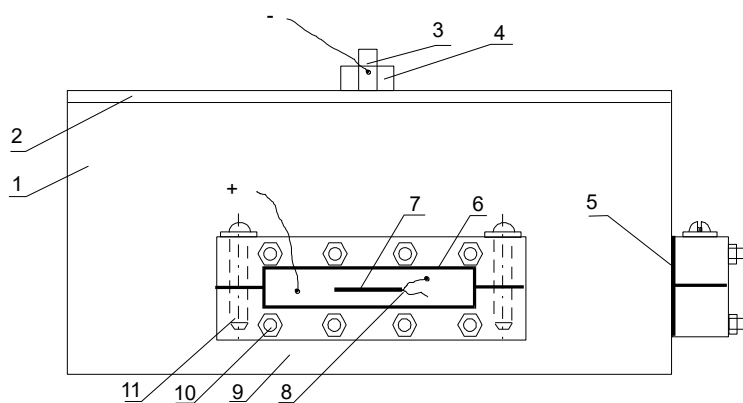


Рис. 4.3. Ванна для электролитного травления образцов

Таким образом, существующие методы принципиально позволяют определить внутренние напряжения в любых слоях металлов или сплавов. Однако трудность применения этих методик, воплощенных в сложные схемы и приспособления, не позволяет пользоваться ими в каждом конкретном случае. Поэтому нам представилась возможность модернизировать ряд существующих схем и получить схему, позволяющую использовать электронный измеритель деформации (АИ-1), который дает возможность без предварительных расчетов получить готовую величину деформации. Кроме того,

разработанная конструкция ванны позволила вынести тензодатчики из электролита, что дает новое решение данного вопроса.

Представим краткую характеристику установки для определения напряжений в легированном слое.

Общий вид установки для определения остаточных внутренних напряжений показан на рис. 4.1, ее схема — на рис. 4.2. Установка состоит из трех основных частей: выпрямителя, электронного измерителя деформации и электролитической ванны. Установка позволяет не только непрерывно следить за изменяющейся деформацией образца по показаниям стрелок прибора АИ-1, но и пускать на одновременную работу несколько параллельно включенных ванн с образцами.

Ванна для электролитического травления представляет собой прямоугольный бачок из винипласта (рис. 4.3). Сбоку в двух стенках ванны 1 по размеру образца 7 вырезаны отверстия 60x10 мм. Ванна закрывается крышкой 2, по пазу которой может перемещаться свинцовый катод в виде пластины 3, укрепленной на ползунке 4. Приспособление из текстолита 9 для укрепления образца 7 состоит из двух разъемных половин, соединяемых двумя винтами 11. К ванне оно прикрепляется болтами 10, между которыми помещается резиновая прокладка 5. Между образцом и приспособлением для герметичности проложены также резиновые прокладки 6. К образцу клеится активный тензодатчик 8 и припаивается плюсовой провод от выпрямителя. Минусовой провод припаивается к катоду 3.

Таким образом, поверхность образца для травления находится внутри ванны в электролите, а другие поверхности образца для него недоступны. Аналогично к другой стенке ванны крепится жесткая недеформируемая пластина размером 60x10x10 мм, на которую клеится компенсационный датчик.

Перед началом опытов установка тарировалась, то есть устанавливалась зависимость показаний прибора АИ-1 от величины прогиба образца. Прогиб образца измерялся индикатором «Калибр» с точностью до 0,02 мм. На образцах 1 (из закаленной стали 45) и 25 (легированном карбидом титана) в процессе травления сделано 20 замеров и установлено, что разница в одно деление прибора соответствует в среднем прогибу 0,04 мм.

Внутренние напряжения определялись на образцах из стали 45 после электроискрового легирования. Образцы изготовлялись в виде пластин размером 60x10x4 мм со шлифованными поверхностями, которые полировались пастой ГОИ на станке до зеркального блеска, а затем отжигались в вакууме. Микротвердость стали 45 в образцах составляла 280—300 кгс/мм². Эталонные образцы подвергались закалке до микротвердости 790—850 кгс/мм². После легирования и травления образцы взвешивали на аналитических весах с точностью до 0,1 мг (табл. 4.1).

Электроискровое легирование проводилось на лабораторной установке при мощности 1—5 Дж. Длительность обработки составляла 2—8 мин/см². В качестве легирующих электродов служили тугоплавкие соединения с неметаллическими компонентами (табл. 4.2).

После легирования образцы обезжиривались ацетоном, обезвоживались, затем приклеивались тензодатчики, выпускаемые Экспериментальным механическим заводом Академии архитектуры и строительства РФ (сопротивление 199,5 Ом, тензочувствительность 2,27, база 20 мм). Далее образец помещался в приспособление для закрепления его в электролитической ванне.

Таблица 4.1. Масса легированных образцов до травления и после

Материал электрода	Масса образца, г		Снятый материал	
	после легирования	после травления	г	мм
Закаленная сталь 45 (эталон)	-	15,7505	1,8799	0,40
Карбид циркония	18,5712	17,0920	1,4792	0,32
Карбид титана	18,5177	17,3880	1,1297	0,24
Карбид титана с 30% железа	18,5880	17,2939	1,2941	0,28
Сталь Т15К6	18,5793	17,2038	1,3755	0,29
Диборид титана	18,6218	17,4259	1,1959	0,26
Диборид циркония	18,5529	17,3184	1,2345	0,26
Карбид титана со сталью 1Х18Н9Т	18,5632	17,8898	0,6734	0,14
Карбид хрома с 15% никеля	18,6439	17,1068	1,5371	0,33
Карбид бора	18,5920	17,5174	1,0746	0,23
Карбид ниобия	18,5834	17,5124	1,0710	0,23

Для электролитического травления применялся раствор, состоящий из 100 см³ ортофосфорной кислоты удельным весом 1,87 г/см³, 300 см³ серной кислоты удельным весом 1,84 г/см³ и 100 г хромового ангидрида. Для сокращения времени опытов использовали две параллельно включенные ванны. Сила тока составляла 2 А, расстояние между электродами 45 мм. Через каждые 10 мин проводилось 10 замеров. После травления образец извлекали из ванны, промывали в воде, спирте и снова взвешивали. После 10 замеров подсчитывали глубину снятого слоя, исходя из предположения о равномерной скорости травления по следующей формуле:

$$a = \frac{P}{\gamma \cdot s} = \frac{P}{46,8} \quad (4.1)$$

где p — вес снятого металла, г; γ — удельный вес стали ($\gamma = 7,8$ г/см³); s — площадь травления ($s = 6$ см²).

Нам было исследовано влияние тугоплавких соединений типа диборидов и карбидов (титана, хрома, циркония, ниобия) и электрических режимов обработки на остаточные напряжения.

Для определения влияния материала электрода на остаточные напряжения легированных образцов был выбран режим: напряжение 100 В. емкость конденсаторной батареи — 300 мкФ. рабочий ток — 2,5—3 А. удельное время легирования — 1 мин/см².

На рис. 4.4 приведен график изменения остаточных напряжений по глубине образца. Подсчет остаточных напряжений для наглядности сведен в табл. 4.3, составленную в данном случае для образца из закаленной стали 45.

Как видно из рис. 4.4, в закаленном образце возникают незначительные растягивающие осевые напряжения, величина которых уменьшается вглубь образца. Характерно, что максимальные напряжения (3,42 кгс/мм²) находятся на поверхности. Они плавно снижаются по глубине закаленного слоя. При достижении глубины порядка 3,4—3,6 мм остаточные напряжения в слое составляют не более 2 кгс/мм². Однако при исследовании

остаточных напряжений в эталонных образцах при данной глубине снимаемого слоя не было случая перехода растягивающих напряжений в сжимающие.

Таблица 4.2. Химический состав материалов электродов (%)

Материал электрода	Ti	Mo	Wc	TiC	Co	Zr	C _{об}	C _{св}	Fe	Сталь 1X18H9T	Nb	ZrN	B	Ni	Cr ₃ C ₂
T15K6			79	15	6										
ZrC						87,3	10,7	0,5	0,42						
TiC				70					30						
TiC				79,5			1,8	0,5							
ZrB ₂		5				78,9	0,4		0,4				17,9		
TiC				67						33					
NbC							10-15	0,09			89,7				
ZrN												100			
Cr ₃ C ₂														15	85
Cr ₃ C ₂															100
TiB ₂	67						4,5		0,5				28		

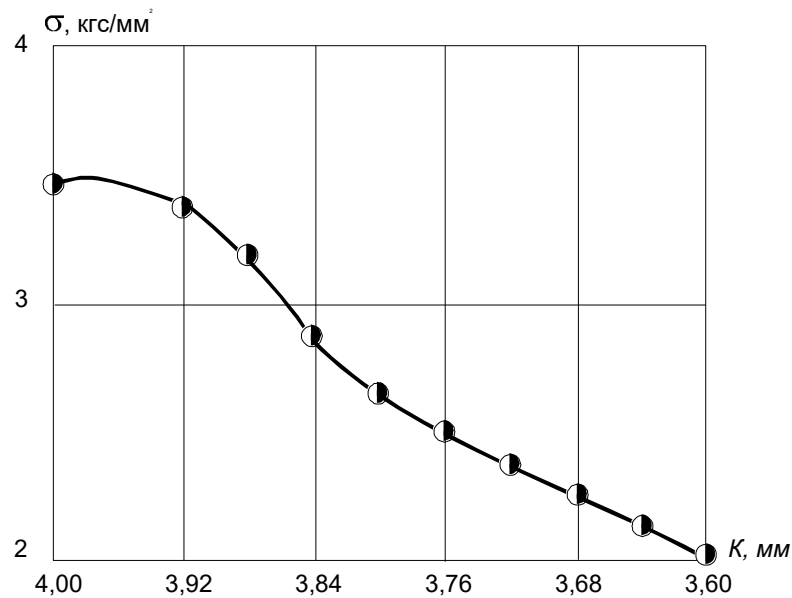


Рис. 4.4. График изменения осевых остаточных напряжений по глубине от поверхности для закаленного образца стали 45

Таблица 4.3. Расчетные величины послойных внутренних напряжений

Расчетные значения	Измерение и подсчет по снятым слоям															
	K, мм	λ	f, мм	df/dk	K ²	G = $\frac{E \cdot K^2 df}{3 \cdot bdk}$	3,96	3,92	3,88	3,84	3,80	3,76	3,72	3,68	3,64	3,60
K, мм	3,96	3,92	3,88	3,84	3,80	3,76	3,72	3,68	3,64	3,60						
λ	-2	-5	-8	-11	-13	-15	-17	-19	-21	-23						
f, мм	0,08	0,02	0,032	0,044	0,052	0,060	0,068	0,076	0,084	0,092						
df/dk	0,025	0,028	0,029	0,025	0,02	0,02	0,02	0,02	0,02	0,02						
K ²	15,7	15,4	15,1	14,7	14,4	14,1	13,8	13,5	13,2	12,9						
G = $\frac{E \cdot K^2 df}{3 \cdot bdk}$	3,06	3,36	3,42	2,86	2,25	2,20	2,15	2,10	2,06	2,01						

Обозначения. K — расстояние от внутренней поверхности образца до рассчитываемого слоя; l — величина относительной деформации; f — величина прогиба образца; df/dk — тангенс угла наклона кривой; E = 2,1·10⁴ кгс/мм² — модуль упругости первого рода; ε = 30 мм — половине длины образца.

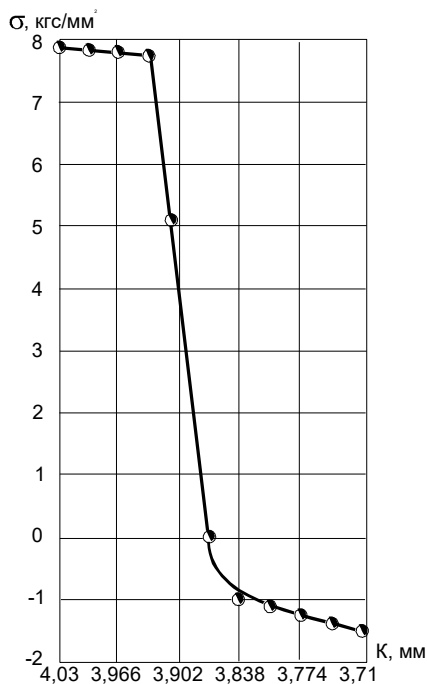


Рис. 4.5. График изменения осевых остаточных напряжений по глубине от поверхности для образцов, легированных карбидом титана

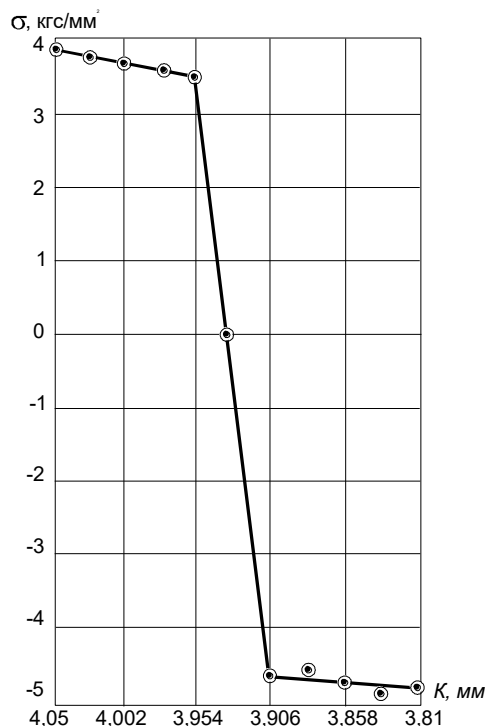


Рис. 4.6. График изменения осевых остаточных напряжений по глубине от поверхности для образцов, легированных карбидом циркония

Образцы, легированные карбидом титана (рис. 4.5) и карбидом циркония (рис. 4.6). имеют очень похожие эпюры остаточных осевых напряжений. Если на поверхности у них имеются небольшие по величине растягивающие напряжения (соответственно 3,8 и 4,7 кгс/мм²), то с глубины 0,12 — 0,18 мм они переходят в сжимающие, достигая 5,0 и 1,39 кгс/мм². Такое распределение остаточных напряжений по глубине легированного слоя, вероятно, можно объяснить следующим. На поверхности легированного слоя превалируют напряжения с положительным знаком (вызываются тепловыми эффектами), а в глубине образца — с отрицательным (следствие структурных и фазовых превращений).

Образцы, легированные сплавом Т15К6, диборидами титана и циркония, карбидами титана с 33% стали 1Х18Н9Т, титана с 30% железа, хрома с 15% никеля, имеют аналогичное распределение остаточных напряжений. Максимумы растягивающих осевых напряжений находятся у них на поверхности и даже на достаточной глубине не наблюдается перехода в сжимающие напряжения. Эти образцы отличаются лишь величиной напряжений, растущих (в порядке перечисления образцов) с 9 до 19 кгс/мм².

Образец, легированный карбидом ниобия, имеет характер распределения напряжений, аналогичный закаленному образцу. Максимум напряжений лежит у него в 0,05 мм от поверхности. Далее растягивающие напряжения сначала резко, а затем постепенно убывают по глубине до основного металла. Величина напряжений у этого образца превосходит все остальные и доходит до 55 кгс/мм².

Для сравнения полученных результатов в табл. 4.4 и 4.5 приведены величины измерения и расчет остаточных осевых напряжений, подсчитанных на одинаковом расстоянии от поверхности в глубину образцов.

На рис. 4.7 изображены изменения осевых остаточных напряжений по глубине от поверхности для образцов, легированных карбидом титана с 30% железа, карбидами титана, циркония, хрома с 15% никеля, твердым сплавом Т15К6 и диборидом титана.

Видно, что материал легирующего электрода вызывает у образцов после электроискрового упрочнения разные остаточные напряжения как по величине, так и по знаку. Например, образцы после легирования карбидом хрома и диборидом титана имели на поверхности растягивающие напряжения, величина которых соответственно равнялась 18 и 13 кгс/мм², и уже на глубине 0,18—0,21 мм она снизилась соответственно от 5 до 2,5 кгс/мм². На глубине 0,3 мм остаточные напряжения для образца, легированного диборидом титана, были равны нулю, а для образцов, легированных карбидом хрома, они оставались без изменений. Образцы, подвергавшиеся легированию твердым сплавом Т15К6, по всей глубине легированного слоя имели растягивающие напряжения, величина которых по глубине монотонно уменьшалась. Так, на глубине 0,06 и 0,21 мм они равнялись соответственно 9 и 7 кгс/мм². Остальные образцы имели напряжения значительно большие.

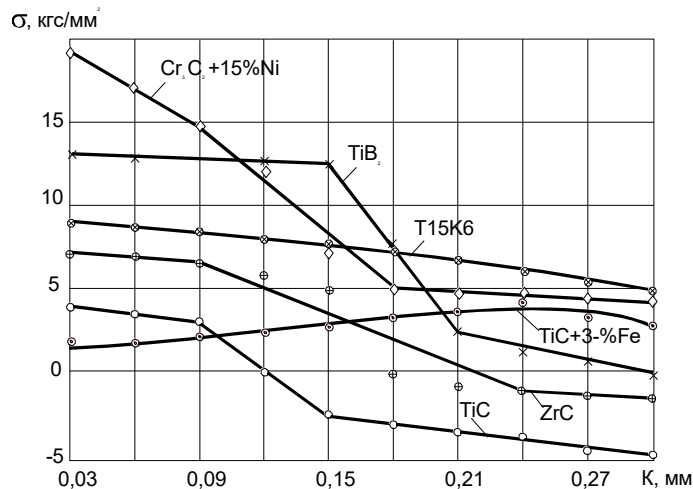


Рис. 4.7. График изменения осевых остаточных напряжений по глубине от поверхности для образцов, легированных карбидом титана с 30% железа, карбидом титана, карбидом циркония, твердым сплавом Т15К6, карбидом хрома с 15% никеля и диборидом титана

Программой работ предусматривалось изучение влияния удельной длительности обработки и энергии импульса на остаточные напряжения в образцах, прошедших электроискровое легирование. Для этого выбраны два вида материала в качестве легирующего электрода (карбид циркония и карбид бора с добавкой диборида титана). Энергия импульса выбиралась в интервале 1—5 Дж. Время легирования составляло 2,5 и 8 мин/см².

В табл. 4.6—4.7 приведены результаты исследований влияния энергии импульса и удельной длительности обработки.

Установлено, что величина напряжений и глубина их распространения зависят от времени легирования и энергии импульса. Так, при постоянной энергии импульса 2 Дж увеличение длительности электроискрового легирования от 2 до 8 мин/см² приводит к возрастанию максимальной величины напряжений от 10 до 17 кгс/мм² (рис. 4.8).

Глубина распространения осевых растягивающих напряжений уменьшается с сокращением длительности обработки. В пределах исследуемого диапазона длительностей обработки при энергии разряда 2 Дж она не только уменьшается, но растягивающие напряжения переходят в сжимающие. Увеличение длительности обработки смещает растягивающие напряжения на большую глубину (0,12—0,24 мм).

Таблица 4.4. Сводная таблица результатов измерения деформации образцов на приборе АИ-1

Материал электрода	Показания прибора через 10 минут										
Сталь 45 (эталон)	372	370	367	364	361	359	357	355	353	351	349
Карбид титана с 30% железа	613	610	609	608	607	605	604	602	600	598	596
Карбид титана	594	592	589	588	586	583	586	588	592	592	593
Карбид циркония	430	428	425	418	415	412	413	413	414	415	416
Сплав Т15К6	466	464	461	455	450	444	438	433	431	429	429
Диборид титана	668	666	662	653	646	641	734	627	625	624	623
Диборид циркония	360	352	340	333	327	321	319	317	315	313	312
Карбид титана со сталью 1Х18Н9Т	596	593	587	583	578	575	570	565	560	555	550
Карбид хрома с 15% никеля	323	313	298	288	279	274	272	267	262	259	255
Карбид бора	583	578	567	555	548	542	538	533	527	525	522
Карбид ниобия	296	286	258	238	228	222	217	213	210	208	206

Таблица 4.5. Сводная таблица результатов расчета остаточных напряжений от поверхности в глубь металла

Материал электрода	Расстояние от поверхности, мм										σ , кгс/мм ²
	0,03	0,06	0,09	0,12	0,15	0,18	0,21	0,24	0,27	0,30	
Сталь 45 (эталон)	3,0	3,3	3,55	3,42	3,05	2,5	2,3	2,2	2,15	2,1	3,42
Карбид титана с 30% железа	1,9	1,75	1,8	2,15	2,55	2,95	3,32	4,4	3,15	3,0	3,32
Карбид титана	3,75	3,5	2,8	0	-2,5	-3,1	-3,4	-3,8	-4,8	-5,0	3,80
Карбид циркония	7,2	7,0	6,6	5,8	-5,0	-1,2	-0,6	-1,1	-1,3	-1,2	7,40
Сплав Т15К6	9,1	8,7	8,5	8,0	7,8	7,5	7,0	6,3	5,6	5,0	9,10
Диборид титана	13,2	13,0	12,8	12,6	11,8	7,8	2,4	1,4	1,2	-0,8	13,2
Диборид циркония	16,5	15,9	13,5	8,5	3,8	3,2	3,0	2,8	2,6	1,5	16,5
Карбид титана со сталью	17,5	17,4	17,0	16,7	16,4	16,0	15,8	15,2	16,4	15,9	17,5
Карбид хрома с 15% никеля	19,4	16,7	16,7	12,5	7,5	5,5	5,0	4,9	4,8	4,7	19,1
Карбид ниобия	56	41	41	11	8	6	4	3,5	3,0	2,5	55,0

Исследования влияния энергии импульса на внутренние напряжения в легированном слое показали, что увеличение энергии импульса ведет к росту растягивающих внутренних напряжений по глубине значительно меньше по сравнению с длительностью электроискрового легирования. При энергии импульса от 1 до 5 Дж и длительности обработки 2 мин/см² диапазон перехода растягивающих внутренних напряжений в сжимающие по глубине находится в пределах 0,12—0,19 мм (рис. 4.9).

Анализ влияния времени обработки и энергии импульса на внутренние напряжения легированного слоя свидетельствует о том, что увеличение удельной длительности от 2 до 8 мин/см² и энергии импульса от 1 до 5 Дж вызывает значительное возрастание внутренних напряжений. Увеличение энергии импульса в четыре раза приводит к увеличению максимальной величины напряжений на глубине 0,03 мм в среднем на 33%. Увеличение же длительности обработки в четыре раза повышает максимальную величину остаточных напряжений растяжения на той же глубине в среднем на 53%.

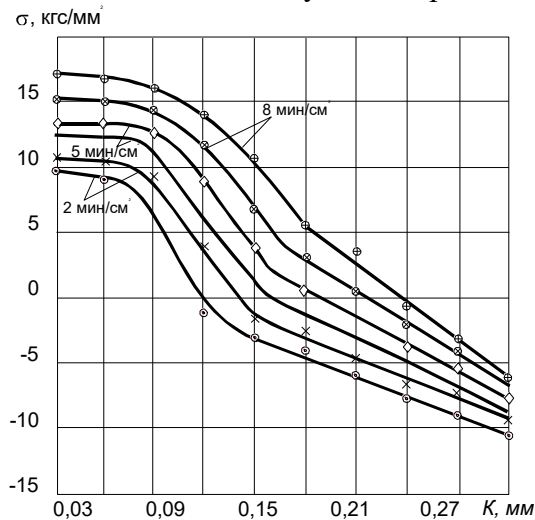


Рис. 4.8. График изменения осевых остаточных напряжений по глубине от поверхности в зависимости от энергии импульса и удельной длительности легирования карбидом циркония

Таблица 4.6. Результаты расчета остаточных напряжений (кгс/мм²) по глубине в зависимости от времени легирования карбидом циркония

Расстояние от поверхности, мм	$\tau_1 = 2 \text{ мин/см}^2$		$\tau_2 = 5 \text{ мин/см}^2$		$\tau_3 = 8 \text{ мин/см}^2$	
	Энергия импульса, Дж					
	1	2	1	2	1	2
0,03	9,8	10,5	12,5	13,4	15,3	17,0
0,06	9,2	10,3	12,3	13,3	15,0	16,8
0,09	7,5	9,5	11,3	12,0	14,4	16,1
0,12	-1,0	4,0	7,0	9,0	11,5	14,0
0,15	-3,0	-1,8	1,25	4,3	7,0	11,0
0,18	-4,0	-2,5	-1,0	0,6	3,1	5,6
0,21	-6,0	-4,4	-3,1	-1,5	0,6	3,7
0,24	-8,0	-6,6	-5,0	-4,8	-2,0	-0,6
0,27	-9,2	-7,3	-6,5	-5,3	-4,0	-3,2
0,30	-10,6	-9,4	-8,8	-7,5	-6,8	-6,0

Разная степень влияния времени обработки и энергии импульса разряда на внутренние напряжения легированного слоя может быть объяснена количеством образования дефектов (окислов, микротрещин). С увеличением времени обработки степень образования дефектов значительно выше, чем при одновременном увеличении энергии

разряда и уменьшении времени обработки. Хотя энергия и большая, но времени, в течение которого она действует, недостаточно для образования большого количества дефектов. На это неизменно указывают полученные данные послойного, рентгено- и металлографического анализов.

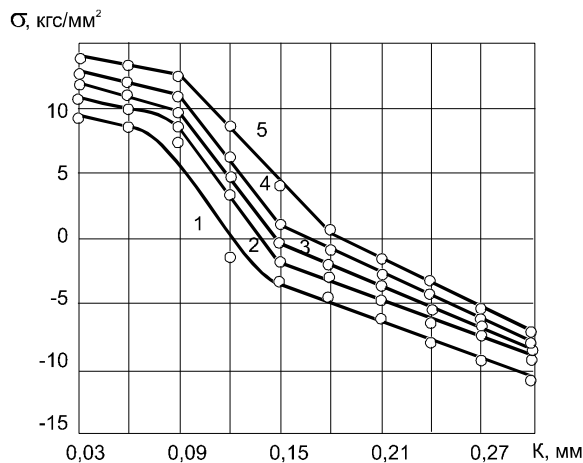


Рис. 4.9. Изменение осевых остаточных напряжений по глубине от поверхности в зависимости от энергии импульса от 1 до 5 Дж и удельной длительности легирования 2 мин/см², диборидом титана и карбидом бора

Таблица 4.7. Результаты расчета остаточных напряжений (кгс/мм²) по глубине в зависимости от энергии импульса разряда

Расстояние от поверхности, мм	Энергия импульса, Дж				
	1	2	3	4	5
Диборид титана					
0,03	15,1	19,6	22,0	27,5	32,5
0,06	12,2	16,3	20,6	24,1	29,3
0,09	10,6	15,2	16,5	20,4	24,7
0,12	8,8	12,5	14,0	17,9	20,1
0,15	7,5	9,6	12,0	14,2	17,5
0,18	4,6	7,9	9,2	11,3	12,5
0,21	4,7	6,5	8,1	9,4	10,2
0,24	4,0	6,0	7,6	8,7	9,8
0,27	4,1	6,0	6,0	7,8	8,5
0,03	5,0	5,0	5,6	6,0	8,0
Карбид циркония					
0,03	9,8	10,6	12	12,5	13,5
0,06	9,2	10,3	11,3	12,2	13,3
0,09	7,5	9,5	10,0	11,0	12,8
0,12	-1,0	4,0	5,0	6,6	11,0
0,15	-3,0	-1,8	0	4,1	4,0
0,18	-4,0	-2,5	-1,9	-1,0	0,6
0,21	-6,0	-4,4	-3,4	-3,0	-1,8
0,24	-8,0	-6,6	-5,4	-4,0	-3,0
0,27	-9,2	-7,3	-6,4	-6,0	-5,2
0,03	-10,6	-9,4	-8,5	-7,9	-7,0

Примечание. Удельное время легирования 2 мин/см².

Из анализа данных табл. 4.6 и 4.7 и рис. 4.8 и 4.9 видно влияние материала легирующего электрода на остаточные внутренние напряжения. Так, при энергии импульса 1 Дж в случае легирования карбидами циркония и бора экспериментальные образцы имели на глубине 0,03 мм остаточные напряжения соответственно 9,8 и 15,1 кгс/мм². При энергии импульса 5 Дж остаточные напряжения на той же глубине от поверхности составляли соответственно 13,5 и 32,5 кгс/мм². Характер расположения

остаточных напряжений по глубине для этих легирующих материалов также был разным. Если для образцов легированных карбидом циркония при энергии импульса 1 Дж, на глубине 0,12 мм остаточные напряжения переходили через нулевое значение в сжимающую область, то есть положительные значения остаточных напряжений переходили в отрицательные, то для образцов, прошедших легирование карбидом бора при тех же режимах, остаточные напряжения не только не проходили через нуль, но и оставались на всем протяжении исследуемого диапазона по своему знаку растягивающими. Из всех исследованных факторов наибольшее влияние на внутренние напряжения оказывают длительность обработки и материал электрода.

4.3. Усталостная прочность и причины ее возникновения

В последние годы вопросам усталостной прочности металлов уделяется очень большое внимание. Разработан ряд теорий, объясняющих механизм усталостного разрушения металлов. Проведены важные экспериментальные исследования и разработаны методики повышения предела усталости.

Большой вклад в развитие теории и решение вопросов расчета прочности деталей при действии циклических нагрузок внесли работы Н.Н. Афанасьева, Л.А. Гликмана, Н.Н. Давиденкова, И.В. Кудрявцева, Г.В. Карпенко, А.И. Одингa, Г.С. Писаренко, С.И. Раттнера, А.В. Рябченкова, С.В. Серенсена, Ю.С. Терминасава, Г.В. Ужика, Я.Б. Фридмана, В.С. Ивановой и других.

Как установлено, у реальных металлов более низкая прочность, чем у теоретически расчетной по межатомным связям. Причина этого в наличии дислокаций в кристаллической решетке, способных перемещаться даже при малых напряжениях [151]. Считается, что твердое тело разрушено тогда, когда кристаллическая решетка перестает поглощать подводимую извне энергию. Эти условия при механическом нагружении в момент образования трещин критического размера, то есть когда они могут распространяться дальше за счет имеющейся внутренней энергии.

По данным [193] современные теории усталости базируются на следующих положениях: 1) в процессе кристаллизации возникают дислокации; 2) при пластической деформации дислокации могут образовываться в большом количестве; 3) при движении дислокаций возникает остаточная деформация. Когда дислокация выходит на поверхность, образуются линии скольжения в результате сдвига кристаллической решетки; 4) в результате взаимодействия дислокаций могут образовываться вакансии.

Механизм образования трещин объясняется в настоящее время по-разному. Некоторые исследователи считают основной причиной этого высокие растягивающие напряжения, появляющиеся в результате скопления дислокаций у препятствий или дефектов решетки [194], или же аннигиляцию дислокаций, расположенных в параллельных плоскостях скольжения [195]. Так, У.Г. Гаррис [196] пишет, что в 1953 году выяснилось значение уровня напряжений не только с точки зрения уменьшения долговечности, но и как одного из основных факторов, определяющих наступление катастрофических усталостных поломок. Другие исследователи объясняют зарождение трещин тем, что происходит коагуляция вакансий или их осаждение на вершинах благоприятно ориентированных микропор [197, 198].

В работах [199, 200] механизм зарождения трещин объясняется явлениями экструзии (выдавливание тонких лепестков из пластически деформированных объемов металла вдоль полос скольжения) и интрузии (образование каналов, вытянутых вдоль полос скольжения, чередующихся с лепестками).

Установлено, что с нарастанием числа циклов увеличивается количество дислокаций и связанное с ним прямой пропорциональностью количество вакансий. Скорость разрушения образца зависит от того, как быстро срачиваются вакансии в определенные колонии осаждаются на поверхности микропор. При наличии максимальных нормальных напряжений микропоры превращаются в трещины. Н. Томпсон [201] подтверждает, что трещины усталости развиваются там, где концентрация дефектов достигает критического значения.

Трещины не распространяются внутри металла, а поверхностные развиваются за счет притока вакансий и разрядки дислокаций на поверхности. В большинстве металлов и сплавов трещины зарождаются в момент образования грубых полос скольжения, то есть тогда, когда плотность дислокаций достигает критической величины [202].

Дислокационный механизм образования микротрещин позволил наметить два пути повышения реальной прочности металлов: увеличение прочности межатомных связей за счет изменения термодинамических констант металла (легирование) и создание такого структурного состояния, в котором было бы минимальное число дефектов, а несовершенство кристаллической решетки распределялось бы равномерно.

Для повышения усталостной прочности применяют механическое упрочнение поверхности деталей дробью, роликами, шариками [203] и поверхностное упрочнение химико-термическими методами [204]. Эти способы ведут к созданию равномерно распределенных дислокаций определенной плотности и возникновению в поверхностных слоях остаточных напряжений сжатия [205]. Сглаживание неровностей на поверхности улучшает равномерность поглощения энергии, а также увеличивает усталостную прочность [206].

На величину усталостной прочности деталей влияют следующие основные факторы: концентрация напряжений, качество поверхностного слоя, частота нагружения, структура и состав металла, масштабный фактор и газовая среда. Влияние указанных факторов на усталость достаточно изучено и освещено в литературе.

В процессе работы деталей и испытания образцов различают три периода усталости: упрочнение, повреждение и разрушение. В первом периоде металл претерпевает упрочнение, во втором — упрочнение достигает своего предела, после которого начинается разрыхление кристаллической решетки и образование трещин, в третьем — происходит распространение трещин [207—209]. Величина твердости металла в процессе усталости монотонно возрастает, и разрушение образца начинается тогда, когда твердость достигает своего насыщения [210].

Предел усталостной прочности играет особенно важную роль для деталей, работающих в условиях повторно-переменных нагрузок. Восстановление изношенных деталей, каким бы способом оно не производилось, способствует, как правило, снижению усталостной прочности. Согласно данным В.И. Казарцева [211], при замене части основного металла на закаленных образцах усталостная прочность снижается на 25—30% при железнении и хромировании, на 36—40% — при электродуговой наплавке, на 45—50% — при металлизации.

Ряд авторов, исследовавших электроискровое легирование, показали, что этот способ снижает также усталостную прочность деталей. Поэтому предлагаются различные технологические операции, способствующие повышению предела усталости. Н.И. Лазаренко отмечает [74], что при электроискровом шлифовании (без нанесения слоя) расхождение усталости можно объяснить лишь разной чистотой поверхности. При одинаковой чистоте поверхности усталостная прочность не снижается, а при

электроискровом легировании снижается. Для повышения предела усталости автор предлагает осуществлять азотирование поверхностного слоя.

На величину усталостной поверхности значительное влияние оказывает длительность импульса при электроискровой обработке, так как увеличение длительности приводит к увеличению микротрещин [186]. Для исключения отрицательного влияния оплавленного поверхностного слоя на выносливость сплавов ЭИ-437 автор рекомендует применять режимы, при которых не образуются микротрещины и обеспечивается минимальная глубина оплавления поверхностного слоя.

Кроме шероховатости поверхности, на снижение усталости значительно влияет ее неоднородность и растягивающие напряжения, так как в электроискровых слоях имеются поры и неметаллические включения (окислы). По данным В.А. Белянина [112], электроискровое упрочнение сплавов ВК-3 гладких образцов из стали 45 на 22% снижает предел усталости. Вместе с тем дополнительная обработка упрочненных образцов дробью не только полностью восстанавливает предел усталости, но даже повышает его.

После электроискровой обработки медным электродом в керосине при любой его полярности предел усталостной прочности от ожженной стали ЭЖ-1 снижается с 28 до 16 кгс/мм² (на 43%), а нормализованной стали 35 — с 26 до 19 кгс/мм² (на 27%). При электроискровом покрытии медью в воздухе усталость снизилась лишь на 12%. Проведенный после электроискровой обработки отпуск при 650°С не повысил предела усталости. В результате этих экспериментов М.М. Писаревский [212] пришел к выводу, что снижение усталости после электроэрозионной обработки вызвано влиянием сильно науглероженной «белой корочки» и разрушением поверхности.

При электроискровом упрочнении инструментов и деталей машин феррохромом усталость снижается на 35,7, а стеллитом — на 47% [68]. Однако следует отметить, что образцы после упрочнения не шлифовались и это значительно снизило предел усталости.

Из опубликованных работ видно, что исследование усталостной прочности при электроискровом легировании проводилось с целью объяснения причин ее снижения и разработки методик, обеспечивающих повышение предела усталости. Исследовалось влияние материала электрода на усталость, но почти не изучалась усталость деталей или образцов, легированных сплавами тугоплавких соединений с неметаллическими компонентами (азот, бор, углерод и другие).

4.4. Выбор методики испытаний и обсуждение полученных результатов

Наиболее распространенным методом испытания на усталостную прочность является метод Велера, однако он требует больших затрат времени и материалов. Для определения предела усталостной прочности какого-либо материала по этому методу требуется большая партия образцов.

Локатти [213] предложил метод определения предела усталости по одному образцу путем подсчета повреждаемости, накапливаемой при действии циклической нагрузки. Майнер [214] выдвинул гипотезу о том, что существование относительных повреждений деталей, работающих при разных уровнях переменных напряжений, приводит к тому, что усталостное разрушение наступает тогда, когда сумма относительных величин повреждений достигает единицы

$$\sum \frac{n_i}{N_i} = 1$$

В последние годы В.И. Кудрявцев, И.Л. Миркин, В.Н. Пантелеев, Л.В. Муратов, В.С. Иванова предложили ряд методов скоростных испытаний на усталость, базирующихся на использовании зависимости усталости от некоторых механических свойств (предела прочности, предела текучести и др.). А.М. Морозов [215] вывел значение корреляционных коэффициентов для быстрого математического определения предела усталости в зависимости от статической прочности при растяжении, сжатии и изгибе.

В.С. Иванова [151] предложила для определения предела усталости формулу

$$\sigma = \sigma_k + d\tau \quad (4.2)$$

(где $d\tau = 3 \text{ кгс/мм}^2$, $\sigma_k = \sigma_w + 6 \text{ кгс/мм}^2$), позволяющую определять предел усталости ограниченным числом образцов при напряжении, вызывающем разрушение при числе циклов, меньшем или большем критического (N_k). Критическое число циклов для железа и низкоуглеродистой стали составляет $2 \cdot 10^5$.

И.В. Кудрявцев [216] вывел ориентировочные параметры, согласно которым: а) величина отношения прироста напряжения на одну ступень к числу циклов на ступень равна $T = \frac{\Delta\sigma}{n} (1-1,5) \cdot 10^{-5}$; б) точка перегиба кривых выносливости лежит на абсциссе $(1,5-2) \cdot 10^6$.

Накопленный экспериментальный материал по скоростным методам испытаний усталостной прочности дал возможность устранить недостатки метода Локатти (неопределенность построения теоретических кривых усталости) следующим образом: 1) наклон кривых усталости принимается согласно теории В.С. Ивановой [151] о критическом напряжении, то есть кривая должна пройти $N = 200\,000$ циклов через точку, соответствующую напряжению, превышающему предполагаемый предел усталости на 5 кгс/мм^2 ; 2) точка перегиба кривой в соответствии с данными И.В. Кудрявцева [216] должна лежать на ординате, соответствующей $N = 1\,500\,000$ циклов.

В 1966 году В.К. Андрейчук, А.Е. Безносков, Л.И. Дехтярь [217], приняв ориентировочные параметры В.С. Ивановой и И.В. Кудрявцева, предложили определение предела выносливости деталей с электролитическими покрытиями по методу Локатти по одному образцу.

Анализ рассмотренных методов дал возможность оценить каждый из них в соответствии с конкретными условиями получения опытных образцов и выбрать способ, необходимый для наших условий. Была принята методика скоростных испытаний, в основу которой положен метод Локатти. Для определения точности этого метода проверялось шесть аналогичных образцов, легированных диборидом титана. Они показали следующие пределы усталостной прочности: 17,8; 18,6; 18,8; 18,3; 18,6; 18,5. Разброс показаний (17,8—18,5) составляет всего около 7%, что вполне приемлемо для усталостных испытаний.

Как уже отмечалось, усталость зависит от свойств металла в атомном объеме. А так как кристаллографические свойства металла непостоянны из-за наличия дефектов решетки, то и значения усталостной прочности имеют довольно большой разброс. То обстоятельство, что усталость — статическое явление и результаты испытаний должны давать разброс, подтверждается рядом авторов [218].

Исследования проводились на цилиндрических образцах с диаметром рабочей части 13 мм. Степень комплексного влияния неметаллических и металлических элементов на усталостную прочность определялась путем сравнения пределов выносливости легированных и эталонных образцов. Экспериментальные образцы подвергались электроискровому легированию на лабораторной установке на следующем режиме:

емкость конденсаторной батареи 400 мкФ, активное сопротивление 15 Ом, напряжение 100 В, образец — катод, легирующий электрод — анод, удельное время упрочнения 3—4 мин/см².

В результате легирования и последующего шлифования диаметр рабочей части вместе с диффузионным слоем доводился до 13,20—13,28 мм так, что толщина легированного слоя составляла 0,1—0,15 мм. В качестве электродов применялись сплавы тугоплавких соединений (см. табл. 4.10).

После электроискрового легирования образцы испытывались на усталостную прочность на машине МУИ—6000, до и после излома подвергались металлографическому анализу. Затем проводились подсчеты предела усталостной прочности в следующем порядке:

1. Принималось ступенчатое нагружение образца через $\Delta N = 100\,000$ циклов по $\Delta \sigma = 2$ кгс/мм². В соответствии с ГОСТ 2860—64 необходимая масса груза подсчитывалась по формуле

$$P = \frac{\sigma_B \cdot \pi \cdot d^3}{32 \cdot b} = \frac{\sigma_B \cdot 3,14 \cdot 13^3}{32 \cdot 104},$$

где P — сила, приложенная к образцу, кгс; σ_B — усталостная прочность, кгс/мм²; d — диаметр рабочей части образца, мм; b — плечо до приложения силы, мм. На основании подсчета составлена табл. 4.8.

Таблица 4.8. Расчет массы нагрузки по циклам

15	17	19	21	23	25	27	29	31	33	35
31,05	35,19	39,33	43,47	47,6	51,75	55,89	60,0	64,17	68,31	72,4
32	63	40	44	48	52	56	60	64	68	72

2. Для образца № 19, легированного диборидом титана, первоначальная нагрузка выбиралась 19 кгс/мм² и через каждые 100 000 циклов она увеличивалась на 2 кгс/мм² без остановки машины. Образец разрушился, пройдя 367 900 циклов при нагрузке 25 кгс/мм². На построенной диаграмме в координатах $\sigma_B - \lg N$ (рис. 4.10) изображалась ступенчатая кривая нагружения образца до поломки. После этого через точку перегиба ($1,5 \cdot 10^6$) проводились четыре кривые выносливости на уровнях напряжений 17—20 кгс/мм², крайние из которых ограничивают ожидаемые значения предела усталости. Наклон кривых определялся по ординате $N = 2 \cdot 10^5$ точкой, имеющей предел на 6 кгс/мм² больше предполагаемого.

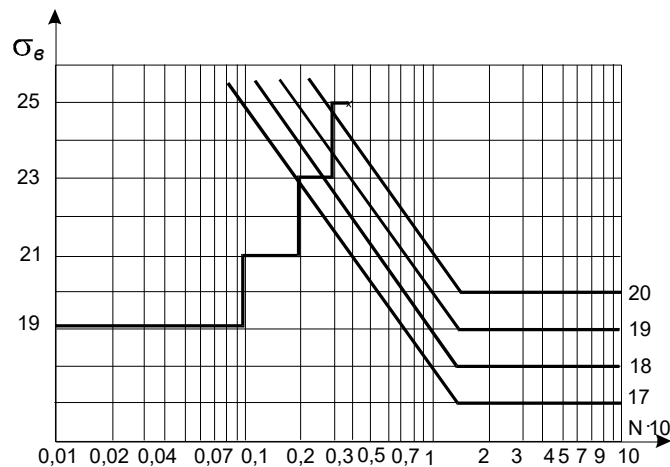


Рис. 4.10. Построение кривой относительных повреждений образцов, испытываемых при разных уровнях переменных напряжений

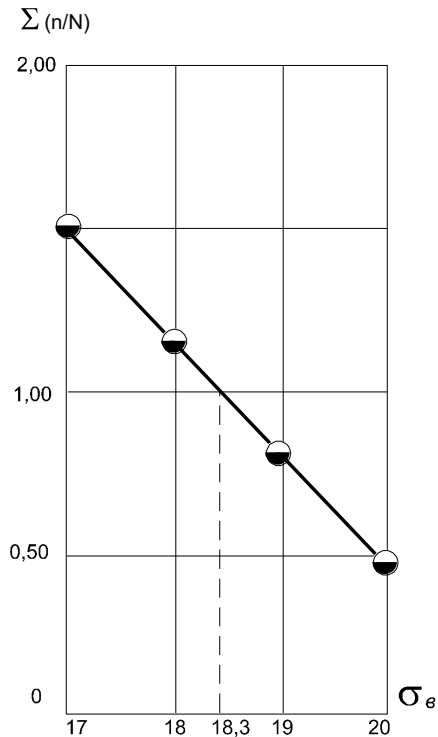


Рис. 4.11. Построение гипотетической кривой для определения предела усталостной прочности образцов

3. По каждой кривой ($\sigma = 17, 18, 19, 20$ кгс/мм²) определялись значения числа циклов N , соответствующих точке пересечения этой кривой с уровнем заданной амплитуды напряжения ($\sigma = 19, 21, 23, 25$). После этого подсчитывалась величина отношения для каждой точки пересечения и они суммировались для каждой гипотетической кривой. На основании этих подсчетов составлена табл. 4.9.

Таблица 4.9. Сводная таблица величин пересечения гипотетической кривой

σ , кгс/мм ²	17	18	19	20
19	0,13	0,10	0,06	0
21	0,25	0,18	0,13	0,09
23	0,50	0,37	0,25	0,18
25	0,61	0,45	0,34	0,24
27	1,49	1,10	0,78	0,51

На основании данных табл. 4.9 строилась кривая. Пересечение этой кривой с прямой $\Sigma (n/N) = 1$, параллельной оси абсцисс, дает искомое значение предела усталостной прочности — в нашем случае 18,3 кгс/мм² (рис. 4.11). Результаты усталостных испытаний приведены в табл. 4.10.

Анализ литературы показал, что влияние материала электрода на усталость исследовалось недостаточно и совершенно неизвестна усталостная прочность деталей или образцов, легированных сплавами тугоплавких соединений переходных металлов с неметаллическими компонентами. Поэтому для оценки их роли необходимо исследовать эти материалы и показать степень их влияния при электроискровом легировании на определяющий фактор долговечности.

Полученные данные показывают, что электроискровое легирование стальных образцов электродами из тугоплавких соединений незначительно снижает их усталостную прочность по сравнению с другими методами восстановления и упрочнения. Так, согласно

данным В.И. Казарцева [211], при замене части основного металла на закаленных образцах усталостная прочность снижается: при железнении и хромировании — на 25—30%, при электродуговой наплавке — на 36—40%, при металлизации — на 45—50%.

Анализ данных в этом аспекте показывает, что все исследуемые материалы в качестве легирующего электрода изменяют усталостную прочность образцов по сравнению с эталоном на 14—29%, что значительно ниже, чем при электродуговой наплавке, при которой усталостная прочность снижается до 40% и в 2—3 раза ниже, чем при металлизации (45—50%).

Как следует из табл. 4.10, наибольшей усталостью обладают образцы, легированные карбидами циркония и титана — соответственно 22,3 и 21,2 кгс/мм².

Таблица 4.10 Результаты расчета предела усталости легированных образцов

Номер образца	Материал электрода	Предел усталости, кгс/мм ²	Предел усталостной прочности, %
1	Закаленная сталь 45 (эталон)	26,0	100
2	Карбид циркония	22,3	85,8
3	Карбид титана с 30% железа	21,3	82,0
4	Карбид титана	21,2	81,5
5	Диборид циркония	21,0	80,8
6	Карбид титана с 33% стали 1Х18Н9Т	20,8	80
7	Карбид ниобия	20,4	78,5
8	Нитрид циркония	20,3	78
9	Карбид хрома с 15% никеля	19,4	74,6
10	Карбид хрома	19,4	74,6
11	Карбид бора	19,3	74,2
12	Диборид титана	18,3	70,4
13	Сплав Т15К6	17,3	66,5

При исследовании влияния добавок к карбидам титана на усталостную прочность образцов установлено, что независимо от вводимой добавки (железо или сталь) образцы после электроискрового легирования карбидами титана имели почти одинаковую усталостную прочность, различие составляли десятые доли процента.

Так, образцы после легирования карбидом титана и карбидом титана с 30% железа или с 33% стали 1Х18Н9Т имели предел прочности соответственно 21,3, 21,2, 20,8 кгс/мм². Для образцов, легированных карбидом хрома с добавкой 15% никеля и без нее, усталостная прочность была одинаковой (19,4 кгс/мм²).

Из табл. 4.10 видно, что усталостная прочность для одного и того же металла больше у карбида циркония (22,3 кгс/мм²), чем у диборида циркония (21,0 кгс/мм²). Это, по-видимому, можно объяснить тем, что «сшивание» микротрещин и нарушение закономерностей в распределении дислокаций имеет место вследствие наличия сжимающих внутренних напряжений на рабочей (активной) поверхности. Это предположение находит свое частичное подтверждение результатами исследований остаточных напряжений. Так, образцы после легирования карбидом и диборидом циркония имели остаточные напряжения на глубине 0,03 мм легированного слоя соответственно 5,8 и 16,5 кгс/мм². А с глубины 0,15 мм незначительные растягивающие напряжения для образцов, легированных карбидом циркония, переходили в сжимающие, тогда как для образцов, обработанных

диборидом циркония, не только на этой глубине не переходили в сжимающие, а на всем исследуемом диапазоне они оставались одного характера — растягивающими.

Металлографический анализ также подтверждает это предположение. Так, микроструктура образца, легированного карбидом циркония, была значительно мелкодисперсней по сравнению с микроструктурой образца, упрочненного диборидом циркония, в котором наблюдались микротрещины. Кроме того, анализ излома образцов показывает, что материалы легирующего электрода по-разному влияют на вид излома. Так, в образце, легированном карбидом циркония, излом наступает после 574 000 циклов, а в образце, легированном диборидом циркония, уже после 506 000 циклов. На рис. 4.12, *a—в* представлены виды изломов образцов после электроискрового легирования.

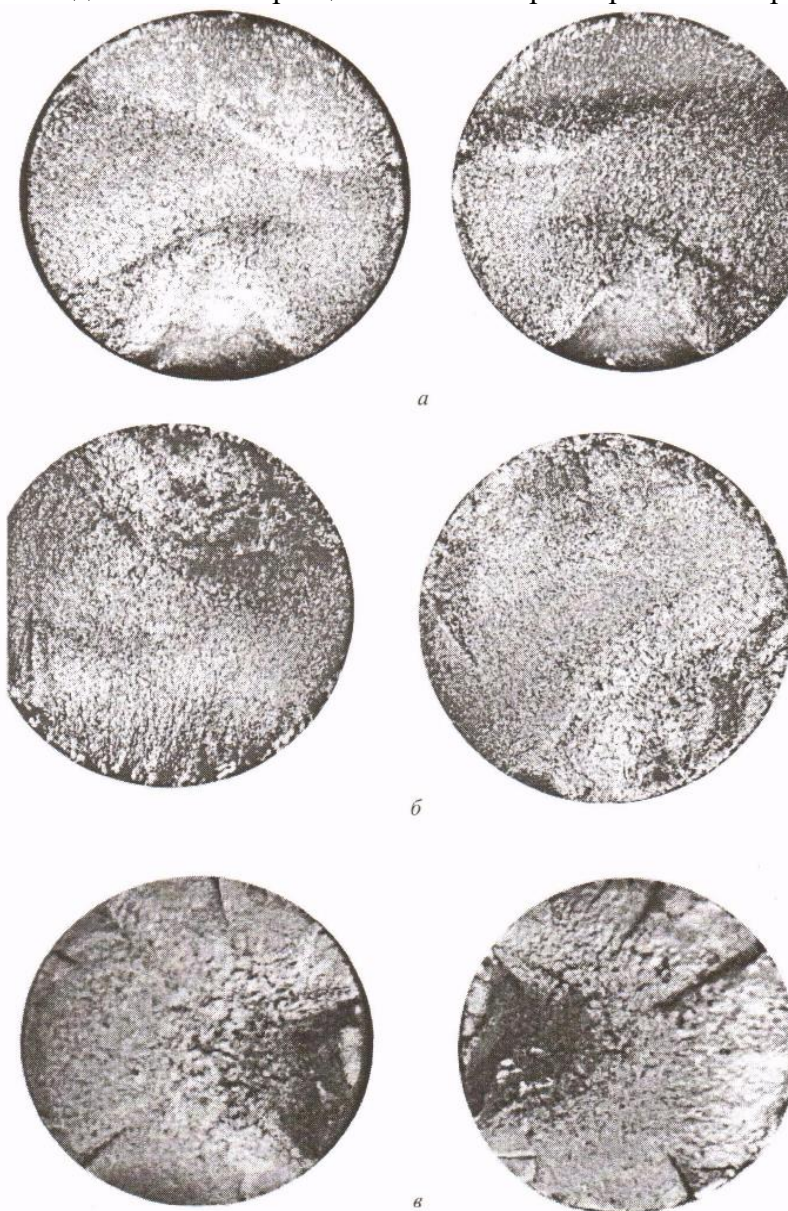


Рис. 4.12. Вид излома образцов, легированных карбидом циркония (*a*), карбидом титана (*б*), твердым сплавом Т15К6 (*в*)

В образце, легированном карбидом циркония и титана, излом наступает при постепенном накоплении внутренней энергии по всей массе образца, о чем свидетельствует «мягкий» вид излома (рис. 4.12, *a, б*). Образец после легирования твердым сплавом Т15К6 имеет «жесткий» вид излома. Это свидетельствует о том, что зарождение трещин идет по всему сечению образца (рис. 4.12, *в*).

4.5. Ударная вязкость и причины ее возникновения

Прочностные и пластические характеристики поверхностных слоев стали существенно влияют на объем пластически деформируемого материала и величину работы, необходимую для его разрушения. Эти характеристики играют большую роль при оценке качества металлов и занимают особое место среди других механических свойств. Поэтому знание их величин и условий, при которых они изменяются для стальных деталей, подвергнутых электроискровому легированию, имеет большое научно-прикладное значение.

В литературе нет опубликованных экспериментальных данных по сравнительным испытаниям на динамическую прочность стали, прошедшей электроискровое легирование. Имеющиеся сведения [212] о том, что электроэрозионная обработка не оказывает влияния на ударную вязкость, нельзя по-видимому, просто перенести на процесс электроискрового легирования прежде всего потому, что электроэрозионный процесс обработки протекает в жидкости, тогда как электроискровое легирование — в газе.

В литературе нет данных о влиянии электрических параметров легирования на ударную вязкость, о комплексном влиянии металлических и неметаллических (бор, углерод, азот и др.) элементов из тугоплавких соединений.

В работах [21, 43] показана роль материала электродов и режимов электроискрового легирования на ударную вязкость. Однако комплексное влияние материалов и среды исследовано недостаточно, для того чтобы утверждать о влиянии указанных факторов на формирование ударной вязкости.

Вместе с тем необходимо отметить, что комплексное действие одновременно присутствующих в сплаве материала электрода добавок трех, четырех компонентов никогда не является простой суммой действий этих легирующих добавок. Часто два добавленных компонента, реагируя друг с другом, образуют новое соединение, сообщающее новые свойства легируемой поверхности. Еще чаще третий добавляемый компонент изменяет растворимость второго компонента в первом, то уменьшая ее, то увеличивая. А с изменением растворимости одного компонента в других тесно связано изменение физико-механических свойств. Это дает основание предположить, что электроискровое легирование материалами с карбидообразующими элементами должно сказаться на величине ударной вязкости.

4.6. Выбор методики и обсуждение полученных результатов

Из многих существующих методов испытания на динамическую прочность стальных образцов был применен метод ударного изгиба надрезанного образца типа Менаже. Этот метод позволяет более точно оценить ударную вязкость с приближением к реальным условиям работы той или иной детали машин при динамических знакопеременных нагрузках.

Все образцы из нормализованной стали 45 изготавливались из одной партии металла, что дало возможность иметь более стабильные химические и механические свойства. Форма и размер образцов (10x10x50 мм) соответствовали ГОСТ 1060—64, но концентратор напряжения — выточка глубиной 2 мм при радиусе 5 мм был уменьшен. Изменение размеров концентратора было вызвано желанием уменьшить его влияние по отношению к влиянию легированного слоя. Кроме того, поверхность такого концентратора легко подвергается легированию.

Большое влияние оказывает направление рисок и царапин по отношению к растягивающим напряжениям. Поэтому концентратор напряжения перед легированием шлифовался до 7—8-го класса чистоты поверхности с таким расчетом, чтобы до минимума свести влияние царапин, рисок на ударную вязкость и тем самым более точно определить влияние материала электродов и режимов электроискрового легирования.

Образцы подвергались легированию на 1—5 режимах лабораторной установки с энергией импульса разряда соответственно от 1 до 5 Дж. Независимо от потребляемой при легировании мощности и материала электрода было принято одно удельное время обработки — 3,5—4 мин/см². Испытания на ударную вязкость производились на маятниковом копре Амслера (30 кгс.м) с расстоянием между опорами 40 мм. Повторяемость испытаний была семикратной.

После электроискрового легирования образцы разрушались на маятниковом копре. Затем они подвергались металлографическому исследованию. Ударная вязкость легированных образцов изучалась в зависимости от материала электрода и режимов легирования. Полученные результаты сравнивались с ударной вязкостью стального образца, не подвергавшегося легированию. Кроме того, ударная вязкость легированных образцов сопоставлялась между собой. После этого по известной формуле рассчитывалась величина ударной вязкости опытных и эталонных образцов. Результаты расчетов представлены в табл. 4.11 и на рис. 4.13.

Результаты опытов показали, что образцы, легированные нитридом, карбидом и диборидом циркония, имели аналогичные по характеру изломы (рис. 4.14 - 1-3). В этих образцах пластическое течение материала (сужение) начиналось с вершины концентраторов напряжений и заканчивалось на линиях излома с наибольшей концентрацией напряжения, то есть в центре концентратора. Это видно также из того, что пластическая деформация начиналась не с центра впадины концентратора, а с его вершины. Такой вид излома могут иметь легированные поверхности с большим пределом прочности.

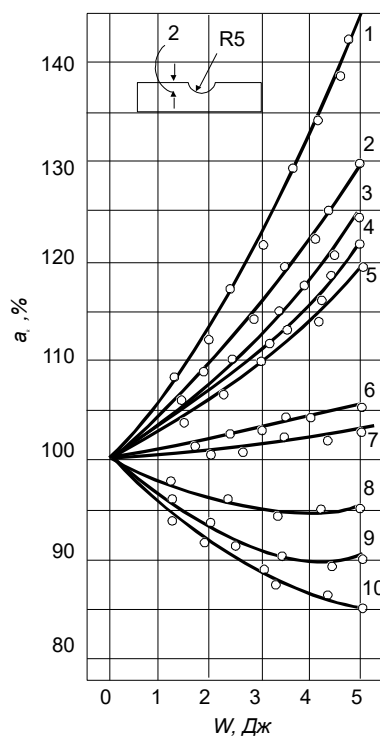


Рис. 4.13. Изменение ударной вязкости образцов в зависимости от режима легирования для нитрида циркония (1), карбида циркония (2), диборида циркония (3), карбида титана (4), графита (5), карбида ниобия (6), карбида хрома (7), диборида титана (8), твердого сплава Т15К6 (9), карбида бора с диборидом титана (10)



1



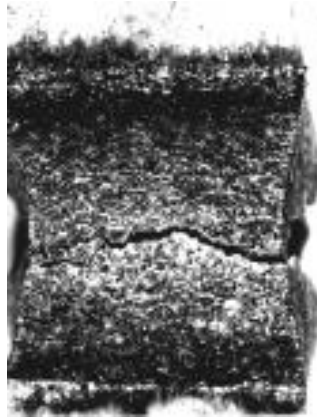
2



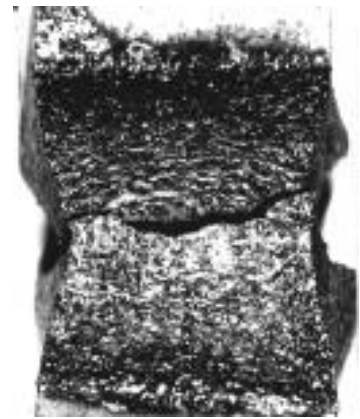
3



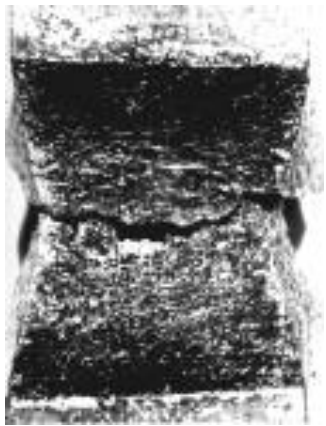
4



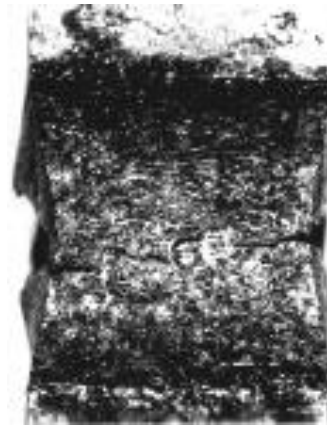
5



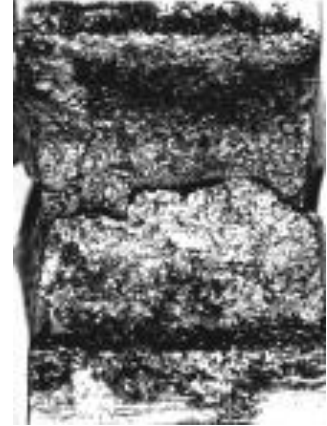
6



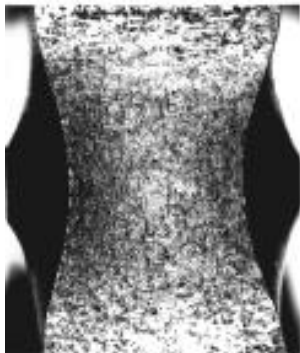
7



8



9



10

Рис. 4.14. Вид излома образцов из стали 45, легированной нитридом циркония (1), карбидом циркония (2), диборидом циркония (3), карбидом титана (4), карбидом бора (5), карбидом ниобия (6), карбидом хрома (7), диборидом титана (8), твердым сплавом Т15К6 (9); эталонный образец из стали 45 без легирования (10)

Вид излома образцов, которые легировались карбидом титана, ниобия, хрома, диборидом титана, карбидом бора и твердым сплавом Т15К6, имеет одинаковый характер (рис. 4.14 — 4—9). Разница заключается лишь в величине поперечника деформации и начале пластического течения материала от вершины концентратора напряжений.

У образцов, подвергнутых электроискровому легированию карбидом титана и графитом, поперечник деформации равнялся 7,86—8,28 мм. Наибольшее отклонение от последних имели образцы, легированные карбидом ниобия и хрома. В то же время образцы, которые легировались диборидом титана, твердым сплавом Т15К6 и карбидом бора, имели ширину концентратора напряжения, мало отличающуюся от первоначальной ширины. Разница этих величин колебалась в пределах 0,7—1,1 мм.

Полное разрушение и незначительное отличие концентратора от первоначальной ширины было только у тех образцов, легированный слой которых мог иметь повышенную величину прочности с одновременным снижением пластичности.

Кривые первой области образованы нитридом, карбидом и диборидом циркония, карбидом титана и графитом. Для этой области характерно большое увеличение ударной вязкости с повышением энергии импульса.

Из рис. 4.13 видно, что кривые всех испытуемых материалов связаны пропорциональной зависимостью с энергией импульса. Кроме того, кривые можно сгруппировать и разделить на три области. Необходимо также отметить общую характерную особенность для всех материалов электрода из тугоплавких соединений, которая выражается в том, что с повышением ударной вязкости легированного образца сохраняется высокая микротвердость его поверхности.

Таблица 4.11. Ударная вязкость образцов в зависимости от материала электрода и энергии импульса при электроискровом легировании

Материал легирующего электрода	Средняя величина изменения ударной вязкости по режимам				
	1-й	2-й	3-й	4-й	5-й
Сталь 45 (эталон)	100	-	-	-	-
Нитрид циркония	108	112	120	135	140
Карбид циркония	105	108	115	125	130
Диборид циркония	102	107	113	118	125
Карбид титана	102	107	112	116	122
Графит ЭГ-2	102	106	110	114	120
Карбид ниобия	101	102	103	104	106
Карбид хрома	100	101	102	103	104
Диборид титана	98	96	95	94,8	85
Сплав Т15К6	97	94	90	89,8	90
Карбид бора с диборидом титана	95	91	88	86	85

Известно, что цирконий, введенный в небольших количествах (0,1%) в сталь, значительно повышает ее твердость и вязкость [173].

Это положение можно в какой-то мере отнести и к соединениям, имеющим в своем составе 50% циркония. Поэтому повышение ударной вязкости стали при легировании ее электродами из соединений циркония объясняется увеличением динамических прочностей поверхностных слоев легированных образцов. Карбид титана по своим физико-механическим свойствам имеет много общего с соединениями циркония и их характеристики (кристаллическая структура, период решетки, микротвердость, теплопроводность, термический коэффициент линейного расширения, модуль упругости, предел прочности и теплоемкость) незначительно отличаются друг от друга. В связи с

этим есть основание предположить, что и причины, вызывающие повышение ударной вязкости, усталостной прочности и внутренних напряжений, будут у них общими. Правда, карбид титана повышает ударную вязкость на 122%, а карбид циркония — на 140%. Это и есть небольшая разница в физико-механических свойствах, которые приводят к несущественным различиям ударной вязкости образцов.

Для области, ограниченной кривыми 6 и 7, характерна меньшая интенсивность ударной вязкости, но и здесь с увеличением энергии импульса ударная вязкость также растет. Повышение ударной вязкости стали при легировании ее поверхности электродом из карбида хрома с 15% никеля можно объяснить тем, что никель обладает большей теплопроводностью, чем основной металл. В связи с этим наносимый слой аккумулирует большую часть энергии теплового поля и тем самым увеличивает время воздействия энергии. На счет этих факторов появляется слабо выраженный отпущенный слой при сохранении высокой твердости поверхностного слоя.

Карбид ниобия при высоких температурах соединяется с азотом, образуя нитриды [219]. С другой стороны, азот как легирующий элемент при электроискровом легировании стали способствует сохранению аустенита при более низких температурах. Об этом свидетельствуют и данные рентгеноструктурного и химического анализов (табл. 11 и 24 из работы [10]), которые показывают, что большое количество всего аустенита легированного слоя приходится на диффузионную зону. Следовательно, повышение ударной вязкости стали после легирования ее карбидом ниобия можно объяснить наличием высоколегированного аустенита, который повышает предел прочности без снижения пластичности.

Третья область (см. рис. 4.13) ограничена кривыми 8—10, которые были получены после испытания на маятниковом копре образцов, предварительно легированных электродами из диборида титана, сплава Т15К6 и карбида бора. Кривые показывают, что область расположена ниже горизонтальной прямой, которая соответствует эталонному образцу и составляет 100% ударной вязкости (рис. 4.14 — 10).

Кроме того, при увеличении энергии импульса разряда у образцов, легированных диборидом титана и сплавом Т15К6, ударная вязкость сначала падает, а затем несколько повышается. У образцов, легированных карбидом бора, также снижается ударная вязкость с повышением энергии импульса электроискрового разряда.

Установлено, что самое большое понижение усталостной прочности получили образцы, подвергнутые легированию диборидом титана и сплавом Т15К6. Кроме того, на величину ударной вязкости влияет чистота поверхности выточек.

Таким образом, снижение ударной вязкости образцов после электроискрового легирования диборидом титана, карбидом бора и сплавом Т15К6 при всех режимах легирования можно объяснить значительным уменьшением пластичности легированного слоя при небольшом повышении предела прочности. Некоторое увеличение ударной вязкости образцов третьей зоны при энергии импульса 4—5 Дж, по-видимому, связано с увеличением вязкости некоторых фаз легированного слоя.

4.7. Гидроабразивная стойкость и причины ее повышения

Создание сплавов с высокой стойкостью в условиях гидроабразивного износа — задача большого народнохозяйственного значения. Особенно остро стоит эта проблема в гидромашиностроении и, в частности, гидротурбостроении. Там применяется много способов гидроабразивной стойкости и наиболее эффективным считается создание гидротурбин из высоколегированных аустенитных сталей и цветных сплавов.

Однако стремление найти более простые пути повышения гидроабразивной стойкости уже давно приводило к поискам возможности применения каких-либо защитных покрытий (металлических или неметаллических), поверхностного легирования и упрочнения механическим, термическим или химико-термическим способом. Все эти способы имеют то преимущество, что тело самого изделия может быть изготовлено из обычной конструкционной стали, обеспечивающей необходимый уровень механических свойств. При этом покрытие должно обладать необходимой гидроабразивной стойкостью, надежным сцеплением с основным металлом и не должно снижать конструкционной прочности изделия.

Л.А. Гликманом [220], С.П. Козыревым [221], И.Н. Богачевым и Р.И. Минцем [222], М.Г. Темербулатовым и П.П. Богарниковым [223] были проведены работы по исследованию сравнительной гидроабразивной стойкости большой группы чугунов, сталей, цветных сплавов, металлических и неметаллических покрытий. Это дало возможность установить гидроабразивную стойкость некоторых неметаллических, металлических и комбинированных покрытий с целью их применения в качестве защиты от гидроабразивного эрозионного воздействия.

В работе [220] отмечено, что электролитическое хромовое покрытие в 3—5 раз увеличивает стойкость среднеуглеродистых сталей. Азотирование специальных сталей (38ХНЮА и 38ХВФЮА) привело к значительному повышению гидроабразивной стойкости.

Исследования других авторов [224, 225] показали, что стойкость хромоникелевого сплава значительно увеличивается в результате изотермической обработки при 650°C. Наиболее резко повышается гидроабразивная стойкость хромомарганцевого сплава Х24Г12. Восстановленные способом электронаплавки износостойкими электродами детали показали хорошую гидроабразивную стойкость. Наиболее устойчивой против гидроабразивного воздействия оказалась поверхность, наплавленная электродом КБХ (смесь карбидов, боридов хрома и железного порошка).

На основании работы [226] установлено, что гидроабразивная стойкость зависит не от коррозионного, а от механического фактора (микроудар), поэтому к выбору материала следует подходить по-иному. Как показано в работе [226], для повышения гидроабразивной стойкости важно, чтобы поверхностный слой металла представлял собой нестабильный аустенит для последующего его распада с образованием мартенсита. Основываясь на данном принципе, Р.И. Минц и М.Н. Разиков [227] разработали безникелевую аустенитную сталь типа 30Х10Г10, весьма стойкую против гидроабразивного разрушения.

Исследования [228] показали, что при применении изделий из обычных углеродистых сталей с наплавленным рабочим слоем из стали 30Х10Г10 их гидроабразивная стойкость увеличивается более чем в семь раз по сравнению с наплавленным металлом типа 1Х13 и Х13Н4Г9.

Таким образом, показана эффективность эксплуатации биметаллических деталей из дешевых материалов с рабочей поверхностью из износостойких сплавов.

До настоящего времени не решен вопрос о влиянии материала электрода на гидроабразивную стойкость металлических поверхностей. Работ по данной тематике мало, а имеющиеся исследования Л.А. Гликмана и Г.П. Иванова противоречивы. Так, Л.А. Гликман [220] указывает, что электроискровое легирование незначительно повышает гидроабразивную стойкость, которая одинакова для всех исследуемых им электродов (хромового и феррониобиевого). Повышение гидроабразивной стойкости при этом

наблюдалось только за первый час испытаний. Кроме того, в этой работе не указываются режимы электроискровой обработки и толщина нанесенного слоя.

Авторы [97, 229, 230] опровергают высказанное Л.А. Гликманом мнение о неэффективности повышения гидроабразивной стойкости методом электроискрового легирования и показывают возможность повышения этим способом гидроабразивной стойкости металлической поверхности. При электроискровом упрочнении твердым сплавом Т15К6 гидроабразивная стойкость слоя в 8,5 раза выше стойкости исходной стали, а при электроискровом легировании феррохромом стойкость повышается в 4,5 раза.

Сравнивая результаты гидроабразивных испытаний, полученных Л.А. Гликманом, с результатами Г.П. Иванова, можно отметить, что гидроабразивная стойкость стали марки 1Х13, прошедшей термическую обработку на одинаковую твердость, сопоставима. Вместе с тем гидроабразивная стойкость таких высоколегированных аустенитных сталей, как 1Х18Н9Т, ЭИ405, ЭИ481 и других, оказывается значительно ниже гидроабразивной стойкости слоев, полученных электроискровым легированием [229].

В опубликованной литературе нет достаточно полных данных о комплексном влиянии металлических и неметаллических элементов и среды на гидроабразивную стойкость легированной стальной поверхности. Не исследован вопрос о влиянии электрических параметров процесса легирования на гидроабразивную стойкость опытных образцов. Вместе с тем комплексное влияние входящих в легирующий электрод элементов должно существенно изменить гидроабразивную стойкость упрочненной поверхности стали и позволить еще более эффективно использовать данный метод для увеличения долговечности металлической поверхности.

4.8. Разработка методики испытаний и обсуждение полученных результатов

Гидроабразивная стойкость легированных образцов исследовалась на ударно-эрозионной установке, созданной в Лаборатории управления теплофизическими процессами Института прикладной физики АН РМ. Установка (рис. 4.15) состоит из диска 1, приводимого во вращение электродвигателем 2 с постоянным числом оборотов (3000 об/мин). На диске укреплялись два испытуемых образца 3. Диск помещен в закрытый кожух, во внутреннюю полость которого через сопло 4, расположенное по диаметру 400 мм, подается вода под постоянным давлением 0,25 кгс/см². Постоянство давления обеспечивалось применением водонапорного бака 5. Вода из водопровода поступала в бак, затем в водомер — к соплу. Диаметр отверстия сопла — 6 мм. Сопло расположено перпендикулярно к плоскости диска и в таком положении, чтобы образцы при вращении пересекали струю воды. Окружная скорость образца на уровне пересечения его струей воды составляла 66 м/с. При выбранных параметрах за один час испытания образцы получали около 360 000 ударов о струю воды. Для испытания применялась вода городского водопровода с добавлением абразива.

Сущность испытания заключалась в том, что многократное соударение вращающихся образцов о струю воды приводило к их заметному разрушению. При прочих равных условиях по величине разрушения этих образцов можно судить о гидроабразивной стойкости испытуемых покрытий. При этом чем меньше потери в массе, тем больше гидроабразивная стойкость.

Для исследования была выбрана сталь 45, из которой изготавливались образцы размером 20x10x10 мм.

Электроискровое легирование образцов осуществлялось на лабораторной установке при следующих электрических параметрах: напряжение — 50—60 В, сила тока — 10—15

А, средняя энергия импульса — 5 Дж. В качестве легирующих электродов служили карбиды титана, ниобия, циркония, хрома и дибориды титана и циркония. Для оценки разрушения был принят метод взвешивания на аналитических весах АДВ—200 М. Подготовленные образцы устанавливались на диск установки в специальное зажимное приспособление. После одного часа испытаний образцы снимались, протирались, сушились и взвешивались. Затем устанавливались новые образцы, которые испытывались уже два часа подряд. Далее устанавливались новые образцы на 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9 и 10 часов непрерывных испытаний.

Затем с образцов, прошедших испытание, делались поперечные шлифы для металлографического анализа и замера твердости соответствующих фаз. Повторяемость опытов была трехкратной. Результаты расчетов представлены на рис. 4.16 и сведены в табл. 4.12.

Анализ полученных результатов показывает, что металлические и неметаллические элементы электродов существенно влияют на гидроабразивную стойкость поверхности после ее упрочнения. Так, при электроискровом легировании карбидом титана стального образца его поверхностный слой приобретал гидроабразивную стойкость в 5,2 раза больше, чем исходная поверхность, не подвергавшаяся электроискровому легированию (рис. 4.16, кривые 1.7).

На рис. 4.16 представлена гидроабразивная стойкость легированных образцов после четырехчасового испытания в виде кривых и диаграмм и сопоставлена с микротвердостью их поверхностного слоя (длина стрелки соответствует величине микротвердости). Из рассмотрения кривых 1—7, соответствующих образцам из стали 45 (эталон) и образцам, легированным карбидом ниобия и циркония, диборидом циркония с 5% молибдена, диборидом титана, карбидом хрома с 15% никеля и карбидом титана, следует, что все они имеют одинаковый характер и по мере увеличения времени испытания потеря их массы увеличивается.

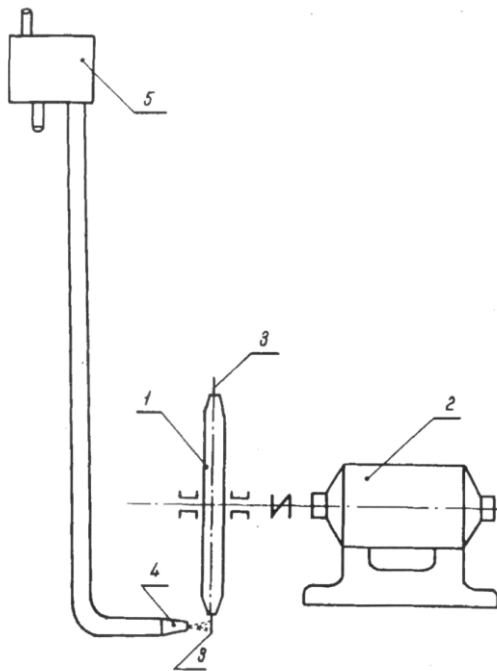


Рис. 4.15. Схема ударно-эрозионной установки (пояснения в тексте)

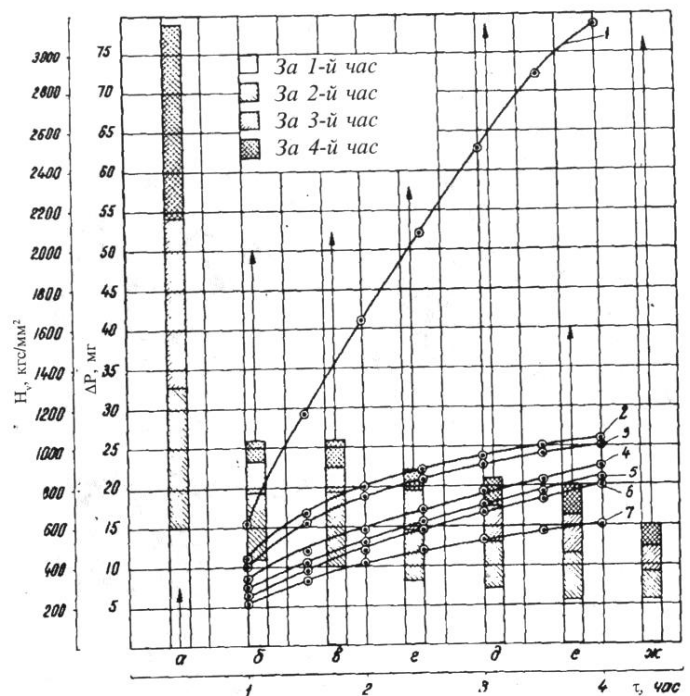
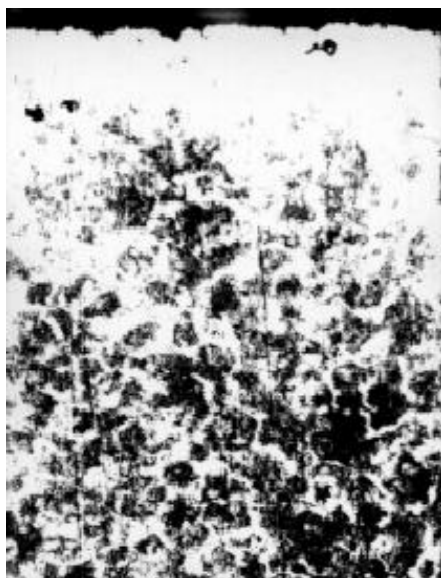
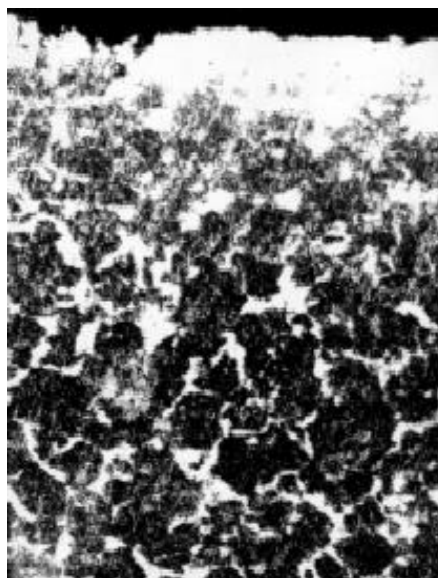


Рис. 4.16. Диаграмма и графики зависимости кавитационной стойкости от времени испытания:

1 — кривая 1 и а — сталь 45 (эталон), кривая 2 и б — карбид ниобия, кривая 3 и в — карбид циркония, кривая 4 и г — диборид циркония с 5% молибдена, кривая 5 и д — диборид титана, кривая 6 и е — карбид хрома с 15% никеля, кривая 7 и ж — карбид титана



а



б

Рис. 4.17. Микроструктура стали 45, легированной карбидом титана (а) и карбидом хрома с 15% никеля (б) после четырех часов испытаний на кавитационную стойкость (x300)

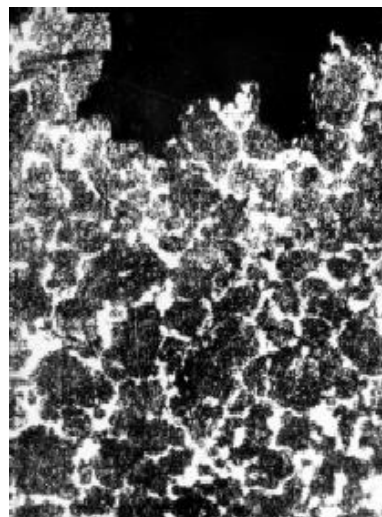


Рис. 4.18. Микроструктура стали 45, не подвергавшейся электрохромовому легированию, после четырех часов испытаний на кавитационную стойкость (x300)

На основании анализа данных диаграмм (рис. 4.16 — *а—ж*) и табл. 4.12 можно утверждать, что износ слоя, легированного любым из испытанных электродов, за первый час значительно больше, чем за последующее время. Так, суммарный износ за третий и четвертый часы испытания для слоев, легированных карбидом титана, циркония и ниобия, меньше, чем за первый час. Это можно объяснить тем, что шероховатость, будучи в начале испытаний довольно значительной, уменьшается при дальнейшем испытании.

После того, как шероховатость поверхностного легированного слоя с некоторого момента времени испытания начинает уменьшаться, причиной увеличения износа является различная степень легированности фаз поверхностного слоя.

Образцы, легированные карбидом титана и карбидом хрома с 15% никеля, имеют аналогичный характер разрушения. Разница заключается лишь в том, что образующиеся на их поверхности бороздки увеличиваются в размерах (рис. 4.17, *а, б*).

Образцы, которые не подвергались электрохромовому легированию, после того же времени испытания получили значительно большую зону разрушения как по площади, так и по потере массы (рис. 4.18). Наши исследования показали, что разрушение идет не за счет самих зерен, перлитных или ферритных, а за счет разрушения их межкристаллитных границ. Это видно на микрофотографии образца (рис. 4.17, 4.19, *а*), прошедшего

четырёхчасовое испытание. На ней характерно выражены отдельные фазы и их границы, а также характер разрушения.

Таблица 4.12. Результаты гидроабразивного износа легированных образцов

Материал легирующего электрода	Микротвердость поверхностного слоя, кгс/мм ²	Средняя потеря массы при испытании, мг				
		за 1-й час	за 2-й час	за 3-час	за 4-й час	Общая за четыре часа
Сталь 45 (эталон)	380	15,6	17,3	21,1	25,4	79,4
Карбид титана	1950	6,2	3,0	3,5	2,5	15,2
Карбид хрома с 15% никеля	1450	6,5	5,0	4,2	3,8	19,5
Диборид титана	2900	7,1	6,0	4,5	3,5	21,1
Диборид циркония с 5% молибден	2100	8,0	5,9	4,0	4,0	21,9
Карбид циркония	2050	10,1	9,5	3,2	3,0	25,8
Карбид ниобия	1850	11,0	8,1	3,9	3,0	26,0

Соотношение гидроабразивной стойкости и микротвердости легированных поверхностей для испытываемых материалов находится в прямо пропорциональной зависимости, за исключением поверхности, легированной карбидом хрома. Микротвердость ее получается меньше, чем после легирования диборидом титана, тогда как гидроабразивная стойкость их почти одинакова (рис. 4.16, е, д; кривые 5 и б).



Рис. 4.19. Микроструктура стали 45, легированной диборидом циркония с 5% молибдена, и пораженные участки верхнего слоя после четырех часов испытаний на кавитационную стойкость (x300)

В работе У. Муссона [231] отмечается, что с повышением твердости снижается гидроабразивное сопротивление чугуна. У углеродистой стали повышение твердости не вызывает заметного изменения потери массы, а у высоколегированных сталей увеличение твердости всегда сопровождается повышением гидроабразивной стойкости. Проведенные нами металлографические анализы показали, что упрочненный слой представляет собой высоколегированную смесь (карбидов соответствующих металлов и закалочных фаз) [100]. Результаты гидроабразивных испытаний дают право заключить, что полученный эффект после электроискрового легирования материалами тугоплавких соединений хорошо согласуется с выводами У. Муссона об увеличении гидроабразивной стойкости высоколегированной стали. В той же работе отмечается, что после термической обработки сопротивление гидроабразивному разрушению растет с повышением твердости. Так, для нержавеющей стали, содержащей 0,12% С, приводится следующее уменьшение объема образца в зависимости от твердости по Бринеллю: твердость (НВ), кгс/мм²: 142, 219, 285, 401; уменьшение объема, мм³: 46,7, 20,3, 8,3, 3,5.

В нашем случае увеличение микротвердости легированной поверхности объясняется не только изменением твердости образца за счет изменения самих кристаллитов, но и за счет изменения физико-химических свойств межкристаллитных границ. Это, по-видимому, связано с тем, что часть процесса комплексного легирования идет главным образом на упрочнение границ межкристаллитных зон за счет преобладания реактивной диффузии над активной.

Работами исследователей [223, 224, 229, 232] установлено, что гидроабразивная стойкость аустенитно-ферритных сталей в первую очередь зависит от наличия аустенита и мартенсита.

Проведенные нами металлографические и рентгеноструктурные исследования показали, что в упрочненном слое имеется высоколегированный дисперсный мартенсит и остаточный аустенит. Эти структуры характеризуются мелкозернистым строением и их периметр на каждое зерно в межкристаллитных зонах растет с увеличением самих кристаллитов. Наличие в легированном слое такой структуры препятствует пластической деформации и хрупкому разрушению при ударе потока жидкости.

Расположение кривых рис. 4.16 подтверждает полное соответствие с данными структурного анализа исследуемых легированных поверхностей образцов и представлениями о роли мартенсита, аустенита и их дисперсности и легированности.

Таким образом, полученные нами результаты хорошо согласуются с теоретическими положениями, изложенными в работах У. Муссона [231], И.Н. Богачева, М.Г. Темербулатова, Р.И. Минца.

4.9. Износостойкость и основные факторы ее повышения

На долговечность деталей машин основное влияние оказывает их износостойкость. Правильный подбор сопряженных пар трения способствует продлению работоспособности машин и уменьшению количества дорогостоящих ремонтов. В последние годы много внимания уделяется вопросам трения и износа, однако разными авторами они трактуются по-своему и до сих пор не создано еще единой теории.

И.В. Крагельский [233] в процессе износа выделяет три следующих друг за другом этапа: 1) в результате взаимодействия поверхностей образуются фрикционные связи; 2) за счет деформации и увеличения температуры фрикционные связи некоторое время сохраняются; 3) с нарушением фрикционной связи происходит разрушение поверхностей трущихся деталей. Основными причинами износа И.В. Крагельский считает усталость

поверхностных слоев и хрупкость, создаваемые при повторных пластических деформациях.

А.С. Радчик [234] установил, что поверхность истирания испытывает сжимающие и растягивающие напряжения. Эта знакопеременная нагрузка ведет к усталостному разрушению поверхности.

Когда трущиеся детали имеют на своих поверхностях смазку, интенсивность износа зависит от скорости скольжения и удельного давления. М.М. Хрущов [235] указывает, что при повышении скорости и давления от определенных величин происходит резкое увеличение темпа линейного износа.

В настоящее время существует несколько классификаций видов износа, они схожи между собой и обусловлены лишь нарушением определенного вида фрикционных связей. Так, Б.И. Костецкий [236] установил следующие виды износа: окислительный, тепловой, абразивный и осповидный.

Из литературных источников следует, что влияние многих факторов на величину износостойкости изучено недостаточно. При исследовании электроискровых слоев повышение износостойкости многие авторы объясняют разными причинами. Это естественно, так как на величину износостойкости влияют условия работы поверхности, выбранный вид трения, качество сопряженной детали и, наконец, технологический процесс легирования.

Причинами повышенной износостойкости электроискровых поверхностей при одинаковых материалах электрода и изделия Н.И. Лазаренко считает азотирование и изменение структуры. При разных материалах к этим причинам добавляется влияние химического состава легирующего электрода. Так, по опытным данным Н.И. Лазаренко [74] при легировании стали У8 сплавом Т15К6 износостойкость увеличивается в 4,5 раза (испытание велось трением о диск из твердого сплава Т15К6 со смазкой керосином).

В работе А.В. Поляченко [70] приведены некоторые зависимости увеличения износостойкости от применяемой технологии электроискрового упрочнения. В частности, автор рекомендует наносить тонкие слои и на режимах с меньшей энергией импульса, так как они получаются более плотными и менее хрупкими. Результаты проведенных им лабораторных испытаний в условиях сухого трения показали, что износостойкость образца, упрочненного твердым сплавом Т15К6, в 5,3 раза больше износостойкости цементированного образца.

Применяя различные электродные материалы, В.И. Смирнов [237] установил, что износостойкость поверхностного слоя образцов из сталей Р18 и У10, легированных электродами из сплава Т15К6, в два раза выше, чем легированных графитом.

А.В. Алексеев и Л.Я. Попилов [238], основываясь на данных эксплуатации упрочненного электроискровым способом деревообрабатывающего инструмента, придерживаются мнения, что коэффициент повышения износостойкости зависит в основном от исходной твердости инструмента.

Для упрочнения деталей машин, имеющих износ от истирания, Г.П. Иванов [68] рекомендует электроды на хромовой основе (феррохром и азотированный хром), дающие большую глубину слоя упрочнения, достаточную его твердость и необходимую вязкость, что в итоге обеспечивает высокую износостойкость. Лабораторные испытания при трении качения со скольжением показали, что износостойкость упрочненных образцов по сравнению с неупрочненными увеличивается при легировании феррохромом в три раза, а при легировании белым чугуном — в шесть раз. Эти данные подтверждены эксплуатационными испытаниями бандажей паровозов, лемехов, плугов и других деталей.

Как видно из приведенных данных, при исследовании износостойкости применялись почти одни и те же материалы электродов, но использовались разные методы определения износа. Есть, правда, данные [71], что износостойкость металлокерамических твердых сплавов в 15—50 раз выше износостойкости инструментальных и легированных сталей лучших сортов. Однако эти данные, на наш взгляд, требуют конкретизации и повторной проверки. Кроме того, в литературе отсутствуют данные об износостойкости поверхностных слоев, легированных сплавами тугоплавких соединений, не сравнены результаты испытаний на абразивный износ и с применением смазки.

4.10. Выбор методики испытаний при абразивном трении и обсуждение полученных результатов

Абразивному износу подвержены многие детали современных машин, особенно сельскохозяйственных и дорожных. В условиях работы в абразивной среде многие материалы рабочих органов не являются достаточно износостойкими. А так как износу подвергаются поверхностные слои, а не детали в целом, то крайне важно повышение именно износостойкости поверхностных слоев.

Электроискровое легирование (нанесение сплавов на поверхность) образцов для испытания на абразивный износ производилось нами как на серийной установке ЭФИ—ЭЛЕКТРОМ, выпускаемой Опытным заводом Института прикладной физики АН РМ, так и на экспериментальной установке [239]. Микроструктура и микротвердость исследовались на металлографическом микроскопе МИМ—8М и твердомере ПМТ—3. Испытания образцов на абразивный износ проводились на машине трения Х4—Б по методике, предложенной М.М. Хрущовым и М.А. Бабичевым [240]. Образцы изготавливались из стали 45 диаметром 2 мм на токарном станке.

Исследовались различные материалы электрода: карбид бора, диборид циркония, карбид хрома, карбиды титана, титано-кобальтовый сплав, карбид циркония, нитрид циркония, карбид ниобия, графит, сормайт, стеллит. хастеллой Д. На диск машины трения укреплялась наждачная бумага зернистостью 240, листы которой менялись для каждого образца. Износ образцов оценивался на аналитических весах АДВ—200 М с точностью до 0,1 мг. Определение износа методом взвешивания принято потому, что испытывались легированные образцы, а не целые материалы. Диаметр диска составлял 250 мм, скорость его вращения была постоянной — 60 об/мин.

Вся длина спирали, являющаяся следом пути трения центра поверхности образца на диске, была разделена на пять зон с расчетом получения в каждой зоне пути трения длиной 6 м. Интервал между конечным радиусом одной зоны и начальным радиусом другой зоны составлял 1 мм. Наименьший радиус в начале испытания 15 мм.

Расчет производился следующим образом:

а) Радиальная подача на один оборот диска

$$a = \frac{t_x \cdot i_m}{i_x} = \frac{3 \cdot 14}{42} = 1 \text{ мм/об}$$

где $t_x = 3$ мм — шаг ходового винта; $i_m = 28/2 = 14$ — передаточное число червячной передачи ведущий вал—ходовой винт (шток); $i_x = 42/1 = 42$ — передаточное число червячной передачи ведущий вал—шпиндель.

б) Длина спирали, отсчитываемая от ее начала,

$S = \pi \cdot r^2 / a$, где r — радиус спирали,

в) суммарное число оборотов диска: $N = r/a$;

г) Суммарное число оборотов ведущего вала: $N_b = r/a \cdot i_m$;

д) Средняя скорость при трении: $V_{cp} = \pi (r' + r'') \cdot n$, где r' и r'' — радиусы, соответствующие началу и концу спирали в данной зоне трения; n — скорость вращения диска.

По расчетным формулам была составлена табл. 4.13, в которой данные представлены, поясняющие условия трения для всех пяти зон. Длина пути трения ($S'' - S'$) для всех зон трения равна 6 м.

Таблица 4.13. Расчетные данные условий абразивного трения образцов для пяти зон

Зона трения	Радиусы пути трения		Суммарное число оборотов				Длина спирали от центра		Средняя окружная скорость, м/мин
			диска		вала				
	в начале зоны	в конце зоны	в начале зоны	в конце зоны	в начале зоны	в конце зоны	в начале зоны	в конце зоны	
А	15,00	46,85	15,00	46,85	210	656	0,707	6,925	12,4
Б	47,85	65,68	47,85	65,68	670	920	7,193	13,533	21,6
В	66,68	80,65	66,68	80,65	934	1129	13,968	20,431	27,8
Г	81,65	93,56	81,65	93,56	1143	1310	20,945	27,500	33,2
Д	94,56	105,13	94,56	105,13	1324	1472	28,089	34,716	37,7

Из табл. 4.13 видно, что используется вся поверхность шкурки, причем на большей ее части по каждой точке абразивной поверхности образец или эталон проходят два раза, так как диаметр 2 мм, а его радиальная подача 1 мм. Более многократное прохождение образца по одной и той же поверхности шкурки нецелесообразно в связи с тем, что поверхность шкурки по мере увеличения пути трения значительно истирается.

Положение начала и конца каждой зоны определялось с помощью суммарного стрелочного счетчика оборотов червячного вала, который вращался в 14 раз быстрее диска. Наши вычисления (табл. 4.13) показывают, каким показаниям счетчика соответствуют начало и конец каждой зоны трения.

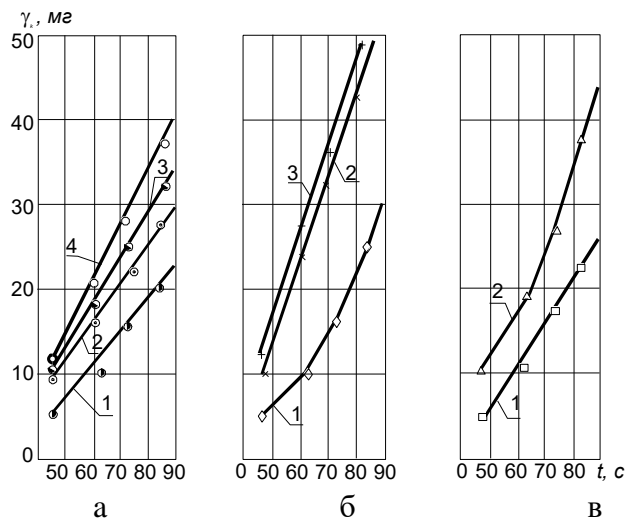


Рис. 4.20. Зависимость величины износа легированной поверхности ролика из стали 45 от времени испытания: а: 1 — дибориды титана (67% TiB₂), 2 — карбидом титана (70% TiC), 3 — то же (79,5% TiC), 4 — то же (67% TiC). б: 1 — диборидом циркония (ZrB₂), 2 — карбидом циркония (ZrC), 3 — нитридом циркония (ZrN). в: — карбидом хрома (Cr₃C₂ + 15% Ni), 2 — карбидом хрома (Cr₃C₂)

Начальному положению образца в зоне А, когда он находился на радиальном расстоянии $r' = 15$ мм от оси диска (от оси цилиндрического образца до оси диска), соответствует показание стрелки счетчика $N_b = 210$. Этот способ определения начала и

конца пути трения образца точнее другого способа определения начала и конца по величине радиального перемещения образца, применяемого иногда в подобных случаях.

Опыт проводился в следующем порядке. На диске закреплялся при помощи пружины вырезанный по кругу лист абразивной шкурки. Головку штока устанавливали в исходное положение путем вращения диска до показания стрелочного счетчика — 210.

Образцы после электроискрового легирования не шлифовались, так как поверхности получались достаточно ровными и гладкими. Образцы вставлялись в цапфу державки. Последняя устанавливалась в отверстие головки штока. На державку накладывался груз (300 г), что соответствовало удельной нагрузке $9,55 \text{ кгс/см}^2$. После этого включался электродвигатель и давалось такое суммарное число оборотов ведущему валу, которое соответствовало перемещению образца по поверхности диска на пути трения длиной 6 м. Когда число оборотов вала достигало 656, мотор выключался и образец вынимался и взвешивался на весах. Затем электродвигатель включался до достижения 670 оборотов вала, что соответствовало началу зоны Б. Далее процесс повторялся пять раз до показания счетчика 1472 оборота. Образец в каждой зоне поворачивался на 90° относительно его начального положения. С этой целью на державке и образцах делались метки. Результаты испытания образцов приведены в табл. 4.14.

Таблица 4.14. Результаты износостойкости образцов, легированных электроискровым способом карбидами, диборидами, нитридами тугоплавких соединений

Номер образца	Материал электрода	Величина износа, мг	Уменьшение износа по сравнению с эталоном (раз)	Средняя микротвердость, кгс/мм ²
1	Сталь 45 закаленная (эталон)	161,0	-	430
2	Диборид титана (67% TiB ₂)	20,03	8	3320
3	Диборид циркония с 5% молибдена	21,25	7,6	2250
4	Карбид хрома с 15% никеля	24,39	6,6	1470
5	Карбид титана (70% TiC) с 30% железа	26,59	6,1	2750
6	Карбид бора	28,62	5,6	3300
7	Карбид хрома	29,31	5,5	1400
8	Карбид титана (79,5% TiC)	32-33	5,0	2850
9	Карбид титана (67% TiC) с 33% стали 1X18H9T	34,52	4,7	2800
10	Сплав Т15К6	34,50	4,7	2600
11	Карбид циркония	40,25	4,0	2130
12	Карбид ниобия	45,63	3,5	2000
13	Нитрид циркония	49,50	3,3	1480

Как видно из табл. 4.14, дибориды титана, циркония и карбид хрома с 15% никеля увеличивают износостойкость легированных ими поверхностей в 7—8 раз по сравнению с износостойкостью закаленной стали 45. И даже самые худшие сплавы увеличивают износостойкость в 3,5—4 раза.

Таким образом, износостойкость поверхностных слоев металла, легированных сплавами тугоплавких соединений переходных металлов, возрастает в 4—8 раз по

сравнению с износостойкостью закаленной стали 45 и в значительной степени зависит от материала легирующего электрода.

На рис. 4.20, *а* приведены зависимости износа легированных образцов от времени износа для диборида титана (67% TiB_2), карбида титана (70% TiC), карбида титана (79,5% TiC), карбида титана (67% TiC).

Как показали результаты исследования, наибольшую абразивную износостойкость имеют поверхностные слои, легированные диборидом титана, которые обладают в 1,3—1,7 раза большей износостойкостью, чем легированные карбидом титана. Высокую износостойкость диборида титана можно объяснить активной способностью бора образовывать с азотом воздуха и углеродом при высоких температурах очень твердые и стойкие нитриды и карбиды бора.

Износостойкость карбидов титана определяется содержанием карбидов. Даже если в состав одного из электродов входило железо (30%) при 70% TiC , а в другой электрод — специальная высоколегированная сталь 1X18H9T (33%), но с меньшим содержанием карбида титана (67%), то большую износостойкость имели те поверхности, которые легировались электродами с большим содержанием карбида титана [116, 149]. С другой стороны, стойкость против истирания легированных слоев карбидом титана можно объяснить еще и значительной растворимостью титана в стали. Известно, что с повышением температуры растворимость титана возрастает и при температуре 1295°C она достигает 6% [151], что подтверждается большой микротвердостью (1790 кгс/мм²), полученной в наших исследованиях в пределах диффузионной зоны [241].

Кроме карбида титана износостойкость зависит от связующего материала. Так, поверхности после легирования электродами, состоящими из карбида титана (79,5%) и 18% общего углерода, карбида титана (67%) и 33% жаропрочной стали, показали абразивную износостойкость несколько ниже по сравнению с теми поверхностями, которые легировались электродами, состоящими из карбида титана (70%) со связкой железа (30%) [100]. Это явление, вероятно, можно объяснить разным количеством углерода в связке.

На рис. 4.20, *б* показаны зависимости абразивного износа поверхностных слоев металла от времени износа для диборида циркония (ZrB_2), карбида циркония (ZrC), нитрида циркония (ZrN). В данном случае наибольшую износостойкость имеют поверхностные слои, легированные диборидами циркония. Это указывает на повышенную износостойкость слоев металла, легированных соединениями бора [100]. Кроме того, в состав диборида циркония входит 5% молибдена, который придает ему повышенную твердость и износостойкость.

Поверхности, легированные карбидом и нитридом циркония, показали разную износостойкость. Поверхности, которые легировались карбидом циркония, имели несколько большую износостойкость, чем те, которые обрабатывались нитридом циркония. Это объясняется тем, что микротвердость карбида циркония значительно выше, чем нитрида циркония.

На рис. 4.20, *в* приведена зависимость величины абразивного износа от времени износа для карбида хрома ($Cr_3C_2+15\%Ni$), карбида хрома (Cr_3C_2).

Испытаниями установлено, что электроды из карбида хрома с добавкой никеля способствуют большому переносу металла, чем электроды из одного карбида хрома. Износостойкость поверхностных слоев, легированных карбидом хрома, в 1,7—2 раза выше, чем при легировании карбидом и нитридом циркония.

Металлографические исследования образцов, легированных электроискровым способом, показали, что между основным металлом и нанесенным слоем не наблюдается

видимой границы. Отсутствуют скалывания, отслоения легированного слоя. В некоторых случаях отмечено наличие в слоях небольшого количества микрогазовых пузырей [45].

Следовательно, для получения стойких против абразивного истирания поверхностей любых токопроводящих материалов можно с успехом применять электроискровое легирование электродами из тугоплавких соединений переходных металлов с неметаллическими компонентами. Лучшей износостойкостью обладают поверхности, легированные диборидами титана, циркония и карбидами хрома и титана.

4.11. Выбор методики испытания образцов при полужидкостном трении и обсуждение полученных результатов

Испытание проводилось на машине трения типа СМЦ-2. Для проведения опытов изготавливались образцы — ролики диаметром 37 мм из стали 45. Материал колодочки — чугун марки СЧ—24—44. Выбор в качестве материала сопряженной детали чугуна обусловлен тем, что он лучше, чем другие материалы, сохраняет свои свойства в процессе трения и является одним из распространенных материалов в машиностроении.

Эталонные образцы подвергались закалке. Шлифование экспериментальных образцов после легирования производилось с целью проверки износостойкости диффузионного слоя и оценки в целом износостойкости легированного слоя. Образцы после шлифования имели 7—8-й класс чистоты. Значения микротвердости образцов определялись как средние из пяти замеров.

Для проведения испытаний был принят следующий режим: удельное давление — 75 кгс/см^2 , скорость взаимного перемещения — $5,34 \text{ м/с}$, повторяемость каждого опыта — трехкратная. Длительность каждого цикла испытания на основании предварительных опытов, поставленных в порядке отработки методики, устанавливалась 4 часа. Для смазки трущихся поверхностей применялось дизельное масло ДП-11. Подача смазки к трущимся поверхностям производилась с помощью стеклянного баллона с притертым краном. Количество подаваемой смазки (30 капель в минуту) регулировалось с помощью специально изготовленной пипетки, которая калибровалась в соответствии с высотой масляного столба и сечением выходного отверстия крана стеклянного баллона.

В качестве материалов для легирования экспериментальных образцов были использованы те же электроды, что и для легирования образцов для истирания об абразивную поверхность. Это дало возможность сопоставить износостойкость легированных поверхностей при абразивном износе и со смазкой, и между собой.

Электроискровое легирование осуществлялось на лабораторной установке [239]. Режимы легирования аналогичны режимам, применявшимся для образцов на износ об абразивную поверхность. Выбор одних и тех же режимов для двух видов испытаний на

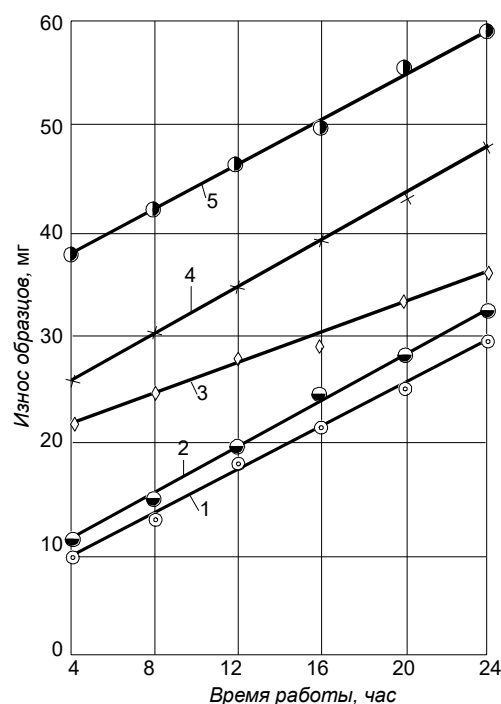


Рис. 4.21. Зависимость величины износа легированной поверхности ролика из стали 45 от времени испытания:

1 — диборидом титана с карбидом бора ($\text{TiB}_2 + \text{B}_4\text{C}$), 2 — диборидом титана (TiB_2), 3 — карбидом титана (TiC), 4 — диборидом циркония (ZrB_2), 5 — карбидом ниобия (NiC)

износостойкость сделан для того, чтобы свести до минимума посторонние факторы и полученные результаты исследований рассматривать только с точки зрения влияния на износостойкость легирования поверхности металлических и неметаллических компонентов, входящих в состав электродов.

Анализ работ по данному вопросу показал, что имеется небольшое количество исследований по изнашиванию поверхностного слоя, в частности, влияния материала электрода на износостойкость упрочненной поверхности. Однако при изучении износостойкости легированного слоя применялись главным образом некарбидообразующие материалы. Поэтому многие вопросы износостойкости поверхностного слоя после легирования его карбидообразующими материалами остаются нерешенными.

Исследование влияния материалов электродов из тугоплавких соединений типа карбидов и боридов некоторых переходных металлов на износостойкость стальной поверхности после обработки ее электроискровым способом — сложная задача, требующая выполнения ряда самостоятельных работ.

В настоящем разделе ставится цель исследовать влияние материала электрода на износостойкость легированной поверхности и выработки на их основании некоторых практических рекомендаций для выбора материалов легирующего электрода и технологии при упрочнении поверхностей деталей, работающих в условиях, близких к реальным.

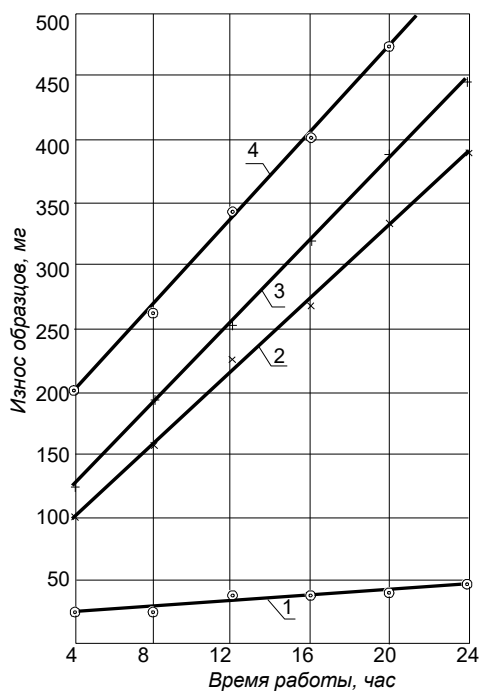


Рис. 4.22. Зависимость величины износа пары трения ролика и колодки от времени испытания

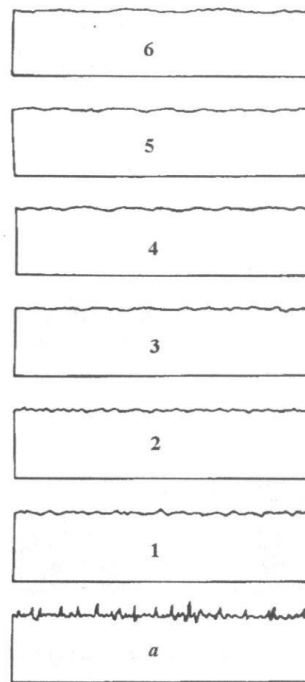


Рис. 4.23. Трибограммы, снятые с поверхности сопряженной пары образцов во время испытаний: а — приработка; 1—6 — циклы испытаний

На первом этапе исследовалась взаимосвязь между износостойкостью и твердостью легированной поверхности при абразивном трении. Эти исследования должны были определить место каждого исследуемого материала электрода в ряду других известных материалов.

Условия проведения испытаний при трении об абразивную поверхность весьма далеки от условий реальной эксплуатации деталей. С целью некоторого приближения работы легированной поверхности к условиям эксплуатации предусматривается проведение

исследований взаимосвязи между износостойкостью упрочненной поверхности и ее твердостью при трении со смазкой в паре с чугуном. Согласно методике испытаний составлена табл. 4.15, в которой сведены данные, поясняющие условия трения для всех шести циклов.

Анализ полученных данных показал, что оценку износостойкости легированных поверхностей хорошо характеризует наклон кривых износа к оси абсцисс. Так, тангенс угла наклона кривой 5 износа ролика, легированного карбидом ниобия, равен 0,66, тогда как тангенс угла наклона кривой 3 износа ролика, легированного карбидом титана, значительно меньше и равен 0,08 (рис. 4.21). Ролики, легированные диборидом титана с карбидом бора (кривая 1) и диборидом титана (кривая 2), имеют высокую износостойкость по сравнению с роликом, легированным карбидом ниобия (кривая 5), тогда как диборид циркония (кривая 4) значительно уступает по износостойкости дибориду титана с карбидом бора и без него (рис. 4.21).

Интенсивность износа колодочек, работающих в паре с легированными роликами и с эталоном, также имели разные тангенсы угла наклона (рис. 4.22). Так, колодочка (кривая 4), работающая в паре с роликом, легированным карбидом титана (кривая 1), имела тангенс угла наклона, равный 0,87, тогда как колодочка (кривая 3), работающая в паре с нелегированным роликом (кривая 2) — эталон — имела тангенс угла наклона, равный 0,93. Это объясняется разными коэффициентами трения пар.

Работу трущихся пар хорошо характеризует трибограмма. На рис. 4.23 представлены трибограммы, записанные при проведении испытаний по всем шести циклам установившегося износа и приработки опытных образцов. Видно, что при приработке опытных образцов наблюдаются резкие скачки момента трения (рис. 4.23). При дальнейшей работе они уменьшаются и, начиная со второго цикла, становятся все меньшими, а с третьего цикла и до конца работы пар трение происходит при незначительном (6,5—7) моменте трения.

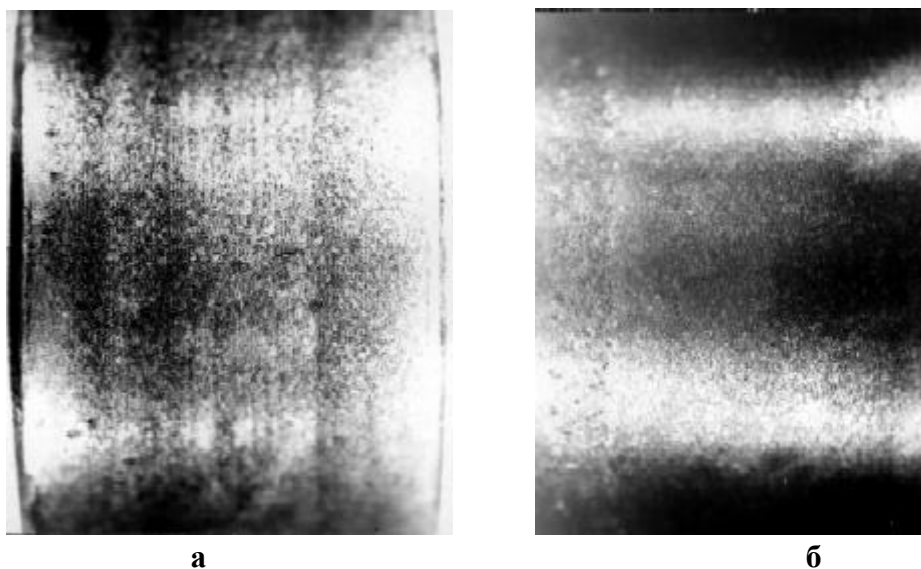


Рис. 4.24. Поверхность ролика после первого (а) и шестого (б) цикла испытаний

Таблица 4.15. Износостойкость легированного слоя стали 45 при работе в паре с чугуном

Материал легирующего электрода	Средняя микротвердость, кгс/мм ²	Средняя величина износа образцов по циклам, мг (каждый цикл 4 часа)					
		1	2	3	4	5	6
Сталь 45 (<i>эталон</i>)	850	105,0	164,5	222,0	279,5	337,0	392,0
Карбид ниобия	1950	26,8	33,1	37,4	42,3	45,3	47,9
Диборид титана	3210	13,8	18,2	23,5	25,3	28,5	31,3
Карбид бора с диборидом титана	3220	13,9	18,8	23,5	26,8	29,9	32,0
Карбид циркония	2095	26,6	31,9	34,5	36,5	41,8	43,0
Диборид циркония с 5% молибдена	2185	26,9	32,3	37,0	44,4	46,0	49,0
Нитрид циркония	1400	38,3	41,7	46,3	51,2	55,9	58,8
Карбид хрома с 15% никеля	1400	19,5	24,3	29,5	30,5	34,5	40,1
Карбид титана	2800	28,0	30,3	33,8	35,5	42,0	43,4
Карбид титана с 33% стали 1X18H9T	2700	25,2	31,3	34,0	35,0	44,3	45,8
Карбид титана с 30% железа	2680	26,5	31,3	34,0	37,0	41,5	44,5

На рис. 4.24, *а, б* представлены фотографии поверхностей трения этих же образцов. Видно, что поверхность трения у опытных образцов неодинакова. Так, после первого цикла на поверхности образцов еще видны осподобные точки сопряжения трущихся пар (рис. 4.24, *а*), тогда как после шестого цикла работы трущихся пар поверхность их сопряжения достигает 95—100% (рис. 4.24, *б*).

Таблица 4.16. Свободная таблица результатов лабораторных испытаний износостойкости после электроискрового легирования электродами с неметаллическими компонентами при работе в паре с чугуном на машине трения типа СМЦ-2

Номер серии образцов	Материал легирующего электрода	Средняя величина износа легированного ролика, мг	Уменьшение износа против эталона, %	Средняя величина износа колодочки
1-3	Сталь 45 (<i>эталон</i>)	-	100	1,7975
4-6	Карбид ниобия	232,0	16,1	1,892
7-9	Диборид титана	140,6	9,4	2,1331
10-12	Карбид бора с диборидом титана	144,9	10,0	2,1392
13-15	Карбид циркония	214,3	14,2	1,9868
16-18	Диборид циркония с 5% молибдена	231,6	15,4	1,9849
19-21	Нитрид циркония	292,2	19,4	1,8992
22-24	Карбид хрома с 15% никеля	178,4	12,0	1,8943
25-27	Карбид титана	213,0	14,2	2,210
28-30	Карбид титана с 33% стали 1X18H9T	215,6	14,4	2,1984
31-33	Карбид титана с 30% железа	215,5	14,4	1,9180

Примечание. Средняя величина износа ролика эталона 1500 г.

Испытания показали, что в условиях граничного трения по сравнению с проведенными ранее опытами по исследованию износостойкости при трении об абразивную поверхность износостойкость легированной поверхности стальных роликов в данном случае стремится быть функцией их твердости. Так, образцы 6, 11 и 12 (табл. 4.14) при трении об абразивную поверхность занимал соответственно 5, 9 и 10-е места по износостойкости, тогда как при граничном трении они переместились на 2, 4 и 6 места (табл. 4.16).

Вместе с тем, как показал анализ полученных данных, слои после легирования карбидом хрома с никелем и нитридом циркония,

имеют одинаковую среднюю микротвердость при разной износостойкости. Исследования также показали, что образцы 5, 8 и 9 при абразивном трении занимали соответственно 4, 6 и 7 места по износостойкости, а при граничном трении — расположились в ряду износостойкости друг за другом и заняли 3 и 4 места (табл. 4.16).

4.12. Новый электроискровой способ формирования упрочненного слоя

Исследования показали, что при электроискровом легировании существует проблема снижения шероховатости поверхностного слоя. Она связана главным образом с энергией рабочего импульса. Если при электроискровом легировании получают относительно толстые слои перенесенного металла, то они, как правило, формируются с низкой чистотой поверхности.

Основная задача при выборе комплекса электрических параметров, характеризующих основные закономерности процессов электроискрового легирования, состоит в том, чтобы найти общий параметр, изменение которого переводило бы один процесс в другой (то есть меняло его технологические характеристики, в том числе и шероховатость упрочненной поверхности).

Наиболее точным, ведущим и универсальным параметром, определяющим закономерности процессов электроискровой технологии, следует считать действительную среднюю плотность тока.

Для импульсных разрядов связь между длительностью импульсов тока τ (с) и действительной средней плотностью тока $\sigma_{\text{ср}}$ (А/мм²) может быть выражена уравнением

$$\sigma_{\text{ср}} = \frac{1}{S} \frac{\int_0^{\tau} I d\tau}{\tau} \left(\frac{\text{А}}{\text{мм}^2} \right) \quad (4.4)$$

где I — величина тока в импульсе в течение определенного малого времени (величина мгновенного тока), А; S — поперечное сечение канала разряда или площадь, обработанная импульсом, мм².

Таким образом, вид процессов электроискровой технологии определяется формой освобождения электроэнергии в месте обработки. Этому соответствуют различные величины плотности тока. Изменение плотности тока от нулевых значений до максимально достижимых позволяет менять механизм процессов электроискровой технологии.

Анализ литературных [2, 13, 22, 67, 106, 124, 126] и экспериментальных данных, а также практическое использование последних достижений в области теории электроискрового легирования [13, 67, 124, 126, 128] позволили авторам не только выявить ограниченный характер бытующих в инженерной практике упрощенных методов математического описания процесса, но и сформулировать основные теоретические и экспериментальные положения для разработки нового безвибрационного

электроискрового способа легирования [242]. Последний позволяет снизить на целый порядок шероховатость покрытий и увеличить производительность процесса.

Одно из направлений снижения шероховатости покрытий основано на уменьшении энергии рабочих импульсов с одновременным увеличением частоты их следования для обеспечения максимальной скорости покрытий [126]. В этом направлении проведены исследования взаимосвязи работы генераторов рабочих импульсов с вибросистемами, обеспечивающими периодическое сближение рабочего электрода с деталью [124]. В результате определены резервы характерных пространственно-временных зон движения, электрода, ограничение на их сокращения и сформулированы основные требования к вибросистемам повышенных частот [126].

Исследован вопрос синхронизации рабочих импульсов относительно пространственно-временного положения электрода. На этой основе создан способ, позволяющий вдвое увеличить частоту синхронизированных с движением электрода рабочих импульсов без увеличения потребляемой энергии в системе возбуждения колебаний электрода [128].

При проведении работ по высокочастотному электроискровому легированию установлена неизвестная ранее неадекватность процессов низкочастотного и высокочастотного легирования, заключающаяся в том, что при одинаковых параметрах и числе рабочих импульсов перенос материала на повышенных частотах больше, чем на низких. Установлены причины неадекватности, заключающиеся в интегральном воздействии рабочих импульсов на формирование упрочняющих покрытий за счет тепловой энергии в зонах локализации рабочих импульсов на электродах при снижении пауз между ними.

В результате перехода на режимы высокочастотного легирования удалось увеличить толщины и сплошность покрытий, снизить шероховатости их поверхностей, при этом одновременно повысились коэффициенты переноса материалов. Практическим результатом разработки указанного направления исследований явилось создание высокочастотных установок типа ЭФИ-22, ЭФИ-39, Элитрон-23 и другие.

В современных установках для электроискрового легирования электромагнитные вибросистемы могут работать с частотой до 2000 Гц, а имеющиеся разработки позволяют повысить частоту рабочих импульсов и синхронизировать их с пространственным положением электрода вплоть до 8000 Гц [126, 128].

Проведенные нами исследования показали, что при электроискровом легировании на частотах 1500—2000 Гц предельно допустимый разогрев рабочего электрода наступает при потребляемой от сети энергии, не превышающей 200 В.А. Несложные расчеты свидетельствуют, что достигнутый частотный диапазон позволяет с достаточной производительностью использовать электроискровое легирование с энергиями в импульсе 0,02—0,1 Дж. Дальнейшее повышение частоты электромагнитных вибросистем связано со значительными трудностями, обусловленными тем, что наряду с основной функцией вибросистема выполняет дополнительную, связанную с рассеиванием тепла от катушки и рабочего электрода. Повышение частоты вибросистемы за счет снижения массы ее подвижной части ухудшает отвод тепла от электрода, а повышение частоты за счет увеличения возбуждающей силы увеличивает тепловые потери в вибросистеме до значений, соизмеримых с теплом, отводимым электродом от самого процесса электроискрового легирования.

Указанное ограничение вынуждает искать другие пути повышения качества формирования покрытий. Одним из таких путей является безвибрационное легирование, предложенное авторами [203]. Суть его заключается в обеспечении относительного перемещения электрода и детали вдоль контактирующих поверхностей со слабым

прижатием и использованием разобценных источников импульсов тока. Причем степень прижатия должна обеспечивать возможность прерывания контактирования электрода и детали под действием части энергии рабочих импульсов и выделение оставшейся энергии импульсов в искровом разряде. С другой стороны, контактирование электрода и детали должно осуществляться на протяжении как можно большей части времени легирования. Это обеспечивает протекание тока между электродом и деталью без временных задержек одновременно с формированием импульсов тока генератором, что и является основным условием для значительного увеличения чистоты электроискрового легирования.

Следует ожидать, что процесс переноса материала анода на катод при безвибрационном легировании с момента образования канала сквозной проводимости будет такой же, как и при вибрационном. Что касается стадии, предшествующей образованию канала сквозной проводимости, то здесь могут быть существенные различия, обусловленные повышением вероятности возникновения ситуаций, когда рабочие импульсы подключаются к электроду и детали в момент существования между ними небольших эффективных площадок контактирования, которые могут быть разрушены частью энергии рабочих импульсов. Из этого следует, что перед детальной разработкой данного направления необходимо было сравнительное исследование способов безвибрационного и вибрационного легирования.

С этой целью нами разработана методика исследований и критерии сравнения полученных результатов, позволившие снизить ошибку за счет исключения в критериях сравнения энергетических затрат рабочих импульсов, приходящихся на короткозамкнутое и разомкнутое состояние электрода и детали. Причем под короткозамкнутым и разомкнутым состоянием электрода и детали принимались такие состояния, когда во время формирования генератором рабочего импульса между электродом и деталью не возникали искровые разряды.

Результаты безвибрационного и вибрационного легирования [243] получены при условии равенства: времени легирования (t), частот (f) и энергий генерируемых импульсов (E) для четырех режимов. Время легирования образцов выбрано в пределах линейного участка зависимости привеса катода от длительности легирования, снятых экспериментально для каждого из режимов. Критерии сравнения устанавливались, исходя из баланса энергии на электродах:

$$\begin{cases} E_{гб} = E_{мб} + E_{иб} + E_{кзб} + E_{ххб} \\ E_{гв} = E_{ив} + E_{кзв} + E_{ххв} \end{cases}, \quad (4.5)$$

где $E_{гв}$, $E_{гб}$ — энергия, подводимая к электроду и детали от генератора; $E_{мб}$ — энергия, расходуемая на разрушение микроплощадок контактирования электрода и детали; $E_{ив}$, $E_{иб}$ — энергия искровых импульсов; $E_{кзв}$, $E_{кзб}$ — энергия, выделяющаяся в разрядном контуре при короткозамкнутых состояниях электрода и детали; $E_{ххв}$, $E_{ххб}$ — энергия холостого хода генератора, неизрасходованная из-за разомкнутого состояния электрода и детали. Индексами «б» и «в» обозначаются способы безвибрационного и вибрационного легирования соответственно.

Оценку эффективности (A) использования энергии, подводимой к электроду и детали, будем определять как

$$A_{б} = \frac{E_{мб} + E_{иб}}{E_{гб}}. \quad (4.6)$$

С учетом того, что энергии в правой части равенства можно представить через усредненные энергии единичных составляющих рабочих импульсов (E_e) и общее (фактическое) их количество (n) за время легирования (t), равенство (4.6) примет вид

$$A_{\text{б}} = \frac{E_{\text{емб}} \cdot n_{\text{м}} + E_{\text{иб}} \cdot n_{\text{и}}}{E_{\text{егб}} \cdot f \cdot t} \quad (4.7)$$

Из этого следует, что организовать безвибрационное легирование можно двумя принципиально отличными вариантами.

Первый вариант, когда в процессе легирования общее время контактирования ($t_{\text{к}}$) электрода и детали микроплощадками, которые могут быть разрушены рабочими импульсами, превышает общее время разомкнутого состояния электрода и детали. Вторым вариантом, когда $t_{\text{к}} < t_{\text{р}}$. В первом варианте вероятность начала искрового разряда вслед за разрушением площадок контактирования выше, чем в результате пробоя промежутка.

Обеспечив при безвибрационном легировании $t_{\text{р}} \gg t_{\text{к}}$ при выполнении условий $f = f_{\text{ф}}$, мы вправе ожидать за счет совпадения механизмов переноса с вибрационным легированием — равнозначности их конечных результатов.

В варианте, когда $t_{\text{к}} \gg t_{\text{р}}$, а $t_{\text{р}}$ стремится к суммарному времени искровых импульсов, разница между $n_{\text{мб}}$ и $n_{\text{иб}}$ будет уменьшаться. Тогда можно принять

$$n_{\text{мб}} = n_{\text{иб}} = n_{\text{б}} \quad (4.8)$$

Это означает, что каждый фактический рабочий импульс внес свой вклад в $E_{\text{мб}}$ и в $E_{\text{иб}}$.

Тогда (4.7) примет вид

$$A_{\text{б}} = \frac{E_{\text{ем}} + E_{\text{еи}} \cdot n_{\text{б}}}{E_{\text{егб}} \cdot f \cdot t} \quad (4.9)$$

однако $E_{\text{ем}} + E_{\text{еи}} = E_{\text{егб}}$, а $n_{\text{б}} = f_{\text{ф}} \cdot t$, тогда (4.9) преобразуем

$$A_{\text{б}} = \frac{E_{\text{егб}} \cdot n_{\text{б}}}{E_{\text{егб}} \cdot f \cdot t} = \frac{n_{\text{б}}}{n_{\text{г}}} \quad (4.10)$$

аналогично

$$A_{\text{в}} = \frac{E_{\text{ив}}}{E_{\text{гв}}} = \frac{E_{\text{сив}} \cdot n_{\text{в}}}{E_{\text{егв}} \cdot f \cdot t} \quad (4.11)$$

тогда

$$A_{\text{в}} = \frac{n_{\text{в}}}{n_{\text{г}}} \quad (4.11)$$

Сравнение эффективностей безвибрационного и вибрационного легирования [243] проводилось по конечным привесам катодов для каждого режима как

$$K_{\text{л}} = \frac{\gamma_{\text{б}}}{\gamma_{\text{в}}} \quad (4.12)$$

где γ_{\square} — привес образца.

Определение фактических частот легирования выполнено согласно

$$f_{\text{фб}} = \frac{n_{\text{б}}}{t} \quad \text{и} \quad f_{\text{фв}} = \frac{n_{\text{в}}}{t} \quad (4.13)$$

Сравнительную оценку эффективности использования рабочих импульсов при безвибрационном и вибрационном легировании производили следующим образом:

$$K_{\Pi} = \frac{A_{\text{б}}}{A_{\text{в}}} = \frac{n_{\text{б}}}{n_{\text{в}}} \quad (4.14)$$

Эффективность переноса материала при безвибрационном и вибрационном легировании определяли как

$$K_{\Pi} = \frac{\gamma_{\text{еб}}}{\gamma_{\text{ев}}} \quad (4.15)$$

где $\gamma_{\text{е}}$ — привес образца, приходящийся на один рабочий импульс

$$\gamma_{\text{еб}} = \frac{\gamma_{\text{б}}}{n_{\text{б}}}, \quad \gamma_{\text{ев}} = \frac{\gamma_{\text{в}}}{n_{\text{в}}}$$

Легированию подвергались образцы из стали 45 размерами 20x20x10 мм на фиксированных режимах с контролем регулирующих параметров (C , ν , f) с помощью осциллографа С1—68 и мультиметра Ф—4800. Время легирования фиксировалось секундомером С—2—16. Привесы образцов определялись по методике [22].

Вибрационное легирование производилось с синхронизацией искровых импульсов относительно момента сближения электрода с деталью. Во время легирования с помощью мультиметра и специальной приставки подсчитывалось фактическое количество искровых импульсов.

На рис. 4.25 представлены результаты исследований в виде зависимостей привеса образца (γ) и фактического числа рабочих импульсов (n) от длительности легирования (t) на различных режимах. Исходные и расчетные данные режимов и результатов исследований представлены в табл. 4.17.

На начальной стадии безвибрационного легирования наблюдалось периодическое сваривание электрода и детали небольшими площадками, которые разрушались под действием силы, обеспечивающей перемещение электрода относительно образца. Этой стадии легирования соответствует снижение фактической частоты рабочих импульсов. Значительное превышение эффективности переноса материала (K_{Π}) при безвибрационном легировании можно объяснить только за счет изменения физических процессов, протекающих в зоне переноса.

Таблица 4.17. Результаты сравнения безвибрационного и вибрационного электроискрового легирования

Способ электроискрового легирования	C , мкФ	f , Гц	γ , мг	$\gamma_{\text{б}}/\gamma_{\text{в}}$	$n_{\text{а}}/n_{\text{а}}$	$K = \frac{E_{\text{мб}}}{E_{\text{ив}}}$	$\gamma_{\text{еб}}/\gamma_{\text{ев}}$	$f_{\text{эф.ср.}}$, Гц	Рис. 1
Вибрационный	8	1000	4,2	4,5	0,71	5,39	6,4	777	I, б
Безвибрационный			19,0					551	
Вибрационный	12	1000	6,9	2,61	0,7	2,7	3,72	761	I, а
Безвибрационный			18					536	
Вибрационный	16	1000	44	0,75	0,73	0,40	1,03	839	I, в
Безвибрационный			33					611	
Вибрационный	16	500	5,7	4,74	0,88	4,37	5,0	387	I, г
Безвибрационный			27					341	

Примечание. $U = 100$ В.

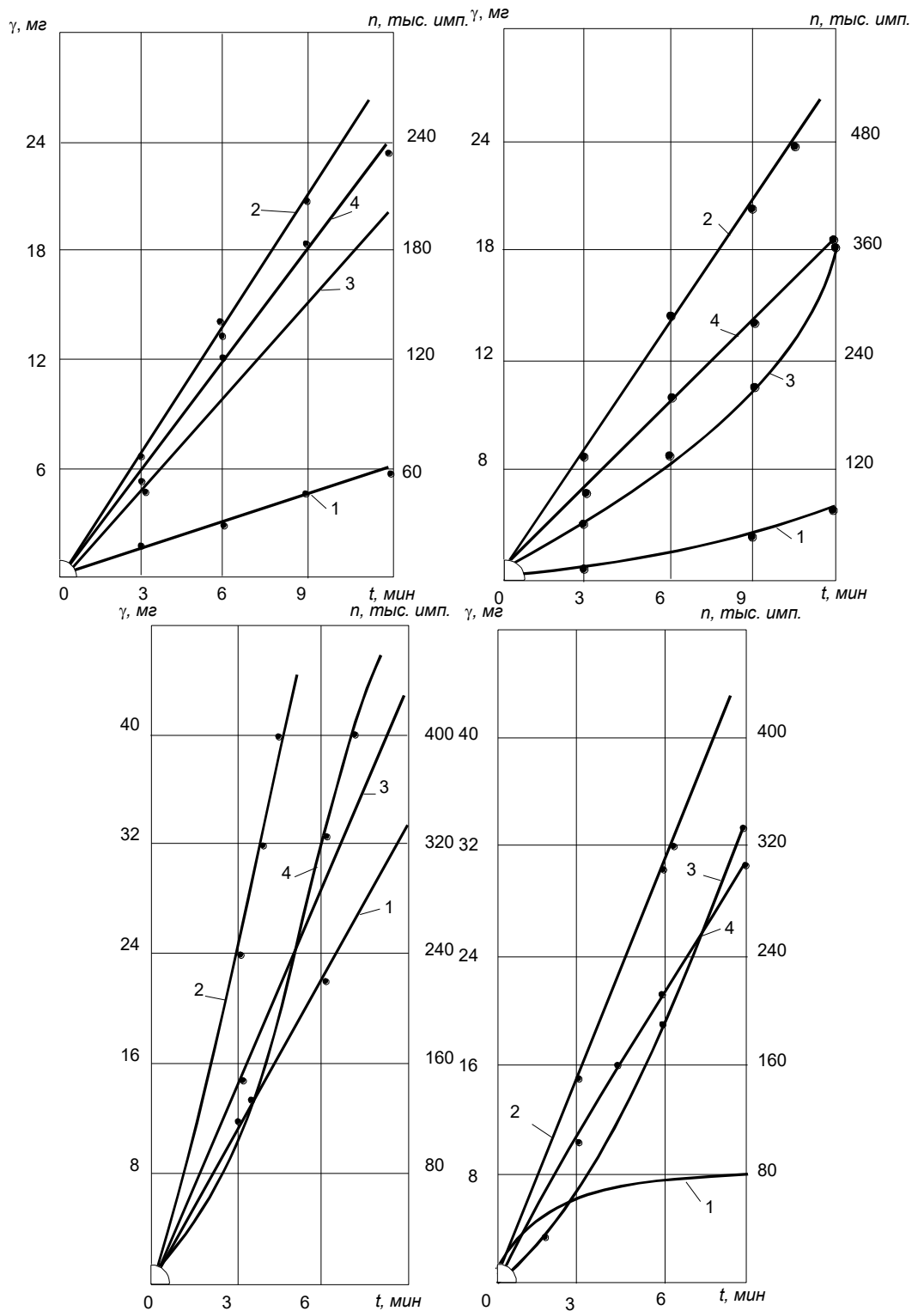


Рис. 4.25. Зависимость привеса катода (γ) и числа рабочих импульсов (n) от длительности легирования (t):

C , мкФ: 12 (а), 8 (б), 16 (в, г). U , В: 100 (а—г). f , Гц: 1000 (а—в). 500 (г).

1 — привес катода при вибрационном легировании; 2 — фактическое число рабочих импульсов при безвибрационном легировании; 3 — привес катода при безвибрационном легировании; 4 — фактическое число рабочих импульсов при вибрационном легировании

Действительно, даже если предположить, что при безвибрационном легировании импульса $n_{\text{КЗБ}}$ по какой-то причине оказывало на перенос материала такое же действие, как и $n_{\text{ИБ}}$, то и тогда привес не мог возрасти более чем вдвое, так как эффективная частота составляла 0,5—0,7 от f (табл. 4.17).

Если предположить, что на результате сказалось нарушение условий, при которых выполняется (4.8) — $n_{\text{МБ}} = n_{\text{ИБ}} = n_{\text{Б}}$ и в экспериментах $n_{\text{ИБ}} \gg n_{\text{МБ}}$, то и это должно было снизить привесы при безвибрационном легировании, до значений привесов вибрационного легирования, так как в этом случае большинство искровых разрядов начинались бы с пробоя промежутка.

Значит, причина кроется в ином, чем при вибрационном легировании использовании энергии рабочих импульсов за счет распределения ее между $E_{\text{МБ}}$ и $E_{\text{ИБ}}$. Эффективность использования части энергии рабочих импульсов в виде $E_{\text{МБ}}$, вероятно, связана с тем, что значительная часть материала переносится в жидкой фазе, а доля газообразной фазы в процессе снижается.

Задача поддержания условий для ручного ведения процесса безвибрационного легирования более сложная, чем в случае вибрационного легирования, о чем свидетельствуют значения сравнительного коэффициента эффективности использования рабочих импульсов ($K_{\text{И}}$). Во всех экспериментах количество импульсов, заканчивающихся искровыми разрядами, при вибрационном легировании было на 12—30% больше, чем при безвибрационном.

Сравнительный коэффициент легирования ($K_{\text{Л}}$) свидетельствует о том, что использование безвибрационного легирования даже в случае столь простого варианта вполне целесообразно.

Из ближайших задач безвибрационного легирования следует выделить разработку способов и систем, позволяющих выполнить условие (4.8), при котором можно было бы повысить частоту (f) и свести к минимуму разницу между f и $f_{\text{Ф}}$.

Увеличение емкости рабочего конденсатора приводит к выравниванию привесов $\gamma_{\text{Б}}$ и $\gamma_{\text{В}}$ за счет превышения темпа роста $\gamma_{\text{В}}$. Это, вероятно, связано с интегральным воздействием рабочих импульсов на перенос материала при вибрационном легировании и ростом отношения $n_{\text{ИБ}}/n_{\text{МБ}}$ при безвибрационном легировании.

Снижение частоты генерируемых импульсов с 1000 до 5000 Гц привело к уменьшению $\gamma_{\text{В}}$ с 44 до 5,7 мг, а $\gamma_{\text{Б}}$ — с 33 до 27 мг, что также говорит о проявлении интегрального воздействия рабочих импульсов при повышении энергоемкости режима легирования.

Фактические частоты вибрации электрода и искровых импульсов всегда отличается от устанавливаемых оператором перед легированием. Основная причина этого изменения — усилие прижатия или ошибки оператора. Следовательно, в методическом плане достоверность результатов исследования электроискрового легирования может быть обеспечена только при непосредственном измерении количества искровых импульсов за время легирования.

После разработки безвибрационного способа электроискрового легирования появилась возможность использования совмещения электропластических процессов с электроимпульсными для формирования объемных легированных слоев. Эти способы близки по своим физическим и механическим воздействиям на внутренние процессы, протекающие при электроискровой пластической обработке. Такое совмещение вызывает не только новые физические эффекты, но и уникальные явления, которые не наблюдались в отдельных способах обработки.

Результаты прочностных испытаний образцов после обработки совмещенными способами позволили глубже рассмотреть и оценить условия и проранжировать факторы, влияющие на формирование повышенных физико-механических свойств легированного слоя [66, 244]. Так, при электроимпульсном наращивании металла в поверхностных слоях возникают растягивающие внутренние напряжения, при совмещении двух технологических процессов происходит полная или частичная их релаксация, а самое

главное, они меняют знак, то есть растягивающие напряжения переходят в сжимающие. Это способствует росту усталостной прочности, что также является подтверждением целесообразности совмещенных процессов обработки. Кроме того, эти и другие данные однозначно показывают, что на повышение плотности поверхностного слоя, его чистоты и релаксации внутренних напряжений требуется в 1,5—2 раза меньше усилий при совмещенных процессах обработки по сравнению с электроискровым процессом. Кроме того, на 3—4 класса повышается чистота легированной поверхности, фазовые превращения происходят не только в поверхностном слое, но и в переходных зонах. В указанных работах рассматриваются разные варианты формирования легированных слоев, особенности их химического состава, микроструктуры и микротвердости фаз. Показано, что при совмещении двух способов формирования легированных слоев можно получать покрытия заданных свойств.

Анализ полученных результатов о влиянии материала электродов и электрических параметров на некоторые механические свойства легированных металлических поверхностей позволил сделать ряд принципиальных выводов.

1. Материал легирующего электрода (анод) и электрические параметры процесса легирования существенно влияют на качество упрочненного слоя. Лучшей износостойкостью по сравнению с закаленным эталоном обладают поверхности, легированные диборидом титана (в 8 раз), циркония (7,6 раза), карбидом хрома (6,6 раза), титана (5,5 раза). Гидроабразивная стойкость образцов после легирования их поверхности карбидом титана увеличилась в 5,2 раза, карбидом хрома — в 5 раз, диборидом титана — в 6,4 раза. Для повышения гидроабразивной стойкости следует осуществлять легирование при энергии импульса 4—5 Дж, длительности легирования 2—3 мин/см², так как при этих режимах образуется определенное количество стойких карбидов и нитридов.

2. При электроискровом легировании образцов нитридом циркония ударная вязкость увеличивается на 40%, карбидом циркония — на 30%, диборидом циркония — на 25%, карбидом титана — на 22%. С увеличением энергии импульса растет ударная вязкость.

3. Величина и знак остаточных внутренних напряжений по глубине их распространения зависят от времени легирования и энергии разряда. С увеличением удельного времени обработки от 2 до 8 мин/см² и энергии импульса от 1 до 5 Дж диапазон по глубине перехода растягивающих напряжений в сжимающие находится в пределах 0,12 (-0,24) и 0,12 (-0,19) мм. Показано, что материал легирующего электрода при электроискровом легировании вызывает в поверхности упрочненного слоя металла разные по знаку и величине внутренние напряжения: при легировании образцов карбидом циркония и титана — 7,4 и 3,8 кгс/мм², карбидом бора и ниобия — 34 и 55 кгс/мм².

4. Показаны преимущества усовершенствованной методики определения внутренних остаточных напряжений в легированном слое. Установлено, что действие энергии импульса и длительности легирования вызывают разные внутренние осевые напряжения в легированных образцах. Повышение энергии импульса в четыре раза вызывает увеличение растягивающих на глубине напряжений 0,03 мм упрочненного слоя в среднем на 33%, тогда как повышение удельной длительности в четыре раза приводит к возрастанию остаточных напряжений на этой же глубине уже на 53%. Полученные данные обсуждаются, исходя из количества образования дефектов (окислов, микротрещин). С увеличением времени легирования степень образования дефектов значительно выше, чем при одновременном увеличении энергии разряда и уменьшении времени обработки. Хотя величина энергии и высокая, но времени, в течение которого она действует, недостаточно для образования большого количества дефектов. На это

неизменно указывают полученные данные металлографического и рентгеновского анализа.

5. Изучено влияние электрических параметров легирования на усталостную прочность и установлено, что при легировании образцов исследуемыми материалами электрода оптимальными параметрами можно считать следующие: емкость — 400 мкФ, активное сопротивление в зарядной цепи — 15 Ом, напряжение — 200 В, удельное время упрочнения — 3—4 мин/см². Установлено влияние исследуемых материалов легирующих электродов на усталостную прочность образцов и определено место каждого из них в ряду распределения материалов по усталостной прочности.

6. Лабораторные исследования комплексного влияния среды, материалы электрода и электрических параметров на механические свойства, твердость, внутренние напряжения, усталостную прочность, ударную вязкость, износостойкость, чистоту поверхности и химический состав легированного слоя позволили сделать вывод, что полученные результаты исследований представляют собой не только основу для упрочняющей технологии электроискрового легирования тугоплавкими соединениями, но и для разработки новых способов, приемов упрочнения металлических поверхностей.

Нами проанализированы электроэрозионные процессы на электродах и закономерности, сопровождающие формирование упрочненного слоя, установлена закономерная связь между структурно- фазовым составом легированного слоя и энергетическими параметрами процесса легирования(рис. 4.26).

Анализ литературы показал, что до сих пор слабо и бессистемно освещены вопросы, касающиеся управления заданными свойствами легированного слоя. Все это существенно сдерживает развитие и применение электроискрового способа в промышленности. Тем более легирование и наращивание сплавов производится в специфических условиях, обусловленных тем, что упрочнению подвергаются, как правило, локальные участки детали и выполняется это за достаточно короткое время. Формирование же микроструктуры и фазового состава легированного слоя происходит в соответствии с кинетикой внутренних процессов и для достижения той или иной степени завершенности таких процессов требуется определенное, физически обусловленное время. Следовательно, качество формируемого легированного материала зависит от степени согласования назначенных режимов легирования с кинетикой внутренних процессов получаемых покрытий, а также от использования совмещенных способов его формирования. Эти представления положены в основу технологии электроискрового легирования, которые рассматриваются в следующих главах монографии.



Рис. 4.26. Физическая модель технологического процесса электроискрового легирования

Глава 5 ИССЛЕДОВАНИЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ И КОНСТРУКТОРСКИХ ОСОБЕННОСТЕЙ ГЕНЕРАТОРОВ ДЛЯ ЭЛЕКТРОИСКРОВОГО ЛЕГИРОВАНИЯ

5.1. Классификация генераторов эродирующих импульсов

Эродирующие импульсы в установках для электроискрового легирования создаются генераторами. К настоящему времени накоплен значительный арсенал генераторов различных типов. Древообразные системы их классификации, предложенные как нами [124], так и другими авторами [245, 246], или не являлись исчерпывающими, или были излишне громоздкими и запутанными, так как многие общие признаки неоднократно дублировались в них для различных типов генераторов. Нами предлагается более объемлющая система классификации, основанная на группировании общих признаков (рис. 5.1).

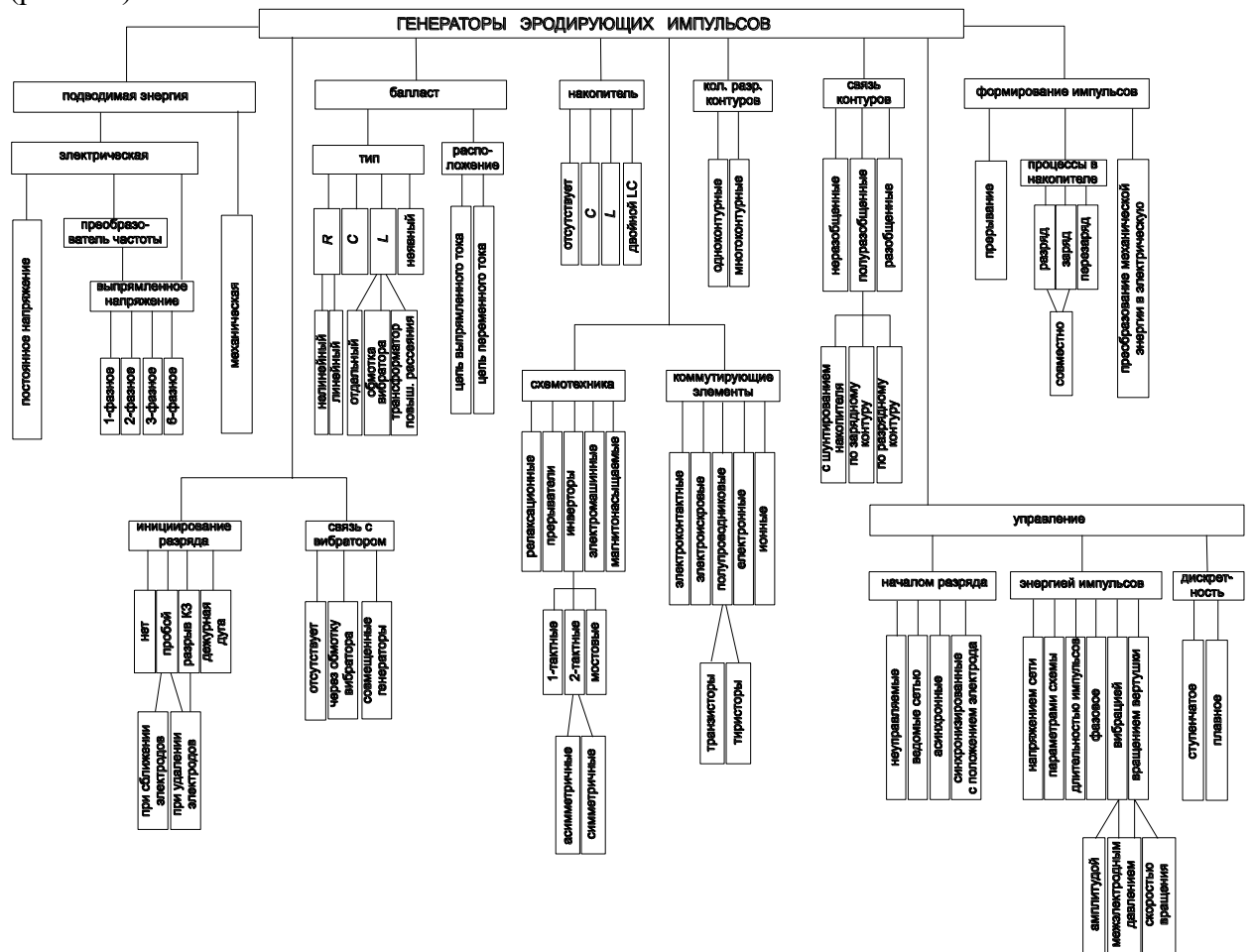


Рис. 5.1. Классификация генераторов эродирующих импульсов для электроискрового легирования

В качестве основных признаков выделены:

1. вид подводимой энергии: постоянное напряжение, выпрямленное негладкое напряжение (возможно после предварительного преобразования частоты), механическая энергия;

2. тип балластного сопротивления: активное, индуктивное, емкостное; его месторасположение в схеме — в цепи постоянного или переменного тока;
3. тип используемых накопителей энергии: без накопителей, конденсатор, индуктивность, двойной индуктивно-емкостной накопитель;
4. количество разрядных контуров: одноконтурные, многоконтурные;
5. степень связи между зарядным и разрядным контурами: неразобщенные, полунеразобщенные, разобщенные;
6. способы формирования эродирующих импульсов: прерывание, разряд, заряд или перезаряд накопителя, преобразование механической энергии в электрическую;
7. способы инициирования эродирующих импульсов: без инициирования, пробой промежутка при сближении и удалении электродов, разрыв короткого замыкания электродов, использование дежурного дугового разряда;
8. схемотехнические особенности генераторов: релаксационные, прерыватели, электромашинные, одно-, двухтактные и мостовые инверторы;
9. тип используемых коммутирующих элементов: электроискровые, электронные, ионные, полупроводниковые тиристорные и транзисторные;
10. связь генераторов с вибраторами: несвязанные, с включением обмотки вибратора в схему генератора, совмещенные;
11. управление (ступенчатое и плавное) параметрами эродирующего импульса: моментом запуска (неуправляемые, ведомые сетью, с асинхронным управлением, синхронизированные с пространственным положением электрода) и энергетическими параметрами (изменением напряжения, параметров схемы, длительности импульсов, фазовым регулированием, изменением режима вибрации электрода или вращения многоэлектродного инструмента).

Следует отметить, что не любая комбинация приведенных выше признаков является физически реализуемой.

Классификация не охватывает некоторые специфические генераторы для других искровых технологий, например балансировки, которые будут рассмотрены далее.

Остановимся на основных типах генераторов эродирующих импульсов для электроискрового легирования. Вопросы и схемные решения инициирования разряда будут рассмотрены в главе 9. Ряд новых схем генераторов рассмотрен нами в [247].

5.2. Особенности RC-генератора с питанием постоянным напряжением

Релаксационными называются генераторы эродирующих импульсов с емкостным накопителем энергии, параметры импульсов которых (амплитуда, частота и форма) определяются номинальными значениями силовых элементов схемы (емкости накопителя, сопротивления зарядного балласта) и движением вибрирующего или вращающегося рабочего электрода.

Простейшим из них является RC-генератор (рис. 5.2, а), предложенный Б.Р. и Н.И. Лазаренко [49]. Благодаря простоте, надежности и невысокой стоимости он используется до настоящего времени несмотря на существование более совершенных схем.

От источника постоянного напряжения 20—250 В через балластный резистор R заряжается накопительный конденсатор C , параллельно которому подключен межэлектродный промежуток (МЭП). В течение зарядки конденсатора напряжение на МЭП увеличивается. При приближении вибрирующего (или вращающегося) электрода на пробивное расстояние промежуток пробивается, и в нем выделяется запасенная в конденсаторе энергия. При дальнейшем движении происходит удар электрода о деталь.

Возникает межэлектродное короткое замыкание, приводящее к дальнейшему разряду конденсатора. Далее в зависимости от упругопластичных свойств контактируемых материалов возможны или длительная остановка электрода, или многократные (до трех раз) отскоки электрода от детали. В последнем случае возможны повторные искровые разряды малой мощности. При остановке электрода конденсатор окончательно разряжается. При большой мощности искрового разряда возможно схватывание электродов.

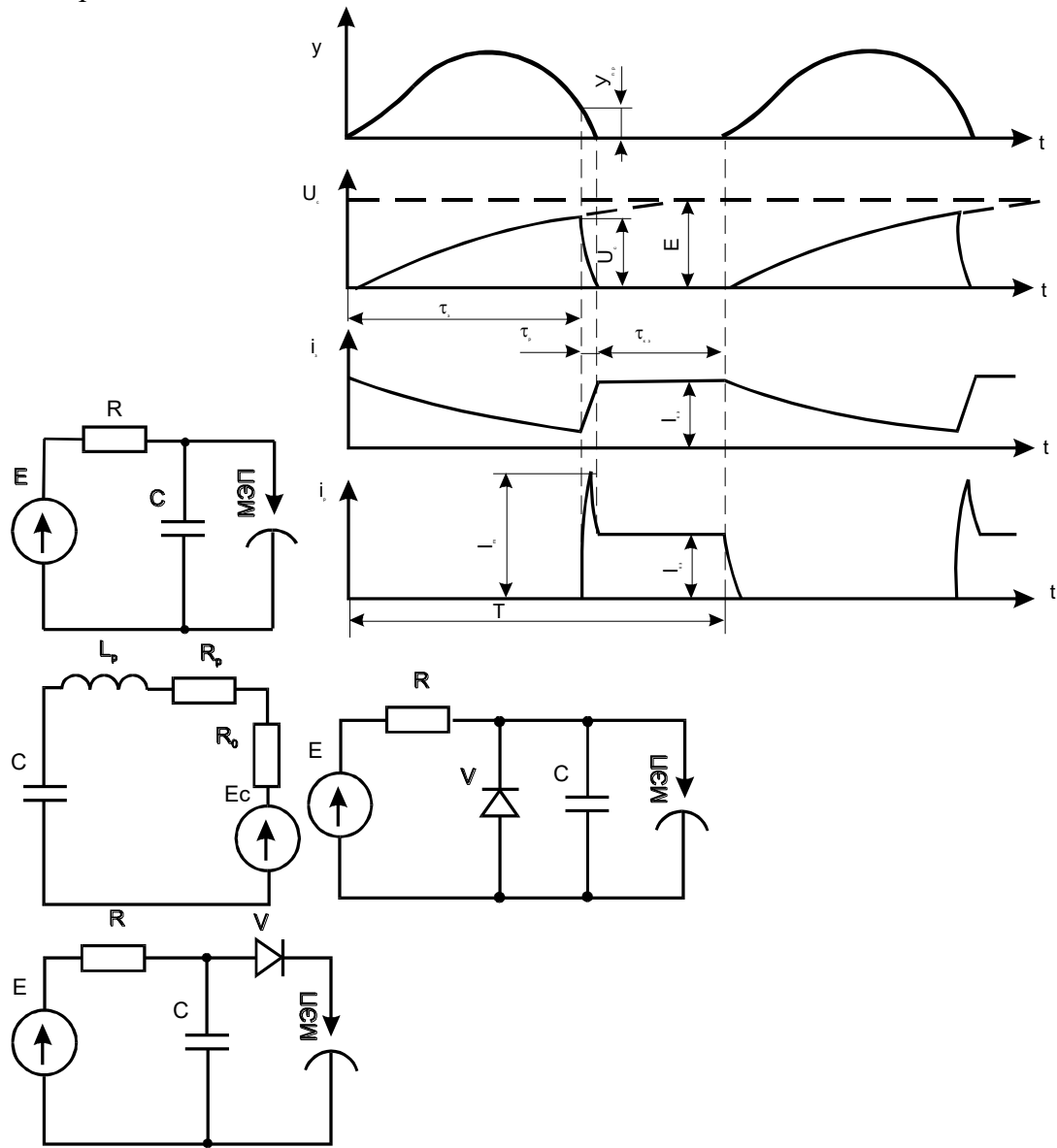


Рис. 5.2. RC-генераторы с питанием постоянным напряжением:

a — принципиальная схема; *б—д* — временные диаграммы соответственно колебаний электрода, напряжения на конденсаторе, токов зарядного и разрядного контуров; *е* — схема замещения разрядного контура; *ж, з* — схемы отсечки обратного тока разрядного контура соответственно с диодом в разрядном контуре и шунтированием конденсатора диодом в обратном направлении

Зарядный ток конденсатора и напряжение на нем изменяются по экспоненциальному закону (рис. 5.2, *б—з*):

$$i_3 = \frac{E - U_{co}}{R} \exp\left(\frac{-t}{RC}\right), \quad (5.1)$$

$$u_c = E - (E - U_{co}) \exp\left(\frac{-t}{RC}\right), \quad (5.2)$$

По окончании заряда напряжение на конденсаторе

$$u_c = E - (E - U_{co}) \exp\left(\frac{-\tau_3}{RC}\right), \quad (5.3)$$

а средний за период T ток заряда $I_{з,ср}$, равный среднему значению за то же время искровой составляющей $I_{и}$ разрядного тока

$$I_{и} = \frac{CU_c}{T}, \quad (5.4)$$

где E — ЭДС источника постоянного напряжения; U_{co} — начальное напряжение на конденсаторе, τ_3 — длительность заряда конденсатора.

Средний за период ток фазы короткого замыкания (КЗ) в случае остановки электродов

$$I_{кз} = I_{кзм} \left(1 - \frac{\tau_3}{T}\right) = \left(1 - \frac{\tau_3}{T}\right) \frac{E}{R}, \quad (5.5)$$

где $I_{кзм} = E/R$ — максимальный ток короткого замыкания, имеющий место при схватывании электродов.

Среднее за период значение полного тока складывается из средних значений его искровой и короткозамкнутой составляющих

$$I_{ср} = I_{и} + I_{кз}, \quad (5.6)$$

Из выражений (5.3)—(5.5) видно, что напряжение зарядки конденсатора U_c и средние за период значения искровой $I_{и}$ и короткозамкнутой $I_{кз}$ составляющих тока зависят не только от электрических параметров схемы, но и от длительности движения электрода до момента контактирования. Зависимость U_c (φ_3) и $I_{и}$ (φ_3) приведена на рис. 5.3, где время движения представлено в относительном виде, выраженном в градусной мере: $\varphi_3 = 180^\circ \frac{\omega\tau_3}{\pi}$; $a = \omega RC$ — параметр, связывающий постоянную времени зарядной цепи RC -генератора с частотой вибрации ω .

В случае дребезжания электродов, сопровождающегося повторными искровыми разрядами, средний ток каждого из них

$$I_{иi} = \frac{E - U_{co}}{R} \exp\left(\frac{-\tau_i}{R^2C}\right) \approx \frac{E\tau_i}{RC}, \quad (5.7)$$

где τ_i — длительности пауз между повторными искровыми разрядами.

Ток разрядного контура состоит из импульсов разряда конденсатора на МЭП и КЗ (рис. 5.2, д). Учитывая, что амплитуда первой составляющей намного больше, а длительность намного меньше второй, для ее нахождения пренебрежем процессами в зарядном контуре и рассмотрим схему замещения разрядного контура (рис. 5.2, е). Последняя описывается дифференциальным уравнением:

$$LC\ddot{u}_c + R_p\dot{u}_c + u_c = E_0, \quad (5.8)$$

где $R_p = R_o + R'$, $E_0 \approx 20$ В, R_o — противоЭДС и активное сопротивление МЭП; R_p' , L_p — активное сопротивление и индуктивность разрядного контура.

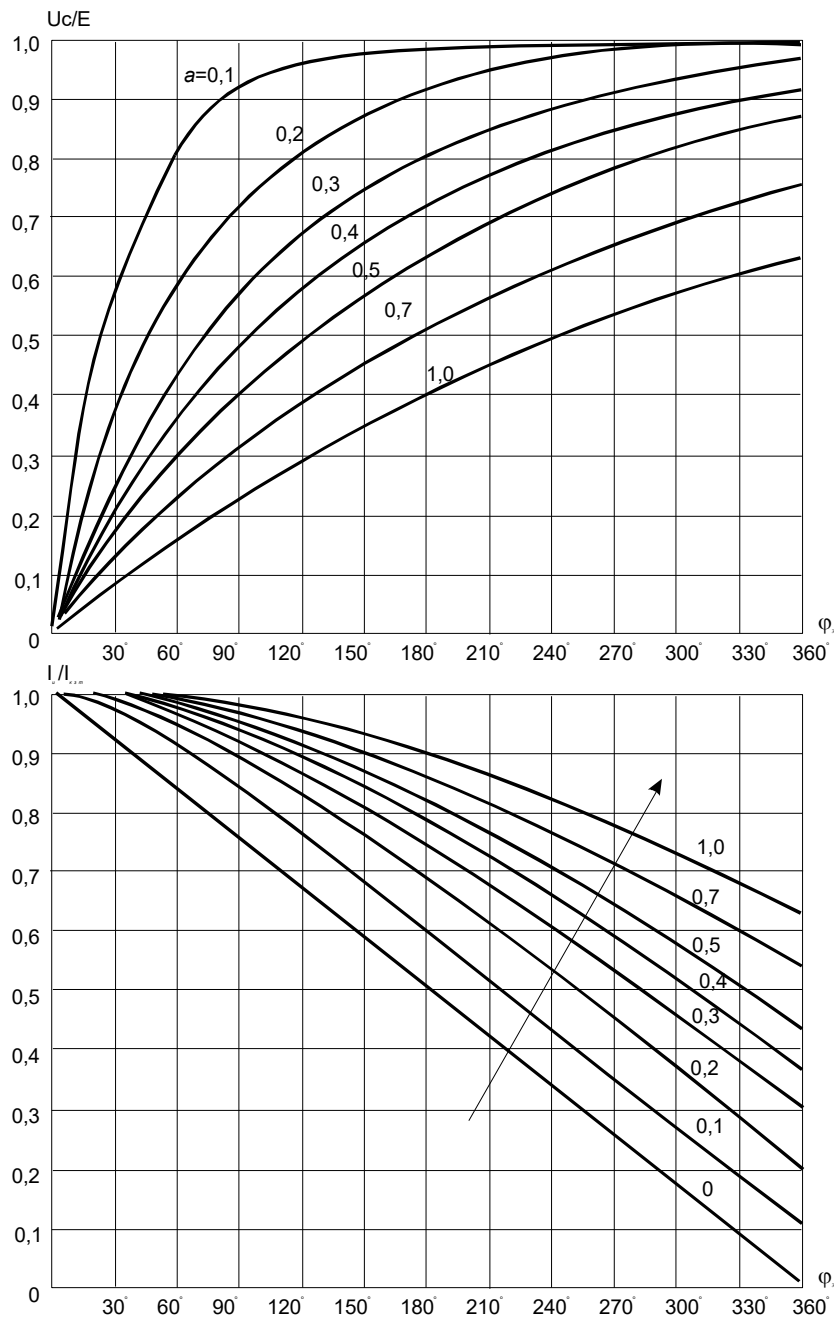


Рис. 5.3. Зависимости пробивного напряжения (а) и среднего тока (б) RC – генератора от времени зарядки конденсатора

Решением уравнения (5.8) является

$$u_c = E_u + \frac{U_c - E_0}{\alpha_2 - \alpha_1} (\alpha_1 \exp(-\alpha_1 t) - \alpha_2 \exp(-\alpha_2 t)) \quad (5.9)$$

где

$$\alpha_{1,2} = 0,5 \frac{R_p}{L_p} \mp \sqrt{\left(0,5 \frac{R_p}{L_p}\right)^2 - (L_p C)^{-1}} \quad (5.10)$$

Дифференцируя (5.9), получим разрядный ток конденсатора

$$i_p = -C \dot{u}_c = \alpha_1 \alpha_2 \frac{U_c - E_0}{\alpha_2 - \alpha_1} (\exp(-\alpha_1 t) - \exp(-\alpha_2 t)) \quad (5.11)$$

При действительных α_1 и α_2 процесс носит аperiодический характер, при комплексных сопряженных — затухающий колебательный. В этом случае последнее выражение может быть преобразовано к действительному виду

$$i_p = C\omega_0(U_c - E_0) \left(1 - \frac{a^2}{\omega_0^2}\right) \exp(-\alpha t) \sin \omega_0 t \quad (5.12)$$

где

$$\alpha = 0,5 \frac{R_p}{L_p}; \quad \omega_0 \approx \sqrt{(L_p C)^{-1} - \left(0,5 \frac{R_p}{L_p}\right)^2} \approx (L_p C)^{-\frac{1}{2}} \quad (5.13)$$

Характер и длительность разряда и продолжительность контактирования электродов, зависящие от их физико-механических свойств и режима вибрации, определяют остаточное напряжение на конденсаторе, являющееся начальным напряжением U_{co} для следующего цикла. Так, при аperiодическом разряде и его длительности, превышающей длительность контактирования, конденсатор не успевает полностью разрядиться, и остаточное напряжение $U_{co} > 0$. При периодическом разряде $|U_{co}| > 0$, а его знак зависит от количества полупериодов разряда, произошедших за время контактирования. Наконец, при длительности контактирования, значительно превышающей длительность разряда, в любом случае $U_{co} \approx 0$. Последний случай наиболее распространен на практике.

Протекание полуволны обратного тока через МЭП при колебательном разряде не только бесполезно, но даже вредно из-за частичного удаления нанесенного при прямой полуволне слоя, вызванного изменением полярности электродов. Для его предотвращения используют RC -генераторы с введением диода в разрядный контур (рис. 5.2, ж) и шунтирование конденсатора диодом в обратном направлении (рис. 5.2, з).

КПД RC -генератора η складывается из КПД зарядного η_3 и разрядного η_p контуров:

$$\eta = \eta_3 \eta_p \quad (5.14)$$

Первый из них — отношение конденсированной энергии к энергии, полученной от сети:

$$\eta_3 = \frac{0,5C(U_c^2 - U_{co}^2)}{EI_{cp}T} \quad (5.15)$$

второй — отношение энергии, выделившейся в МЭП, к конденсированной:

$$\eta_p = \frac{2(E_0 I_{p,cp} - R_0 I_p^2) \tau_p}{C(U_c^2 - U_{co}^2)} \quad (5.16)$$

где $I_{p,cp}$, I_p — среднее и среднеквадратичное значения тока разряда конденсатора на МЭП, полученные интегрированием его мгновенного значения (5.11) или (5.12) за время разряда:

$$I_{p,cp} = \frac{1}{\tau_p} \int_0^{\tau_p} i_p dt \quad I_p = \sqrt{\frac{1}{\tau_p} \int_0^{\tau_p} i_p^2 dt} \quad (5.17)$$

При импульсе тока КЗ напряжение $U_{МЭП} \equiv 0$, энергия в МЭП не выделяется, и в (5.16) он не учитывается.

Из (5.17) видно, что при неполном разряде конденсатора ($U_c > 0$) среднеквадратичное значение зарядного тока I_3 больше, а КПД зарядного контура (5.15) меньше, чем при его перезаряде ($U_c < 0$). Таким образом, RC -генераторы с введением диода в разрядный контур (рис. 5.2, ж) менее эффективны, чем с шунтированием конденсатора диодом в обратном направлении (рис. 5.2, з).

Численный анализ показал, что КПД установки при максимальной мощности генератора достигает всего 12—25%. Использование для исключения возможности перезаряда конденсатора аperiodических режимов его разряда (5.11) к существенному увеличению КПД не приводит, так как с увеличением КПД зарядного контура происходит уменьшение КПД разрядного, связанное с введением в него дополнительного затухания.

Экспериментально установлено, что оптимальными значениями напряжения зарядки конденсатора $U_{c,opt}$ и соответствующей ему частоты следования импульсов f_{opt} являются [124]:

$$U_{c,opt} = 0,72E, \quad f_{opt} = \left(RC \cdot \ln \frac{E}{E - U_{c,opt}} \right)^{-1} = \frac{0,7855}{RC}, \quad (5.18)$$

Дальнейшего улучшения условий зарядки конденсатора возможно достичь использованием нелинейного активного балласта: полупроводникового, электролитического [245] и др. Однако достигаемый при этом эффект не адекватен увеличению стоимости установки.

5.3. Особенности RC-генератора с питанием выпрямленным несглаженным напряжением

Соотношения (5.1)—(5.18) получены для RC-генератора с питанием от источника постоянного напряжения, реализуемого чаще всего как выпрямитель с емкостным сглаживающим фильтром. Для эффективного сглаживания выпрямленного напряжения емкость последнего должна в 5—10 раз превышать емкость накопительного конденсатора. При повышенной мощности установок (≥ 1 кВт) более эффективным является использование электромеханических фильтров, созданных на базе электромашин постоянного тока [248-250]. Стремление к дальнейшему снижению стоимости и весогабаритных характеристик генератора привели к использованию в большинстве установок схем без сглаживающего фильтра (со скрытым звеном постоянного тока). В этом случае работа схемы приобретает ряд особенностей.

Мгновенное значение зарядного тока конденсатора C в отличие от рассмотренного выше случая (5.1) описывается выражениями:

для однофазного выпрямителя (рис. 5.4, а)

$$i_3 = \frac{\max\{0; E_m \sin(\omega t + \psi) - u_c\}}{R}, \quad (5.19)$$

для двухфазного выпрямителя со средней точкой (рис. 5.4, б) и однофазного моста (рис. 5.4, в)

$$i_3 = \frac{\max\{0; E_m \sin|\omega t + \psi| - u_c\}}{R}, \quad (5.20)$$

для трехфазного выпрямителя с общим балластом (рис. 5.4, г) для предотвращения намагничивания сердечника трансформатора его выгоднее выполнять со вторичной обмоткой типа зигзаг [251], (см. рис. 5.9, ж):

$$i_3 = \max \left\{ 0; E_m \sin(\omega t + \psi) - u_c; E_m \sin\left(\omega t + \psi + \frac{2\pi}{3}\right) - u_c; E_m \sin\left(\omega t + \psi - \frac{2\pi}{3}\right) - u_c \right\} / R \quad (5.21)$$

для трехфазного выпрямителя с отдельным балластом (рис. 5.4, д)

$$i_3 = \frac{\max \left\{ 0; E_m \sin(\omega t + \psi) - u_c \right\}}{R} + \frac{\max \left\{ 0; E_m \sin\left(\omega t + \psi + \frac{2\pi}{3}\right) - u_c \right\}}{R} + \frac{\max \left\{ 0; E_m \sin\left(\omega t + \psi - \frac{2\pi}{3}\right) - u_c \right\}}{R}, \quad (5.22)$$

для шестифазного выпрямителя со средней точкой (рис. 5.4. е) и трехфазного моста с общим балластом (рис. 5.4, з)

$$i_3 = \max \left\{ 0; E_m \sin|\omega t + \psi|; E_m \sin\left|\omega t + \psi + \frac{2\pi}{3}\right| - u_c; E_m \sin\left|\omega t + \psi - \frac{2\pi}{3}\right| - u_c \right\} / R, \quad (5.23)$$

для шестифазного выпрямителя со средней точкой (рис. 5.4, ж) и трехфазного моста с отдельным балластом или балластом в цепи переменного тока (рис. 5.4, и, к)

$$i_3 = \frac{\max \left\{ 0; E_m \sin|\omega t + \psi| - u_c \right\}}{R} + \frac{\max \left\{ 0; E_m \sin\left|\omega t + \psi + \frac{2\pi}{3}\right| - u_c \right\}}{R} + \frac{\max \left\{ 0; E_m \sin\left|\omega t + \psi - \frac{2\pi}{3}\right| - u_c \right\}}{R}, \quad (5.24)$$

где ψ — сдвиг фазы питающего выпрямитель напряжения относительно колебания электрода (рис. 5.5); E_m — амплитуда фазного напряжения для всех схем, кроме трехфазного моста, где E_m — амплитуда линейного напряжения; u_c — мгновенное напряжение на конденсаторе, найденное интегрированием тока i_3 из выражений (5.19)—(5.24) с переменным верхним пределом:

$$u_c = U_{co} + \frac{1}{C} \int_0^t i_3 dt \quad (5.25)$$

Напряжение на конденсаторе в конце процесса зарядки, определяемое временем движения электрода τ_3 до первого удара о деталь, равно

$$U_c = U_{co} + \frac{1}{C} \int_0^{\tau_3} i_3 dt \quad (5.26)$$

Среднее за период колебания электрода T значение искровой составляющей тока разрядного контура

$$I_{и} = \frac{C(U_c - U_{co})}{T} \quad (5.27)$$

Среднее за период значение короткозамкнутой составляющей тока при остановке электрода

$$I_{\text{кз}} = \frac{1}{T} \int_{\varphi_3}^T i_{\text{кз}} dt, \quad (5.28)$$

где $i_{\text{кз}}$ — мгновенное значение короткозамкнутой составляющей тока, равное:

для однофазного выпрямителя (рис. 5.4, а)

$$i_{\text{кз}} = \max \left\{ 0; \frac{E_m \sin(\omega t + \psi)}{R} \right\}, \quad (5.29)$$

для двухфазного выпрямителя со средней точкой и однофазного моста (рис. 5.4, б, в)

$$i_{\text{кз}} = \frac{E_m \sin|\omega t + \psi|}{R} \quad (5.30)$$

для трехфазного выпрямителя с общим балластом (рис. 5.4, г)

$$I_{\text{кз}} = \frac{E_m \max \left\{ \sin(\omega t + \psi); \sin \left(\omega t + \psi + \frac{2\pi}{3} \right); \sin \left(\omega t + \psi - \frac{2\pi}{3} \right) \right\}}{R}, \quad (5.31)$$

для трехфазного выпрямителя с отдельным балластом (рис. 5.4, д)

$$i_{\text{кз}} = \frac{\max \{ 0; E_m \sin(\omega t + \psi) \}}{R} + \frac{\max \left\{ 0; E_m \sin \left(\omega t + \psi + \frac{2\pi}{3} \right) \right\}}{R} + \frac{\max \left\{ 0; E_m \sin \left(\omega t + \psi - \frac{2\pi}{3} \right) \right\}}{R}, \quad (5.32)$$

для шестифазного выпрямителя со средней точкой и трехфазного моста с общим балластом (рис. 5.4, е, з)

$$I_{\text{кз}} = \frac{E_m \max \left\{ \sin|\omega t + \psi|; \sin \left| \omega t + \psi + \frac{2\pi}{3} \right|; \sin \left| \omega t + \psi - \frac{2\pi}{3} \right| \right\}}{R}, \quad (5.33)$$

для шестифазного выпрямителя со средней точкой (рис. 5.4, ж) и трехфазного моста с отдельным балластом или балластом в цепи переменного тока (рис. 5.4, и, к)

$$I_{\text{кз}} = \frac{E_m \left(\sin|\omega t + \psi| + \sin \left| \omega t + \psi + \frac{2\pi}{3} \right| + \sin \left| \omega t + \psi - \frac{2\pi}{3} \right| \right)}{R}. \quad (5.34)$$

Среднее за период значение полного тока разрядного контура

$$I_{\text{ср}} = I_{\text{и}} + I_{\text{кз}}. \quad (5.35)$$

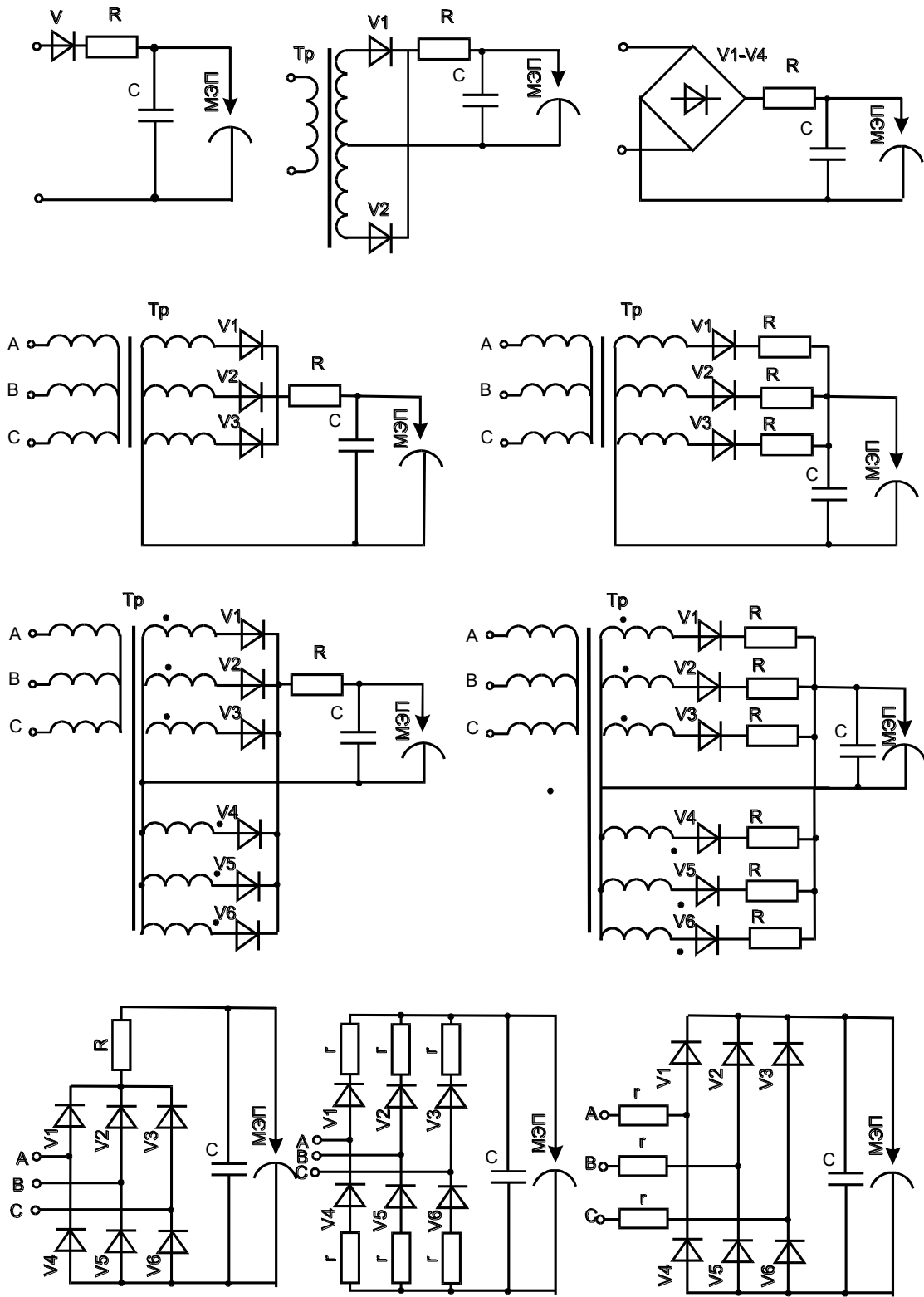


Рис. 5.4. RC-генераторы с питанием выпрямленным несглаженным напряжением:

a — однофазный, *б* — двухфазный, со средней точкой, *в* — однофазный мостовой; *г, д* — трехфазные с общим и раздельным балластом; *е, ж* — шестифазные с общим и раздельным балластом; *з, и, к* — трехфазные мостовые с балластом общим, раздельным, в цепи переменного тока; $R=1,5 r$

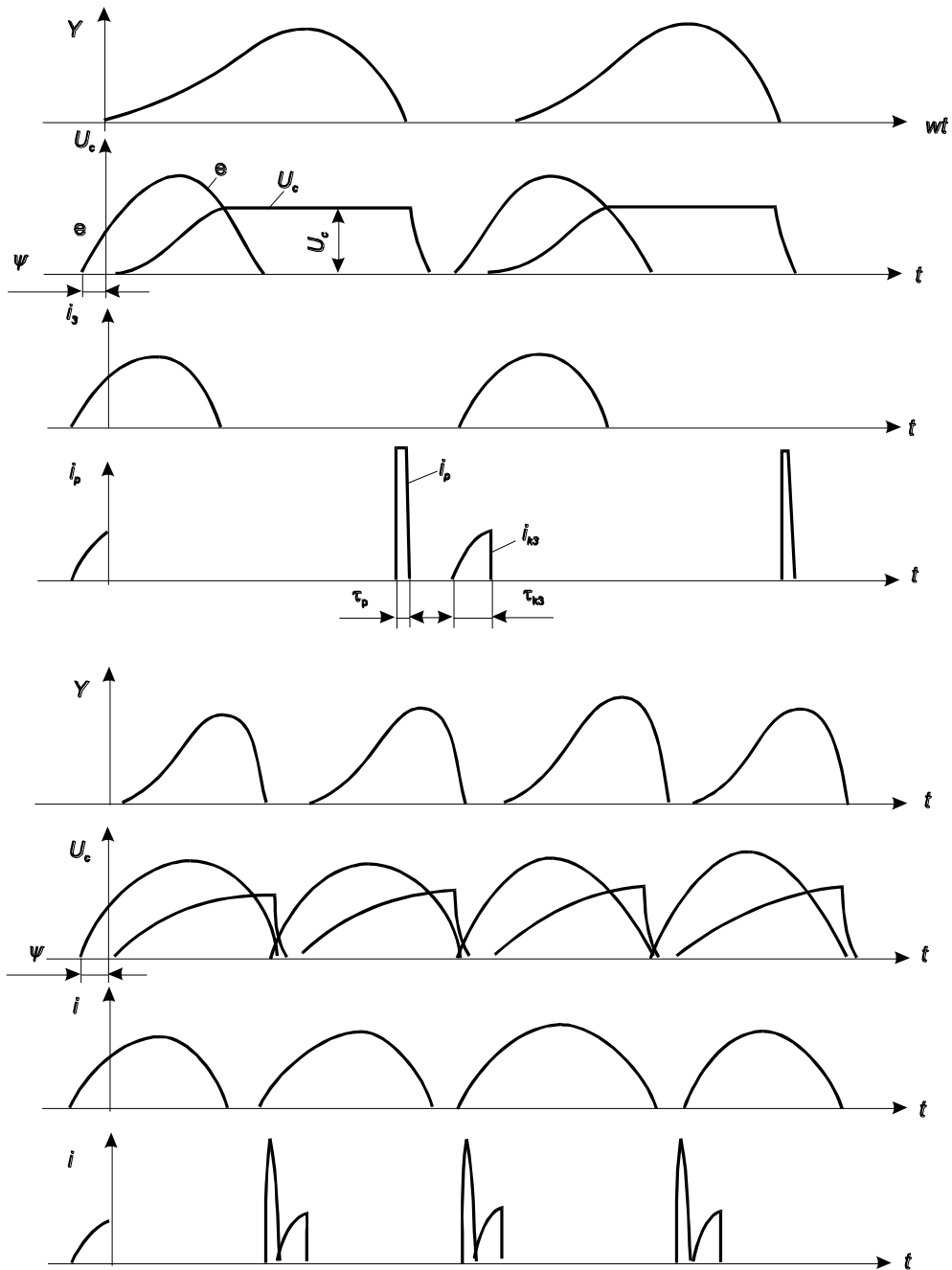


Рис. 5.5. Временные диаграммы RC -генератора с питанием выпрямленным несглаженным одно- (а—г) и двухфазным (д—з) напряжением:

а, д — колебания вибратора; б, е — напряжения на конденсаторе; в, ж — ток зарядного контура; г, з — ток разрядного контура

Интегрирование выражений (5.25), (5.26) с подынтегральными функциями (5.19)—(5.24) и (5.28) с подынтегральными функциями (5.29)—(5.34) численным методом при $U_{CO} = 0$ позволило получить зависимости конечного напряжения зарядки конденсатора U_C и среднего за период значения короткозамкнутой составляющей тока разрядного контура I_{K3} от параметров ψ и φ_3 : $U_C(\psi, \varphi_3)$, $I_{K3}(\psi, \varphi_3)$. Преобразование последних по формулам (5.27), (5.35) позволило получить зависимость от тех же параметров средних за период значений полного тока разрядного контура I_{CP} и его искровой составляющей $I_{И}$. Графики этих зависимостей, полученные для оптимального согласно (5.17) значения $U_C = U_{ПР} = 0,72 E$ при $\psi = 0$ и $\varphi_3 = T$ значении $\tau = RC = 3,645$ мс, приведены на рис. 5.6 для одно-

и двухфазного выпрямления, где время движения электрода φ_3 представлено в относительном виде, выраженном в градусах: $\varphi_3 = 180^\circ \cdot \frac{\omega\tau_3}{\pi}$. Видно, что при фиксированном значении искровая составляющая среднего тока меняется в широких пределах при изменении сдвига фаз между напряжением питания RC -генератора и колебаниями электрода, а следовательно, и питающего вибратор напряжения, что позволяет осуществить фазовое регулирование режима работы генератора [252]. Из рис. 5.6 видно, что более широким диапазоном фазового регулирования обладает генератор с однофазным выпрямлением, где при $0^\circ \leq \varphi_3 \leq 180^\circ$ среднее значение искровой составляющей тока изменяется в диапазоне $0 < I_{и} < I_{и.max}$. Особенно благоприятным является диапазон $90^\circ \leq \varphi_3 \leq 180^\circ$, $-180^\circ \leq \psi \leq 30^\circ$.

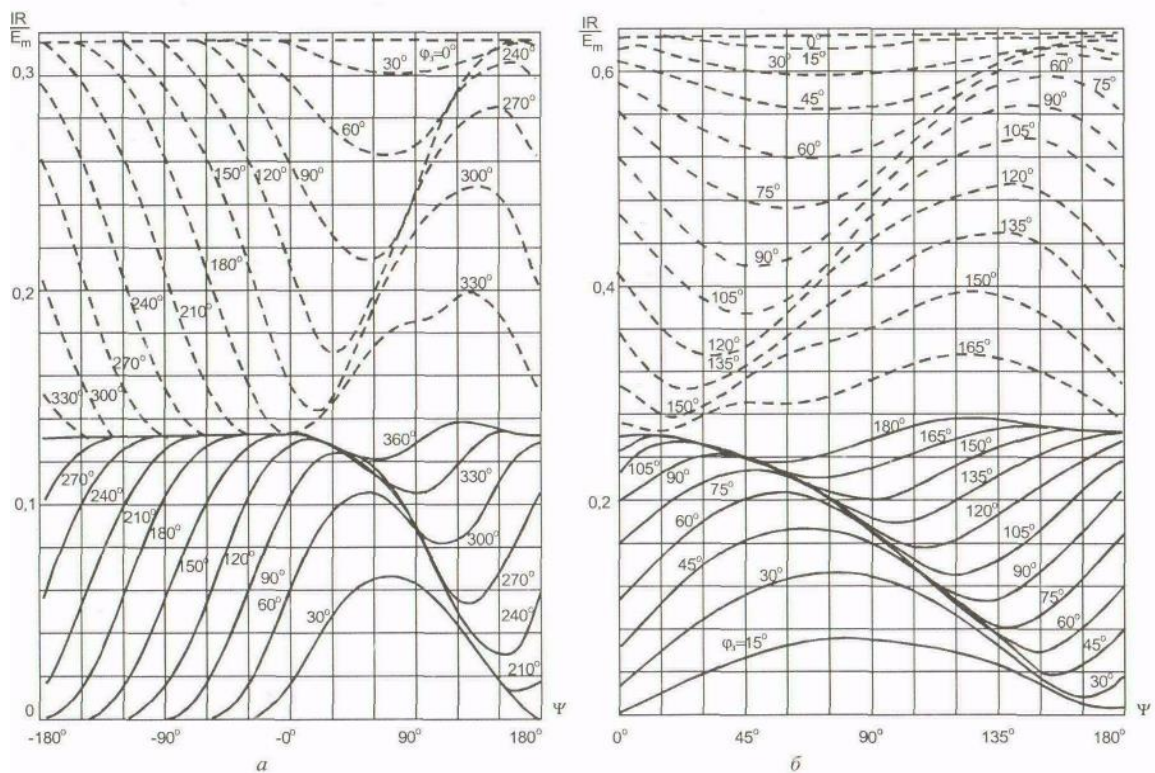


Рис. 5.6. Зависимость средних за период значений полного тока (штриховая линия) и его искровой составляющей (сплошная линия) в разрядном контуре RC -генератора с питанием однофазным (а) и двухфазным (б) выпрямленным током от времени движения электрода φ_3 и фазы питающего напряжения ψ

Аналогичный вид имеют и графики зависимостей при других значениях RC . При использовании для фазового регулирования генератора с однофазным выпрямлением частота вибрации должна составлять 50 Гц. Необходимый сдвиг фаз между напряжениями, питающими вибратор и генератор импульсов, обеспечивается фазовращателем, созданным на базе однофазного асинхронного конденсаторного электродвигателя с заторможенным фазным ротором (рис. 5.7, а). Возможно также использование фазовращателя на базе трехфазного асинхронного двигателя (рис. 5.7, б) или трехфазного трансформатора с отводками и ступенчатым переключением сдвига фаз (рис. 5.7, в). Использование специальной трехфазной асинхронной машины с обмотками I, II расположенными на статоре, и III – на заторможенном фазном роторе, установленным с возможностью поворота и аксиального перемещения, и снабженным рассеивающим кольцом [253], позволило создать генератор утроенной частоты (рис. 5.7, г). Не имеет

принципиального значения, какое из устройств (вибратор или генератор) подключить к обыкновенному трансформатору, а какое — к фазовращателю. Однако с учетом того, что в подавляющем большинстве случаев потребляемая генератором мощность превосходит мощность, потребляемую вибратором, из экономических соображений фазовращатель выгоднее использовать для питания вибратора. Поскольку при использовании частоты вибрации и эродирующих импульсов 50 Гц производительность установки снижается в два раза, а применение мостовой схемы с частотой 100 Гц (рис. 5.7, б) уменьшает диапазон регулирования (рис. 5.6), лучшие результаты обеспечивает двухконтурный генератор (рис. 5.7, в), работающий в паре с парафазным вибратором [127], создающим два противофазных колебания электрода. Негативным аспектом фазового регулирования является не которое снижение КПД генератора за счет увеличения короткозамкнутой составляющей его тока.

Используя эффект электромеханического выпремливания вибрирующих электродов в схемах по рис. 5.7, а, в при хорошей синхронизации можно вообще отказаться от диодов в зарядном контуре генератора.

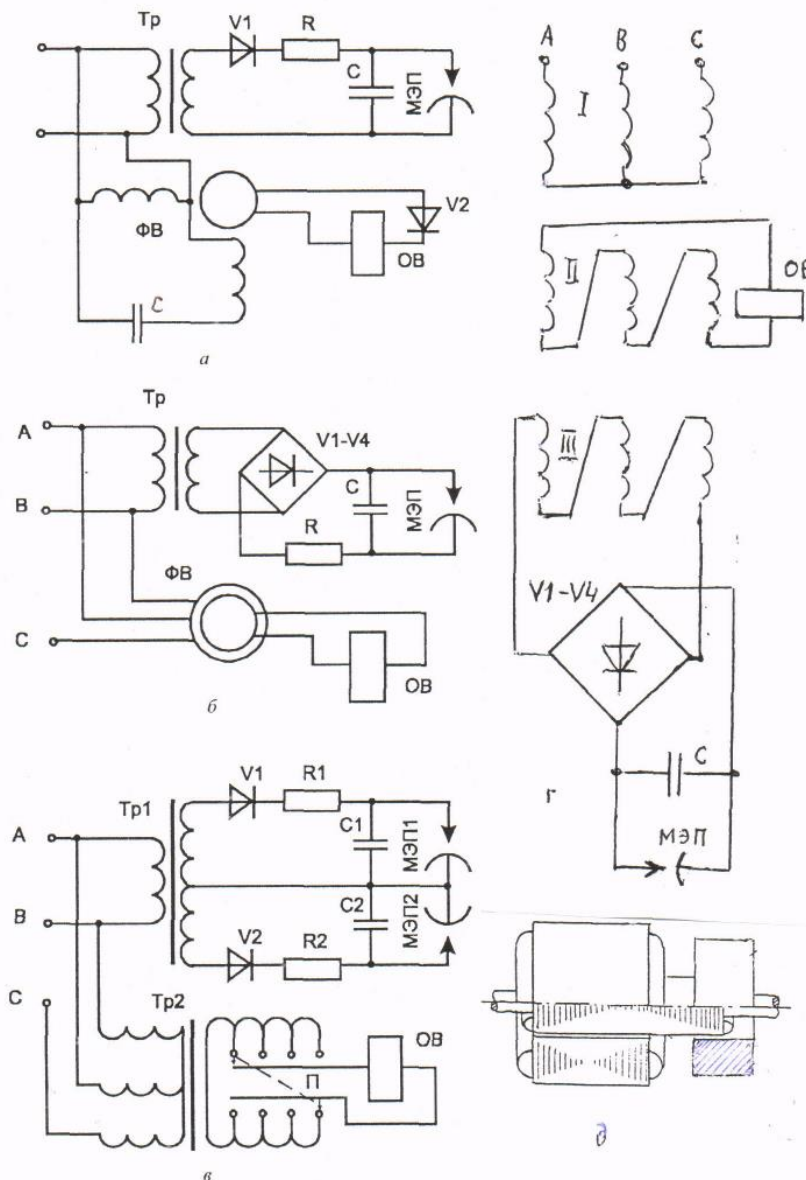


Рис. 5.7. RC-генераторы с фазовращателями:

а — однофазный с однофазным фазовращателем, б — двухфазный с трехфазным фазовращателем, в — однофазный мостовой с фазовращающим трансформатором

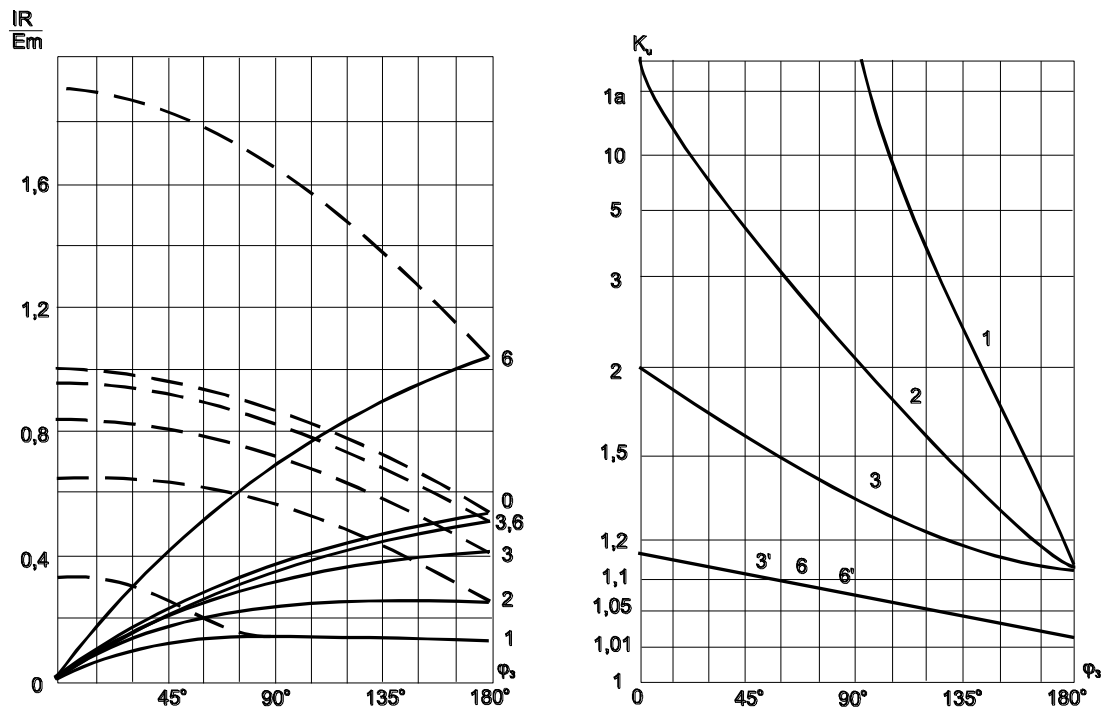


Рис. 5.8. Зависимость максимумов за период значений полного тока (штриховая линия) и его искровой составляющей (сплошная линия) (а) и кратностей регулирования последней (б) от времени движения электрода φ_s фз при питании RC -генератора постоянным (0) и выпрямленным одно-, двух-, трех-, шестифазным напряжением с общим (1, 2, 3, 6) и отдельным (3', 6') балластом

Расчеты средних значений тока разрядного контура $I_{ср}$ и его искровой $I_{и}$ и короткозамкнутой $I_{кз}$ составляющих для генераторов, созданный на базе трех- и шестифазных выпрямителей, позволили построить графики кратности изменения искровой составляющей тока разрядного контура $K_{и} = I_{и.маx} / I_{и.мин}$ (рис.5.8). Учитывая, что частота пульсации выпрямленного напряжения трехфазных выпрямителей с общим балластом в три, а шести- и трехфазных с отдельным балластом в шесть раз выше частоты питающей сети, расчеты произведены для первых на частоте пульсации 150 Гц, для вторых — 300 Гц. Постоянная времени зарядной цепи RC выбрана из оптимального (согласно 5.17) условия $U_c = 0,72 E_m$ при $\psi = 0$ и $t_3 = I/f_{пульс}$ и составляет соответственно: для трехфазного выпрямителя с общим балластом — 3,900 мс; для трехфазного с отдельным балластом и шестифазного с общим — 2,365 мс; для шестифазного с отдельным балластом — 7,040 мс. Из рис. 5.8, б следует: 1) кратность изменения тока для трехфазных выпрямителей с отдельным балластом и шестифазных обоих типов одинакова; 2) диапазон фазового регулирования искровой составляющей тока в этом случае значительно уже, чем для двухфазных, а тем более однофазных выпрямителей, и практического интереса не представляет. Поэтому аналогичные рис. 5.6 графики для генераторов с трех- и шестифазным выпрямлением не приводятся. Кроме того, с погрешностью 2,4% для шести- и трехфазного выпрямления с отдельным балластом и 10,5% для трехфазного с общим балластом можно пользоваться результатами, полученными для генераторов с питанием постоянным напряжением, на основных режимах работы. Параметры замещения трех- и шестифазных выпрямителей эквивалентным генератором постоянного напряжения приведены в табл. 5.1. Причем для мостовых трехфазных схем под E_m следует понимать амплитуду линейного напряжения.

Таблица 5.1. Параметры замещения трех- и шестифазных выпрямителей эквивалентным генератором постоянного напряжения

Выпрямитель			Параметры эквивалентного генератора		
число фаз	тип схемы	балластное сопротивление, R	E	R	$I_{кз}$
3	Со средней точкой	Общее	$\frac{1,5\sqrt{3}E_m}{\pi}$	R	$\frac{1,5\sqrt{3}E_m}{\pi R}$
3	То же	Раздельное	$\frac{1,5\sqrt{3}E_m}{\pi}$	$\frac{\sqrt{3}R}{2}$	$\frac{3E_m}{\pi R}$
6	То же	Общее	$\frac{3E_m}{\pi}$	R	$\frac{3E_m}{\pi R}$
3	Мостовая	То же	$\frac{3E_m}{\pi}$	R	$\frac{3E_m}{\pi R}$
6	Со средней точкой	Раздельное	$\frac{3E_m}{\pi}$	$\frac{R}{2}$	$\frac{3E_m}{\pi R}$
3	Мостовая	То же	$\frac{3E_m}{\pi}$	$\frac{R}{2}$	$\frac{3E_m}{\pi R}$

5.4. Исследование и установление особенностей LC-генераторов

Основным недостатком RC-генераторов, как уже отмечалось, является низкий КПД, связанный со значительными потерями энергии в балластном резисторе R . Одним из путей их снижения является замена активного балласта реактивным, в частности индуктивно стью. Последняя может быть установлена как на стороне выпрямленного, так и переменного напряжения.

В первом случае (рис. 5.9, а) при питании генератора от источника постоянного напряжения (или выпрямленного, сглаженного емкостным фильтром) из второго закона Кирхгофа для зарядного контура в интегродифференциальной форме:

$$L \frac{di_3}{dt} + \frac{1}{C} \int i_3 dt = E \quad (5.36)$$

может быть получено его дифференциальное уравнение

$$LC\ddot{u}_c + u_c = E, \quad (5.37)$$

решением которого при начальных условиях

$$u_c(0) = U_{co}, \quad i(0) = 0, \quad (5.38)$$

является

$$u_c = E - (E - U_{co}) \cos \omega_0 t \quad (5.39)$$

где ω_0 — собственная частота зарядного контура. Зарядный ток конденсатора при этом имеет форму полусинусоидального импульса

$$i_3 = (E - U_{co}) \omega_0 \sin \omega_0 t, \quad (5.40)$$

амплитудой $i_m = (E - U_{co})\sqrt{\frac{C}{L}}$ и длительностью $\tau_s = \frac{T}{2} = \frac{\pi}{\omega_0}$. Естественно, что последняя не должна превышать время движения электрода до первого удара. Из (5.39) видно, что напряжение зарядки конденсатора при этом составляет:

$$U_c = 2E - U_{co}, \quad (5.41)$$

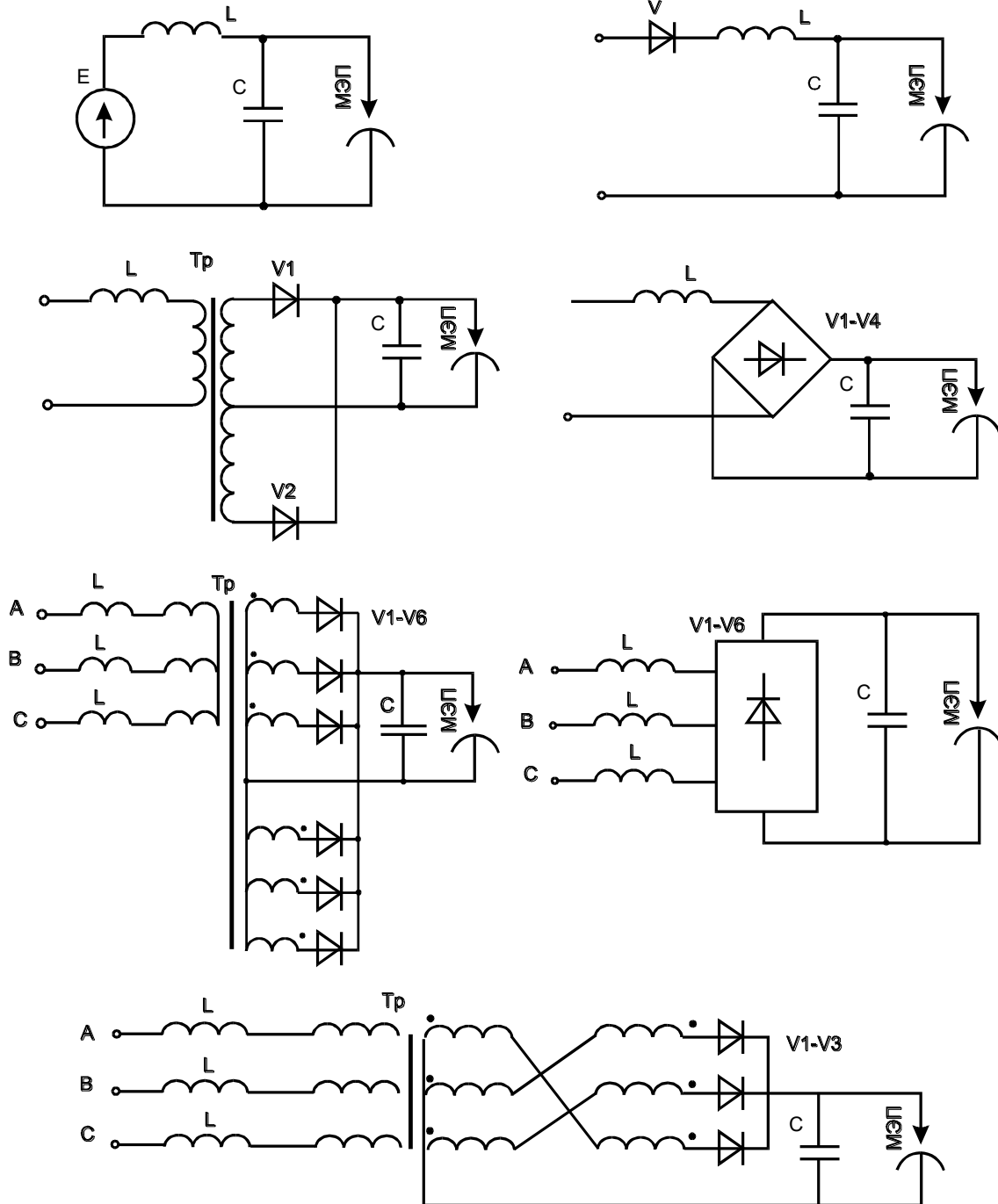


Рис. 5.9. LC-генераторы:

a — с питанием постоянным напряжением, *б* — однофазный, *в* — двухфазный, *г* — однофазный мостовой, *д* — шестифазный, *е* — трехфазный мостовой, *ж* — трехфазный со средней точкой

Учитывая, что при искровом разряде в большинстве случаев конденсатор разряжается полностью и $U_{co} = 0$, ненулевые начальные условия (5.38) обычно заменяются нулевыми. В пользу данного допущения свидетельствует физика искрового разряда, при котором

конденсатор мгновенно ($\tau_p < 100 \mu\text{с}$) разряжается практически до нуля, а энергия, накопленная в индуктивности, выделяется в виде повторного искрового разряда малой мощности при разрыве электродов. С учетом того, что заряд конденсатора осуществляется через реактивный элемент (индуктивность) с малыми потерями энергии, при индуктивном балласте становится выгоднее использовать последовательный диод в разрядном контуре, чем шунтирование конденсатора диодом в обратном направлении (аналоги схем по рис. 5.2, ж, з).

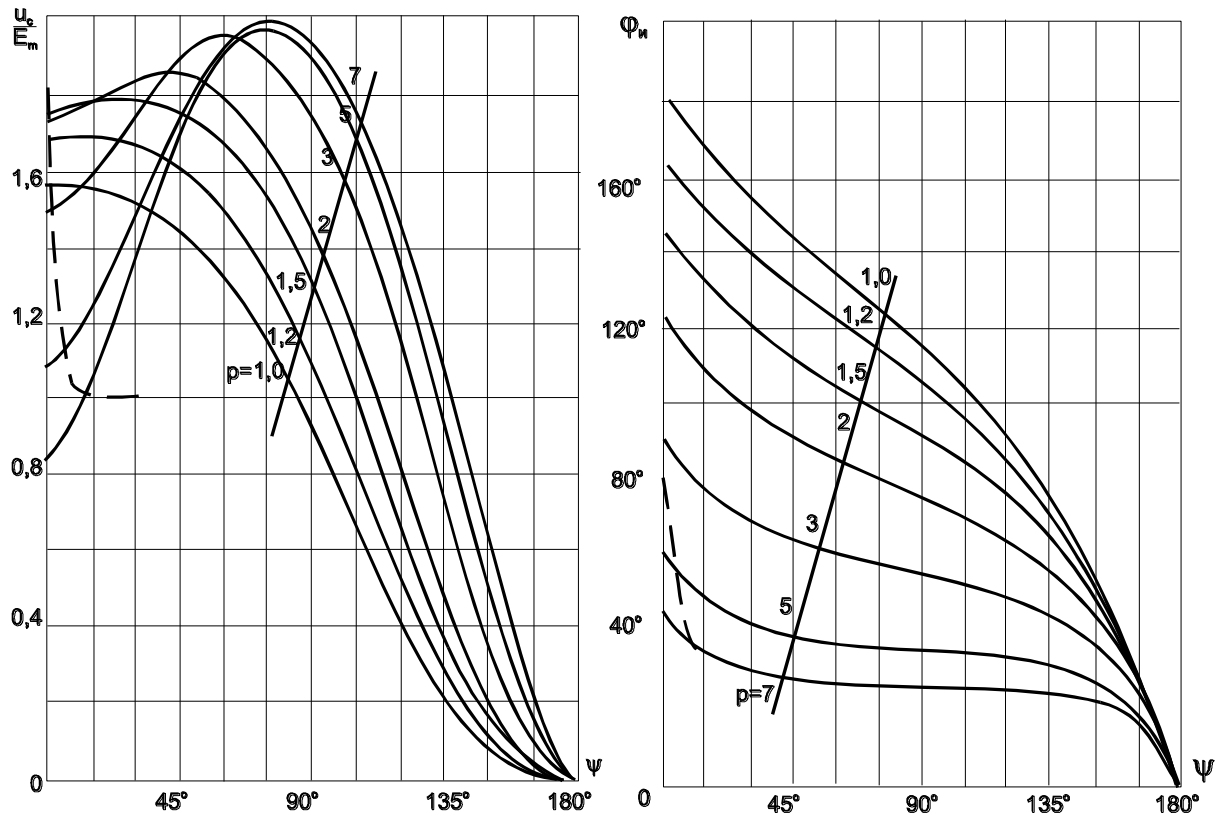


Рис. 5.10. Зависимость напряжения зарядки конденсатора (а) и длительности импульса зарядного тока (б) от фазы питающего напряжения ψ и относительной частоты LC -контра $p = \frac{\omega_0}{\omega}$ □

В качестве балластной индуктивности может быть использована обмотка вибратора. Такое решение, помимо токоограничения зарядного контура, способствует синхронизации вибрации электрода с работой генератора эродированных импульсов и используется в ряде промышленных установок (например, ЭФИ—46).

Недостатком LC -генераторов с включением индуктивности на стороне выпрямленного напряжения является неограниченное возрастание тока в случае замыкания электродов. Для его устранения необходимо ограничить ток или перейти к схеме RLC -генератора при помощи дополнительного балластного резистора, или разместив индуктивный балласт со стороны переменного напряжения. Первый вариант приводит к снижению КПД генератора, поэтому в дальнейшем рассматриваться не будет.

При питании LC -генератора с балластной индуктивностью на стороне выпрямленного напряжения возможны режимы прерывистого и непрерывного тока, характерные для выпрямителей с индуктивным балластом [257]. В электроискровых генераторах необходимо обеспечить первый режим, так как второй является по существу искродуговым.

Рассмотрим работу LC -генератора с питанием однофазным выпрямленным несглаженным напряжением (рис. 5.9, б), описываемую аналогом дифференциального уравнения (5.37):

$$LC\ddot{u}_c + u_c = E_m \sin(\omega t + \psi) \quad (5.42)$$

Его решением для резонансной настройки LC -контура $\left(\omega = \omega_0 = \frac{1}{\sqrt{LC}}\right)$ и нулевых начальных условиях являются

$$u_c = 0,5E_m(-\sin \psi \cos \omega t + \sin(\omega t + \psi) - \omega t \cos(\omega t + \psi)) \quad (5.43)$$

Дифференцирование последнего выражения дает ток зарядного контура

$$i_z = C\dot{u}_c = 0,5E_m C \omega (\sin \psi \sin \omega t + \omega t \sin(\omega t + \psi)) \quad (5.44)$$

При значительной величине силы межэлектродного зазора длительность импульса φ_z может стать больше времени движения электрода, что приводит к увеличению короткозамкнутой составляющей тока разрядного контура. Для предотвращения этого собственная частота LC -контура должна в несколько раз превышать частоту питающей сети ($\omega_0 \gg \omega$). Решением уравнения (5.42) в этом случае является

$$u_c = \frac{E_m p}{p^2 - 1} (-\cos \psi \sin \omega_0 t - p \cdot \sin \psi \cos \omega_0 t + p \cdot \sin(\omega t + \psi)) \quad (5.45)$$

где $p = \frac{\omega}{\omega_0}$. Ток зарядного контура

$$i_z = \frac{E_m C \omega}{p^2 - 1} (-\cos \psi \cos \omega_0 t + p \cdot \sin \psi \sin \omega_0 t + \cos(\omega t + \psi)) \quad (5.46)$$

Зависимости напряжения зарядки конденсатора U_c и длительности импульса, выраженной в градусной мере $\varphi_n = \frac{180^\circ \cdot \omega \tau_n}{\pi}$, от сдвига фаз между колебаниями электрода и напряжением питающей генератор сети и относительной частоты LC -контура $p = \frac{\omega}{\omega_0}$ приведены на рис. 5.10. Последняя приведена только в зарезонансном режиме ($p > 1$), поскольку при $p < 1$ длительность импульса $\varphi_n > 180^\circ$ что исключает ее использование в LC -генераторах с двухфазным выпрямлением.

Глубокое фазовое регулирование искровой составляющей тока разрядного контура возможно при длительности безконтактного движения электрода $\varphi_{уд} \geq \varphi_n$.

При собственной частоте LC -контура $p > 5,541$ и малом фазовом сдвиге ψ конденсатор заряжается двумя или большим числом импульсов почти до $U_c = 2E_m$ при $\varphi_n \approx 90^\circ$. Режим двухимпульсной зарядки показан на рис. 5.10 пунктиром при $p = 7$.

Включение балластной индуктивности на стороне переменного напряжения ограничивает максимум среднего тока КЗ LC -генератора с двухфазной со средней точкой или однофазной мостовой схемами выпрямления (рис. 5.9, в, г) значением

$$I_{кз.мах} = \frac{2E_m}{\pi L \omega}, \quad (5.47)$$

с шестифазной со средней точкой схемой выпрямления (рис. 5.9, д) значением

$$I_{кз.мах} = \frac{6E_m}{\pi L \omega}, \quad (5.48)$$

Использование трехфазной со средней точкой схемы выпрямления требует применение усложненной обмотки трансформатора типа зигзаг [251] (рис. 5.9, ж) с отсутствием

постоянного подмагничивания магнитопровода и ограничивает максимум среднего тока КЗ, как и трехфазная мостовая схема (рис. 5.9, е), значением

$$I_{\text{кз.макс}} = \frac{3E_m}{\pi L \omega}, \quad (5.49)$$

Однако использование схем LC -генераторов с числом фаз более двух нерентабельно из-за сложности обеспечения прерывистого режима выпрямленного тока.

Конструктивно балластная индуктивность на стороне переменного напряжения может быть выполнена в виде отдельной конструкции или использован трансформатор с повышенным рассеянием. Регулирование индуктивности рассеяния осуществляется подвижными катушками, рассеивающими магнитопроводами или магнитными шунтами [258, 259], в т.ч. механически поворачиваемыми [260]. Использование индивидуальных рассеивающих магнитопроводов для обмоток каждой фазы позволяет производить симметрирование магнитной цепи [261].

5.5. CC -генераторы и их возможности

Для повышения КПД релаксационных генераторов вместо активного балласта помимо индуктивного можно использовать также и емкостный. Последний встречается в CC -генераторе, который может быть реализован на базе любого выпрямителя с емкостным балластом как однофазного [262], так и трехфазного: симметричного [263] и асимметричного [264].

Использование однофазных выпрямителей с емкостным балластом позволяет создать три схемы CC -генераторов: мостовую (рис. 5.11, а), последовательного (Дилона, рис. 5.11, б) и параллельного (Латура, рис. 5.11, в) умножения. Для совместного исследования первых двух схем применим к последовательной электростатической цепи, составленной из балластного $C1$ и накопительного $C2$ конденсаторов, закон сохранения зарядов:

$$C(E_m - (U_{10} + U_{20})) = C1(U_1 - U_{10}) + C2(U_2 - U_{20}), \quad (5.50)$$

где $C = \frac{C1 \cdot C2}{C1 + C2}$ — эквивалентная емкость цепи: U_{10}, U_{20} — начальные, U_1, U_2 — конечные напряжения на балластном и накопительном конденсаторах. Из последнего выражения найдем напряжения зарядки конденсаторов:

$$U_1 = U_{10} + \frac{(E_m - (U_{10} + U_{20}))C}{C1}, \quad (5.51)$$

$$U_2 = U_{20} + \frac{(E_m - (U_{10} + U_{20}))C}{C2}. \quad (5.52)$$

Учитывая, что в мостовой схеме накопительный конденсатор разряжается до нуля, а перезаряд балластного имеет симметричный характер, получаем начальные напряжения на конденсаторах

$$U_{10} = -U_1, \quad U_{20} = -U_2, \quad (5.53)$$

подставляя которые в (5.51)—(5.52), получаем

$$U_1 = \frac{E_m C}{2 - \frac{C}{C1}}, \quad (5.54)$$

$$U_2 = \frac{\frac{2E_m C}{C_2}}{2 - \frac{C}{C_2}} \quad (5.55)$$

В частности, при $C_1 = C_2$

$$U_1 = \frac{E_m}{3}, \quad U_2 = \frac{2E_m}{3} \quad (5.56)$$

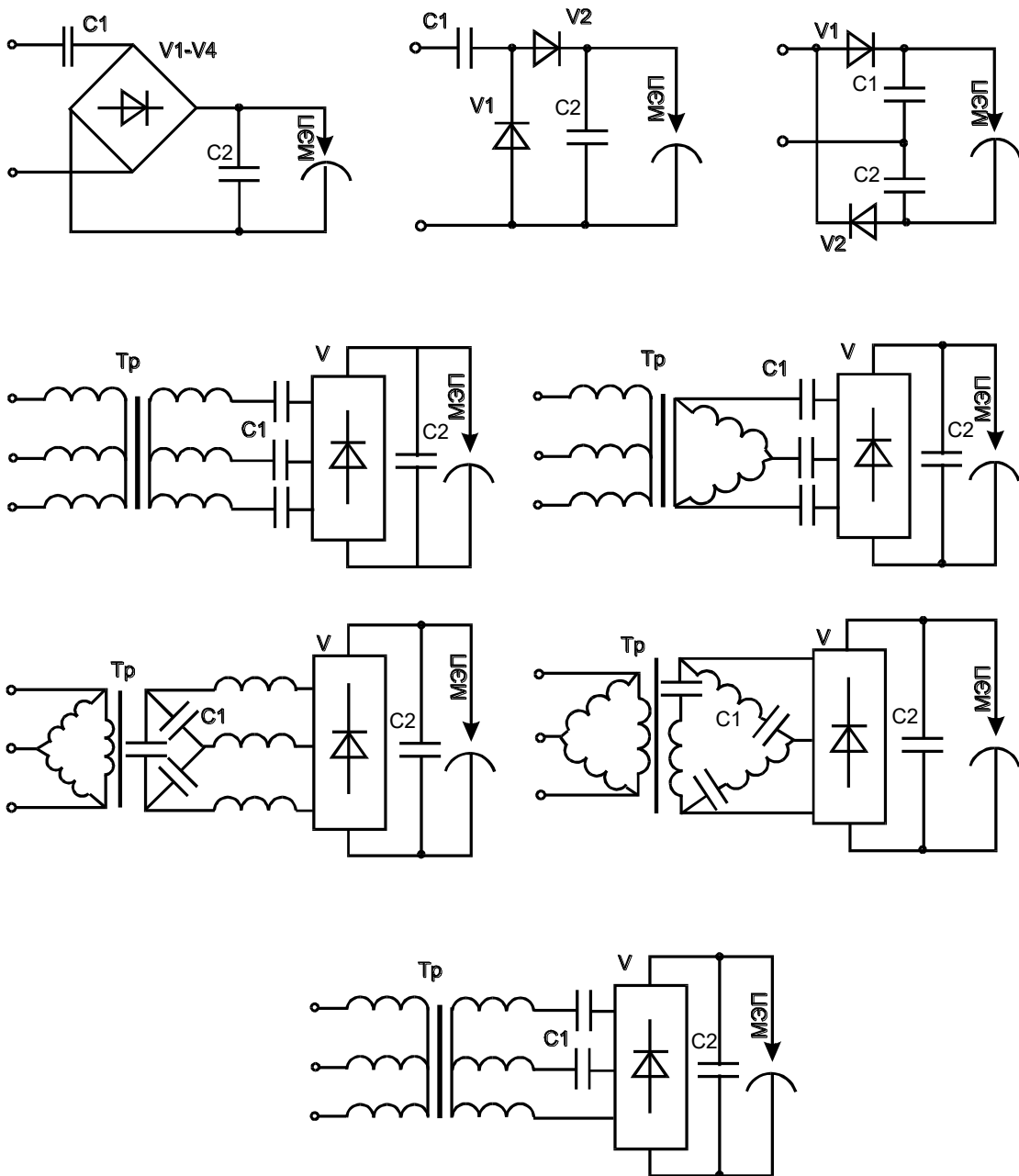


Рис. 5.11. СС-генераторы:

a — однофазный мостовой, *б* — с последовательным умножением напряжения, *в* — с параллельным умножением напряжения, *г-ж* — трехфазные мостовые симметричные, *з* — трехфазный мостовой асимметричный, *и* — трехфазный с внутренним емкостным балластом

Мостовая схема получила наибольшее практическое распространение, технологические режимы электроискрового легирования с ее использованием детально исследованы в [265].

Начальные напряжения на конденсаторах для схемы с последовательным умножением напряжения имеют вид

$$U_{10} = -E_m, \quad U_{20} = 0, \quad (5.57)$$

Подставляя их в (5.51) и (5.52), получаем

$$U_1 = \left(\frac{2C}{C1} - 1 \right) E_m, \quad (5.58)$$

$$U_2 = \frac{2E_m C}{C2}. \quad (5.59)$$

В частности при $C1 = C2$:

$$U_1 = 0; U_2 = E_m. \quad (5.60)$$

При $C1 \gg C2$ схема генерирует импульсы с напряжением, близким к удвоенной амплитуде сети. Недостатком схемы является низкая частота импульсов (50 Гц).

Схема с параллельным умножением использует перезаряд, а не разряд конденсатора и поэтому требует особого рассмотрения. По принципу работы схема является симметричной двухтактной. Подготовительный такт перезарядки одного конденсатора совмещен в ней с рабочим тактом перезарядки другого. В силу симметрии начальные условия на одном конденсаторе совпадают с конечными на другом, откуда

$$U_1 = -U_{10} = -U_2 = U_{20} = E_m. \quad (5.61)$$

Схема обеспечивает максимальную удельную (на единицу емкости установленной мощности конденсаторной батареи) мощность эродирующих импульсов.

Выражения (5.55), (5.56), (5.59)—(5.61) дают максимальные значения напряжения зарядки накопительных конденсаторов. Анализ схем в расширенном диапазоне позволил сделать следующие выводы:

1. все схемы дают возможность осуществить удовлетворительное фазовое регулирование искровой составляющей тока разрядного контура, наиболее глубокое для схемы с последовательным умножением;

2. сближение или разрыв электродов может привести к значительным экстратокам переходного процесса перезаряда конденсатора, для ограничения которых необходимо ввести небольшое активное сопротивление или индуктивность. Последнее предпочтительнее, так как не приводит к дополнительным потерям.

Схемы по рис. 5.11, а-б являются схемами с внешним емкостным балластом, схема по рис. 5.11в – с внутренним, где один и те же конденсаторы $C1$, $C2$ являются и накопительными и токоограничительными одновременно.

Мостовая трехфазная симметричная схема (рис. 5.11, г) позволяет увеличить частоту эродирующих импульсов до 300 Гц. Она предназначена для использования в паре с вибратором с трехфазным питанием [129]. Анализ схемы производится на базе уравнений, полученных нами в работах [263, 266]. В зависимости от включения балластных конденсаторов и обмоток трансформаторов [267] схема может иметь несколько модификаций (рис. 5.11, г-ж). В случае, изображенном на рис. 5.11е, нагрузка включена по схеме, описанной нами в [268]. Аналогичные модификации возможны и для схем с активным (рис. 5.4, к) и индуктивным (рис. 5.9, е) балластом. В отличие от них схема с емкостным балластом обладает большей устойчивостью прерывистого режима

выпрямленного тока, так как при разрыве электродов исключена вероятность возникновения дугового разряда.

Мостовая трехфазная асимметричная схема (рис. 5.11, з) работает аналогично симметричной, требует в три раза меньшую установленную мощность балластных конденсаторов [264]. Однако асимметрия схемы приводит к значительной асимметрии генерируемых ей импульсов, что сдерживает масштабы ее использования.

В трехфазных выпрямителях с внутренним емкостным балластом [269-271] (рис. 5.11и) токоограничение обеспечивается нулевой векторной суммой ЭДС основной гармоники вторичных обмоток трансформатора.

5.6. Особенности полуразобщенных генераторов

Несмотря на такие достоинства, как простота, дешевизна и надежность релаксационные генераторы имеют и ряд недостатков, главным из которых являются низкий КПД, даже при реактивном балласте, и значительный статистический разброс параметров эродирующих импульсов, доказанный в работе [124] для установки ЭФИ-10 осциллографированием временных диаграмм тока и напряжения разрядного промежутка. Низкий КПД объясняется наличием значительной составляющей тока короткого замыкания, не участвующей в переносе вещества. Последняя не только снижает КПД, но ухудшает качество наносимого покрытия, так как увеличивает вероятности перерождения искрового разряда в дуговой, особенно при индуктивном балласте, и возникновения прижогов и залипаний электродов.

Необходимость отстройки эродирующего импульса тока от короткозамкнутой составляющей привела к созданию схем генераторов с разобщением разрядного и зарядного контуров. Простейшими из них являются схемы с шунтированием накопителя с параллельно подключенным ему межэлектродным промежутком, полупроводниковыми коммутаторами (транзисторами или тиристорами) на время короткозамкнутой составляющей тока (рис. 5.12, а) [272]. При отведенном электроде наряду с $C1$ заряжается $C2$. Зарядный ток последнего проходит по управляющей цепи тиристора $V2$. При замыкании МЭП он открывается. Кроме того, через $R3$ включается транзистор $V1$, и конденсатор $C2$ разряжается по цепи $V1—C2—V3$. Транзистор $V1$ через резистор $R2$ шунтирует конденсатор $C1$ и прекращает его дальнейший разряд через МЭП, уменьшая вероятность прижога. Отсутствие составляющей $K3$ в эродирующем импульсе позволяет повысить качество наносимого покрытия. Шунтирование конденсатора $C1$ приводит к непроизводительным расходам накопленной в нем энергии. Лучшие результаты дает шунтирование зарядной цепи, разделенной от конденсатора C диодом $V5$ (рис. 5.12, б) [273, 274]. Тиристор $V6$ включается при достижении на конденсаторе C заданного резистором $R2$ уровня напряжения. Однако шунтирование не устраняет протекания тока по зарядному контуру и шунтирующему сопротивлению, так что КПД таких генераторов по-прежнему остается невысоким.

Лучшие результаты дает отсечка короткозамкнутой составляющей тока, при которой она отсутствует в зарядном контуре. Практическая реализация отсечки может быть осуществлена введением коммутирующих элементов в разрядный или зарядный контуры, что приводит к созданию двух принципиально различных схем полуразобщенных генераторов.

Пример полуразобщенной по разрядному контуру схемы генератора приведен на рис. 5.12, в. Она состоит из разделительного трансформатора Tr , балластного резистора $R1$, диода $V1$, накопительного конденсатора C , тиристора $V2$ с цепью его запуска $R2$, $V3$ и

межэлектродного промежутка МЭП [275]. В полупериод напряжения с полярностью, указанной на рис. 5.12, *в* без скобок, через диод *V1* и резистор *R1* производится зарядка конденсатора *C*. В следующий полупериод (полярность указана в скобках) производится запуск тиристора *V2*. Электрод в этот момент должен быть удален от детали. При их сближении возникает пробой межэлектродного промежутка, и по цепи *C—V2—МЭП* проходит импульс разрядного тока, сопровождающийся полярным переносом материала с анода на катод. При использовании для питания вибратора фазовращателя Фв схема позволяет осуществить широкодиапазонное фазовое регулирование искровой составляющей тока. Ее недостатком является низкая частота эродирующих импульсов (50 Гц), равная частоте сети.

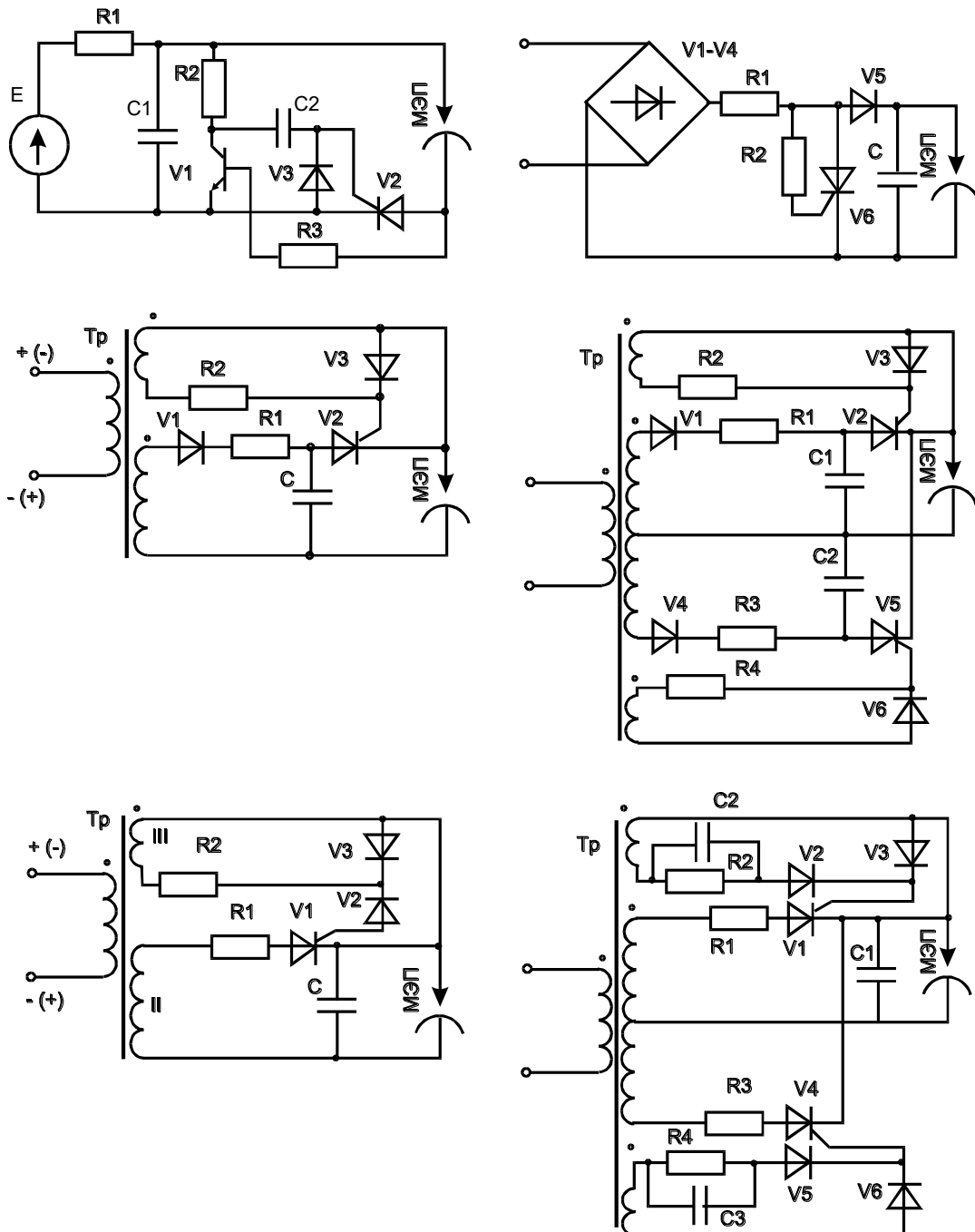


Рис. 5.12. Полуразобренный генератор:

a, б — с шунтированием накопительного конденсатора, *в, г* — разобренные по зарядному контуру, *д, е* — разобренные по зарядному контуру, *в, д* — одноконтурные, *г, е* — двухконтурные

Повысить частоту в два раза позволяет переход одноконтурной схемы генератора к двухконтурной (рис. 5.12, *з*) с работающими в противофазе контурами. В отличие от своего релаксационного аналога (рис. 5.7, *в*), требующего парафазного вибратора, полуразобщенный генератор может обойтись обычным вибратором. Частота колебаний электрода должна составлять при этом 100 Гц.

Схема полуразобщенного по зарядному контуру генератора приведена на рис. 5.12, *д*. Она состоит из разделительного трансформатора Tr , балластного резистора $R1$, тиристора $V1$ с цепью его запуска $R2$, $V2$, $V3$, накопительного конденсатора C и межэлектродного промежутка. В полупериод напряжения с полярностью, указанной без скобок, через тиристор $V1$ и резистор $R1$ производится зарядка конденсатора C . Стабилитрон $V2$ служит для укорочения запускающего тиристор импульса, так как включается только при напряжении на обмотке III трансформатора выше напряжения стабилизации. Укорочение необходимо для отсечки короткозамкнутой составляющей тока при металлическом контакте электродов за счет предотвращения повторного зажигания тиристора. Электрод при зарядке конденсатора должен быть удален от детали. В следующий полупериод (полярность указана в скобках) при сближении электродов возникает пробой межэлектродного промежутка, и по цепи C –МЭП проходит импульс эродировующего тока. В отличие от генератора, полуразобщенного по разрядному контуру, настоящая схема требует более жесткой синхронизации с вибратором, чем уступает первой схеме.

Двухтактный вариант полуразобщенного по зарядному контуру генератора, работающий при частоте вибрации электрода 100 Гц, изображен на рис. 5.12, *е*. Используемые здесь запускающие тиристоры цепочки $R2$, $C2$, $V2$, $V3$ ($R4$, $C3$, $V5$, $V6$) позволяют достичь

большого укорочения запускающих импульсов, чем примененный в предыдущей схеме стабилитрон.

Учитывая, что полуразобщенные по зарядному контуру генераторы требуют более жесткой синхронизации с вибрацией электрода, чем полуразобщенные по разрядному контуру, заключаем, что из трех рассмотренных схем полуразобщенных генераторов (с шунтированием МЭП, разобщением по разрядному и зарядному контурам) наиболее совершенной является схема с разобщением по разрядному контуру. В настоящее время полуразобщенные генераторы вытеснены более перспективными разобщенными.

5.7. Особенности и выбор оптимальных параметров разобщенных генераторов

Несмотря на значительное улучшение параметров полуразобщенных генераторов по сравнению с релаксационными надежность их работы невысока, поскольку сохраняется вероятность протекания сквозного тока из зарядного контура в разрядный при залипании электродов или сбое синхронной работы вибратора и генератора импульсов.

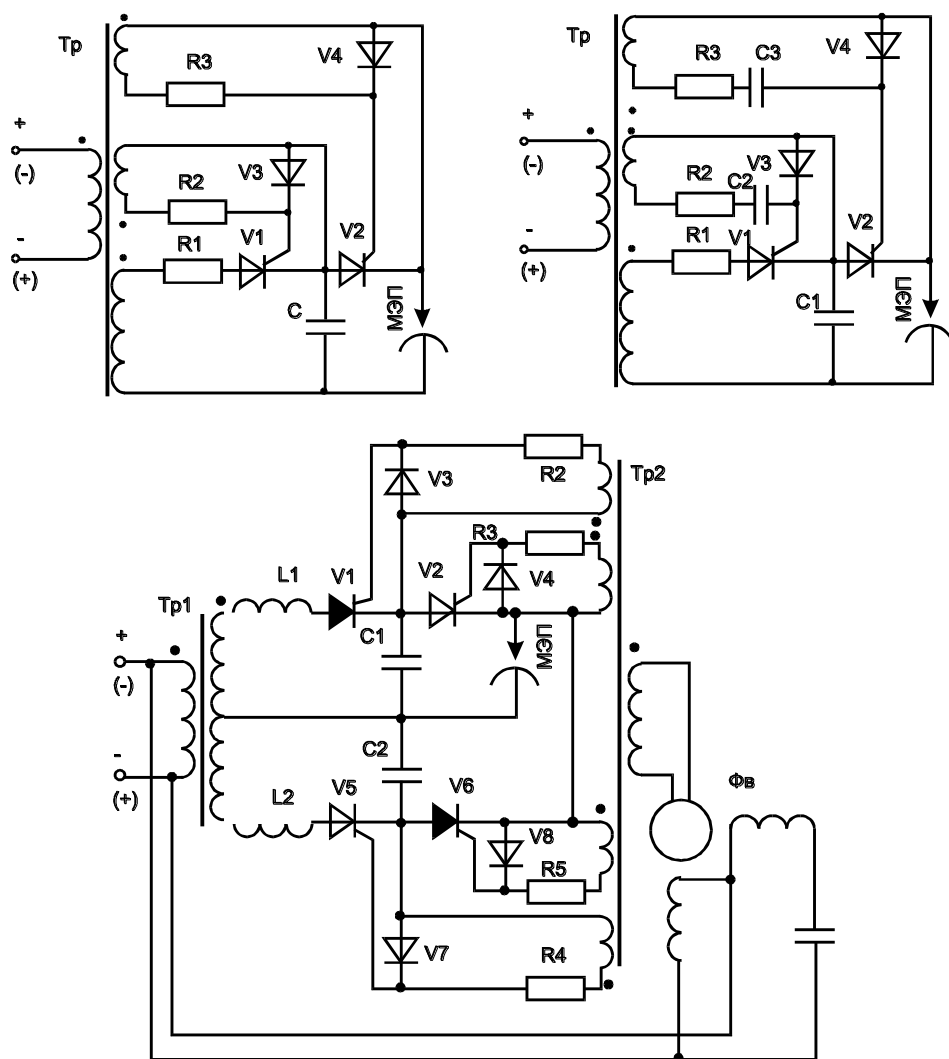


Рис. 5.13. Разобщенные генераторы, ведомые сетью:

a, б — одноконтурные с резистором и *RC*-цепочкой в цепи запуска тиристоров, *в* — двухконтурный с фазовращателем

Избежать такой ситуации можно за счет введения коммутирующих элементов в оба контура (зарядный и разрядный) одновременно. Таким образом приходим к идее разобщенных генераторов. Схема простейшего из них — асимметричного двухтактного инвертора, ведомого сетью, изображена на рис. 5.13, *a*. Она состоит из разделительного трансформатора *Тр*, конденсатора *C*, балластного резистора *R1* (или индуктивности *L*), тиристоров *V1* и *V2*, включенных соответственно в зарядный и разрядный контуры, МЭП, цепей запуска тиристоров *R2, V3* и *R3, V4* соответственно. В полупериод питающей сети с полярностью, указанной без скобок, через тиристор *V1* заряжается в конденсатор *C*, в полупериод с полярностью, указанный в скобках, через тиристор *V2* конденсатор *C* разряжается на МЭП. Использование двух коммутирующих элементов исключает ситуацию протекания сквозного тока по обоим контурам одновременно. Замена в цепях запуска тиристоров резисторов *R2, R3* фазосдвигающими цепочками *R2, C2* и *R3, C3* с регулируемыми параметрами и одновременным изменением полярности управляющих тиристорами обмоток трансформатора (рис. 5.13, *б*) позволяет осуществить плавное регулирование напряжения зарядки конденсатора *C1*.

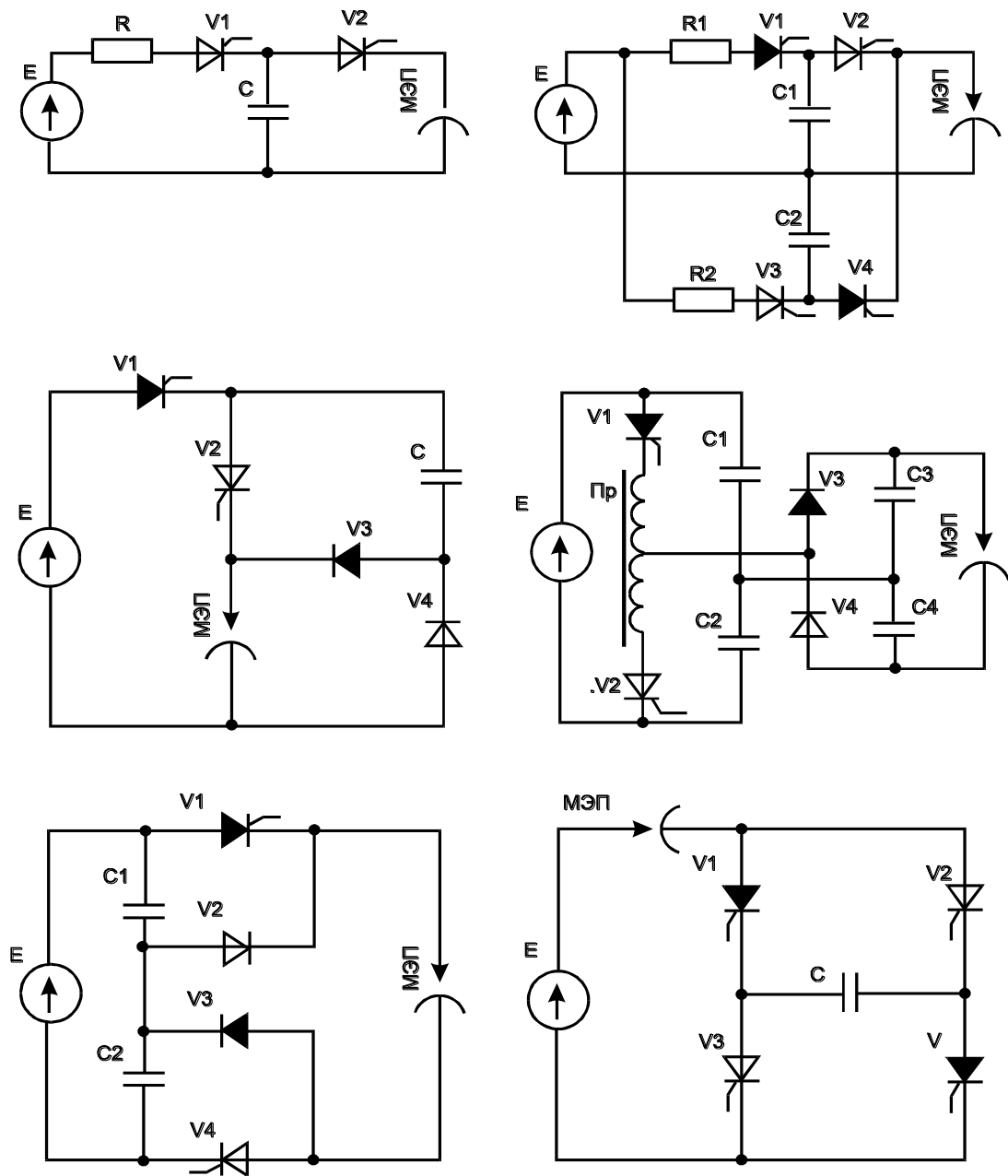


Рис. 5.14. Разобщенные генераторы, управляемые автономно:

a, б — одно- и двухконтурный двухтактные асимметричные с подготовительным и рабочим импульсами, *в* — двухтактные асимметричный с рабочими импульсами заряда и разряда конденсатора, *г* — двухтактный симметричный с дросселем, *д* — то же с двумя конденсаторами, *е* — мостовой

В рассмотренной схеме из двух тактов один является рабочим, а другой подготовительным, из-за чего частота его импульсов низкая (50 Гц). Удвоить частоту, доведя ее до 100 Гц, позволяет переход от одно- к двухконтурной схеме (рис. 5.13, *в*). Здесь и далее группы одновременно проводящих вентилей будут помечены одинаковой штриховкой. Для расширения диапазона регулирования напряжения зарядки конденсаторов относительно предыдущей схемы в цепи управления запуском тиристоров использован фазовращатель Фв и трансформатор Tr2. Возможно исключение последнего за счет использования многообмоточного фазовращателя. Однако из-за сложности его изготовления такое решение экономически нецелесообразно. Применение в фазовращателе специальной конструкции ротора с насыщаемым, как в пик-

трансформаторе, магнитопроводом позволяет дополнительно укоротить длительность запускающих тиристоры импульсов. Двухконтурные генераторы требуют дублирования ряда элементов, что значительно повышает их стоимость.

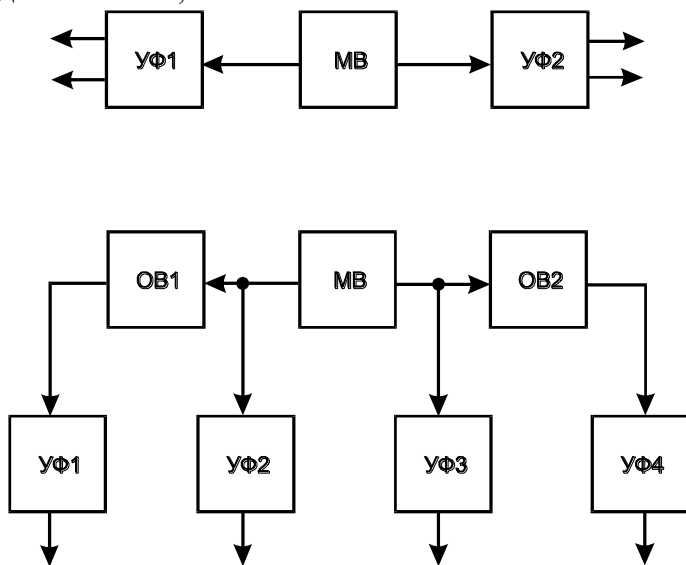


Рис. 5.15. Блоки управления разобщенными генераторами:

а — с одновременным запуском тиристоров генераторов эродирующих импульсов и питания вибратора: МВ — мультивибратор, УФ — усилитель-формирователь; *б* — со сдвигом запускающих импульсов тиристоров генераторов эродирующих импульсов и питания вибраторов: ОБ — одновибратор

Силовая цепь ведомых сетью генераторов импульсов может питаться и от источника постоянного или несглаженного выпрямленного напряжения. В первую очередь сюда следует отнести аналоги уже рассмотренных нами одно - и двухконтурных асимметричных двухтактных инверторов (рис. 5.14, *а*, *б*) [258]. Цепи запуска тиристоров аналогичны рис. 5.13 и для упрощения не показаны.

Более дешевым относительно двухконтурного является асимметричный двухтактный инвертор с той же частотой (100 Гц) с двумя рабочими импульсами, использующий как заряд, так и разряд конденсатора (рис. 5.14, *в*) [124]. Зарядный ток проходит по цепи сеть — $V1-C-V3$ — МЭП — сеть, разрядный — по цепи $C-V2$ — МЭП — $V4$. Асимметрия схемы генератора порождает асимметрию генерируемых ею импульсов.

Устранить данный недостаток позволяет переход от асимметричных двухтактных инверторов к симметричным, в которых подготовительные и рабочие такты совмещены. Исторически первым из них является последовательный двухтактный инвертор, нагруженный на мост Латура [124] (рис. 5.14, *г*), с использованием дросселя для улучшения условий запираания открытого тиристора. Однако использование дросселя удорожает схему.

Улучшение условий запираания позволило создать схему последовательного инвертора (рис. 5.14, *д*) без использования дросселя [244]. В первом такте, при открытых тиристоре $V1$ и диоде $V3$ (на схеме затушеваны) происходит заряд конденсатора $C2$ по цепи $E - V1-V3-C2-E$ до напряжения E и разряд конденсатора $C1$ по цепи $C1-V1-МЭП-V3-C1$ до нуля. Во втором такте, при открытых тиристоре $V4$ и диоде $V2$ (незатушеваны) заряжаемый $C2$ и разряжаемый $C1$ конденсаторы меняются местами.

Наибольшая удельная энергия эродирующих импульсов (на единицу установленной емкости накопительных конденсаторов) достигается в мостовом инверторе (рис. 5.14, *е*), использующем перезаряд конденсатора, с попарно включенными тиристорами $V1, V4$ и $V2, V3$.

В схемах использующих заряд или перезаряд конденсаторов, (рис. 5.14, в, д, е), сглаживание выпрямленного напряжения обязательно.

Дальнейшее повышение частоты ведомых сетью разобщенных генераторов возможно за счет использования для управления тиристорами высших гармоник сетевой частоты. Для получения последних можно использовать специальную обмотку, намотанную на нулевой стержень четырехстержневого трехфазного магнитопровода вибратора с утроением частоты [129]. Данное решение при использовании последних двух схем, помимо повышения частоты генерирования эродирующих импульсов до 300 Гц, что вполне достаточно для грубого и среднего легирования, позволяет синхронизировать их с колебаниями электрода. Для питания инвертора необходимо использовать или постоянное напряжение, или выпрямленное многофазной (не менее 6) схемой, например трехфазным мостом.

Использование для управления тиристорами многофазных обмоток с формирующими запускающие импульсы устройствами (например, пик-трансформаторами) также позволяет повысить частоту эродирующих импульсов до 300 Гц, однако это требует значительного усложнения конструкции.

Разобщенные генераторы, ведомые сетью, позволяют повысить частотный диапазон эродирующих импульсов до 300 Гц, однако при дальнейшем повышении, необходимом для чистового легирования, из-за возрастающей сложности схем запуска тиристоров он остается ограниченным этой отметкой.

Для дальнейшего повышения частотного диапазона необходимо от генераторов, ведомых сетью, перейти к генераторам с независимым управлением, осуществляемым автономным блоком управления (рис. 5.15, а), состоящим из мультивибратора изменяемой частоты и двух усилителей-формирователей. Созданные в последние годы [277] модули, содержащие силовые коммутирующие элементы и схемы управления ими, облегчают решение данной задачи, позволяя прибегнуть к модульному методу. Помимо импульсов, запускающих тиристоры генератора эродирующих импульсов, блок управления формирует также импульсы управления генератором питания вибраторов. Выбором соответствующего временного сдвига между этими импульсами, задаваемых одновибратором (рис. 5.15, б), частично удастся решить задачу синхронизации на уровне разомкнутых синхросистем. Более углубленно вопрос синхронизации будет рассмотрен в главе 9.

Помимо рассмотренных, в качестве генераторов эродирующих импульсов могут быть использованы и другие типы инверторов, преимущественно последовательные инверторы напряжения [251].

В разобщенных инверторных генераторах при высокой добротности зарядных и разрядных LC -контуров возможны нежелательные резонансные явления. Механизм их возникновения поясним на примере мостового инвертора (рис. 5.14, е). Схема замещения МЭП в проводящем состоянии складывается из противоЭДС E_0 и эквивалентного активного сопротивления R_0 (см. рис. 5.2, е). Работа инвертора при открытых тиристорах $V1, V4$ описывается дифференциальным уравнением

$$LC \frac{d^2 u_c}{dt^2} + RC \frac{du_c}{dt} + u_c = E' \quad , \quad (5.62)$$

где $R = R_0 + R_p$, $E' = E - E_0$. При начальных условиях

$$u_c(0) = -U_{co}, \quad i(0) = 0 \quad , \quad (5.63)$$

его решением является

$$u_c = E' - (E' - U_{co}) \exp(-\alpha t) \left(\cos \omega_0 t - \frac{\alpha}{\omega_0} \sin \omega_0 t \right), \quad (5.64)$$

где $\alpha = R/2L$ — декремент затухания, $\omega_0 = \frac{1}{\sqrt{LC}}$ — собственная частота зарядного контура. Учитывая, что обычно $\alpha \ll \omega_0$, последнее выражение принимает вид

$$u_c = E' - (E' - U_{co}) \exp(-\alpha t) \cos \omega_0 t. \quad (5.65)$$

Ток перезаряда конденсатора при том же допущении ($\alpha \ll \omega_0$) имеет форму затухающего полусинусоидального импульса

$$i = (E' - U_{co}) \omega_0 \exp(-\alpha t) \sin \omega_0 t. \quad (5.66)$$

Отключение тиристорov V1, V4 происходит при условии $\omega_0 t = \pi$, при этом напряжение на конденсаторе

$$u_c = u_c(\pi) = E' + (E' - U_{co}) \exp\left(\frac{-\pi\alpha}{\omega_0}\right). \quad (5.67)$$

Учитывая, что в установившемся режиме

$$U_c = -U_{co}, \quad (5.68)$$

из последних двух выражений получаем

$$U_{co} = -E' \frac{1 + \exp\left(\frac{-\pi\alpha}{\omega_0}\right)}{1 - \exp\left(\frac{-\pi\alpha}{\omega_0}\right)}. \quad (5.69)$$

Подставляя полученное значение U_{co} в (5.65), окончательно имеем

$$u_c = E' + E' \frac{2 \exp\left(\frac{-\pi\alpha}{\omega_0}\right)}{1 - \exp\left(\frac{-\pi\alpha}{\omega_0}\right)} \cos \omega_0 t. \quad (5.70)$$

Из (5.70) видно, что при малой величине α амплитуда установившихся колебаний может достигать значительных значений. При высокой добротности контура для ее ограничения необходимо введение дополнительного затухания.

Поскольку описанное явление проявляется в управляемых электрических цепях с частотой коммутации ниже собственной частоты контура, назовем его управляемым низкочастотным резонансом. Нетрудно показать, что данный тип резонанса может наблюдаться и в двухтактных инверторных генераторах с одним (рис. 5.14а) и двумя (рис. 5.14в) рабочими тактами.

В первом случае амплитуда колебаний на конденсаторе [278]

$$U_c = \frac{E + E \cdot \exp\left(-\frac{\pi\alpha_1}{\omega_1}\right) - E_0 \cdot \exp\left(-\frac{\pi\alpha_1}{\omega_1}\right) - E_0 \cdot \exp\left(-\frac{\pi\alpha_1}{\omega_1} - \frac{\pi\alpha_2}{\omega_2}\right)}{1 - \exp\left(-\frac{\pi\alpha_1}{\omega_1} - \frac{\pi\alpha_2}{\omega_2}\right)}$$

где: $\alpha_1 = R_1/2L_1$, $\omega_1 = 1/\sqrt{L_1 C}$, $\alpha_2 = R_2/2L_2$, $\omega_2 = 1/\sqrt{L_2 C}$,

во втором

$$U_c = \frac{E' + (E' - E_0) \cdot \exp\left(-\frac{\pi\alpha}{\omega_0}\right) - E_0 \cdot \exp\left(-\frac{2\pi\alpha}{\omega_0}\right)}{1 - \exp\left(-\frac{2\pi\alpha}{\omega_0}\right)}$$

Из рассмотренных схем широкое применение получили двухтактные инверторы с независимым управлением, осуществляемым автономным блоком управления: асимметричный (рис. 5.14, а, установка ЭФИ-22) с питанием несглаженным выпрямленным трехфазным напряжением и симметричный (рис. 5.14, з, установка ЭФИ-7) с питанием постоянным напряжением.

5.8. Особенности генераторов с индуктивным и двойным энергонакоплением

В настоящее время в генераторах для электроискрового легирования как неразобщенных, так и разобщенных используется исключительно емкостный накопитель энергии [124]. При размерной электроискровой обработке ранее применялись ламповые генераторы с индуктивным накопителем [246], обладающие большей удельной накопленной энергией.

Для анализа возможности использования индуктивных накопителей при электроискровом легировании [279] воспользуемся теорией дуальных электрических цепей [280]. Применив ее к схеме полуразобщенного двухтактного инвертора с емкостным накопителем (рис. 5.16, а, сплошные линии), получим схему генератора с индуктивным накопителем (рис. 5.16, а, штриховые линии), а также определим режимы его работы. В исходном состоянии ключ Кл и МЭП находятся в замкнутом состоянии. При кратковременном отпирании ключа Кл индуктивность L заряжается током I от одноименного источника тока. При разрыве электродов происходит пробой МЭП, и в нем выделяется энергия, накопленная в индуктивности L . Таким образом, основной зоной применения индуктивных накопителей энергии при электроискровом легировании являются генераторы для легирования при разрыве электродов во время отхода электрода от детали. Рассмотренная схема работоспособна, но малоэффективна, поскольку источник тока на практике реализуется как источник напряжения с большим балластным сопротивлением, непрерывное протекание тока в котором приводит к значительным непроизводительным затратам энергии.

Тем не менее использование источника напряжения позволяет перейти от схемы с нормально замкнутым к схеме с нормально разомкнутым ключом Кл. В такой схеме ток, накапливаемый в индуктивности, ограничивается балластным сопротивлением R (рис. 5.16, б). Однако из-за потерь энергии в последнем и эта схема имеет низкий КПД. Повысить его позволяет переход от ограничения тока балластным сопротивлением к ограничению временем переходного процесса заряда индуктивности при $R=0$. По окончании энергонакопления ключ Кл размыкается, и протекающий через него ток замыкается в контуре L , МЭП, V . При отходе электрода от детали межэлектродный промежуток разрывается и в нем происходит выделение накопленной в контуре энергии. Использование дорогостоящих силовых транзисторов или запираемых тиристоров повышает стоимость генератора. В силу сказанного зона использования данной схемы ограничивается установками для электроискрового легирования на мягких режимах.

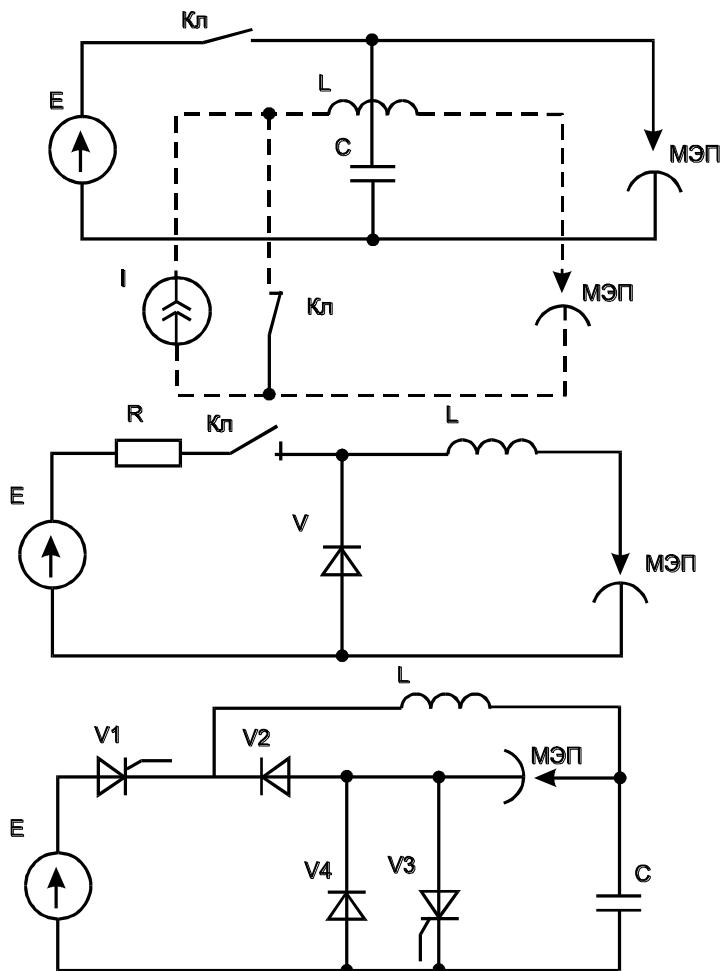


Рис. 5.16. Генераторы для электроискрового легирования с индуктивным накопителем энергии: а — дуальное преобразование двухтактного инвертора с емкостным накопителем энергии; б — генератор с индуктивным накопителем; в — генератор с двойным энергонакоплением в индуктивности и конденсаторе

Для ее расширения на более грубые режимы следует использовать более дешевые незапираемые тиристоры и обеспечить их на дежное самоотключение в результате реверса проходящего через них тока. Такой режим имеет место при подключении LC -контура к источнику постоянного напряжения. Однако из-за специфики переходного процесса в таком контуре данный подход приводит к созданию генераторов с двойным энергонакоплением; в индуктивности L и конденсаторе C (рис. 5.16, в). Энергонакопление производится при стабильном коротком замыкании электродов. В данном состоянии открывается тиристор $V1$ и по цепи $E, V1, L, C$ проходит импульс тока, заряжающий конденсатор C . Как и в LC -генераторах (5.40), импульс имеет форму полусинусоиды с

амплитудой $I_m = E \sqrt{\frac{C}{L}}$ и длительностью $\tau_{И} = T/2 = \pi/\omega_0$. При разомкнутом МЭП конденсатор зарядился бы до напряжения $U_c = 2E$, при замкнутом МЭП — при условии $U_c = E$ открывается диод $V2$, заряд конденсатора прекращается, и тиристор $V1$ закрывается. В этот момент времени ток достигает амплитудного значения ($i(\pi/2\omega_0) = I_m$), а в конденсаторе и индуктивности накоплена одинаковая энергия

$$W = \frac{CE^2}{2} = \frac{LI_m^2}{2} \quad (5.71)$$

В силу последнего генераторы с двойным энергонакоплением эффективны лишь в установках с совместным использованием для электроискрового легирования зон отхода и

подхода электрода и детали, в том числе и при повторных контактированиях электрода с деталью, существование которых доказано нами как теоретически, так и экспериментально [124]. При отходе электрода МЭП размыкается и в нем выделяется накопленная в индуктивности энергия. При подходе включается тиристор $V3$ и в МЭП выделяется энергия, накопленная в конденсаторе. Если в начале цикла при включении тиристора $V1$ МЭП случайно окажется разомкнутым, то в конденсаторе накопится энергия $W = 2CE^2$, которая выделяется при замыкании тиристора $V3$, и аварийного режима не возникнет. Для обеспечения полного энерговыделения накопленной в конденсаторе энергии параллельно тиристорам $V3$ включен обратный диод $V4$. Благодаря использованию для электроискрового легирования зон подхода и отхода электрода данные генераторы обеспечивают высокую производительность и на мягких режимах.

Таким образом, нами показана принципиальная возможность использования для электроискрового легирования генераторов с индуктивным накопителем энергии и определены зоны их эффективного использования: мягкие режимы данного способа при отходе электрода от детали для генераторов только с индуктивным накопителем энергии и грубое легирование при отходе и подходе электрода для генераторов с двойным энергонакоплением в индуктивности и конденсаторе.

Объединение функций накопления энергии и ее передачи из сетевого контура в технологический в едином индуктивном элементе – трансформаторе – накопителе (транснакопителе) привело к созданию нами качественно нового генератора [281], состоящего (рис. 5.16г) из ключевого управляемого элемента V_1 (транзистора, запираемого тиристора); импульсного транснакопителя T_p с немагнитным зазором, содержащего первичную I, вторичную II и возвращающую III обмотки; выпрямительного диода V_2 технологического контура; обратного диода V_3 , применяемого для возврата недоиспользованной энергии источнику E . Зазор в транснакопителе необходим для аккумулирования в нем магнитной энергии. При включении ключевого элемента V_1 по обмотке I проходит линейно возрастающий импульс тока и накапливается магнитная энергия $W_{ЭМ} = L_1 I_1^2 / 2$ в зазоре. После выключения элемента V_1 в схеме возникает перенапряжение, межэлектродный промежуток (МЭП) пробивается, и в нем выделяется накопленная энергия. Если МЭП велик (например при отведенном вибраторе), то в результате перенапряжения открывается обратный диод V_3 и недоиспользованная энергия $W_{ЭМ}$ по цепи T_p , обм. III - V_3 - E - T_p , обм. III возвращается источнику напряжения E . меры дополнительной защиты элемента V_1 от перенапряжения рассмотрены в [282].

Там же приведена методика расчета данного генератора с примеров.

5.9. Исследование и выбор прерывателей

Помимо инверторов существуют генераторы импульсов с дозированной энергией, принцип действия которых базируется на периодическом подключении МЭП к источнику постоянного или выпрямленного напряжения при помощи полностью управляемых ключевых элементов (транзисторов или запираемых тиристоров). До недавнего времени отсутствие мощных силовых элементов ограничивало сферу использования прерывателей установками прецизионного электроискрового легирования [245, 283]. Разработка в последнее время силовых ключевых элементов повышенной частоты [284] позволило расширить диапазон применения прерывателей также на установки среднего и грубого режима данного способа.

Принципиальная схема прерывателей довольно проста — к источнику постоянного или выпрямленного напряжения при помощи транзистора (рис. 5.17, *а*) или запираемого тиристора V (рис. 5.17, *б*) подключается межэлектродный промежуток. Балластный резистор R служит для ограничения установленной мощности ключевого элемента. Однако при этом следует учитывать, что он ограничивает только мощность, рассеиваемую элементом, а не потребляемую от сети схемой и поэтому не способствует увеличению КПД последней.

Увеличить КПД можно с использованием индуктивного балласта (рис. 5.18, *в*). Диод $V2$, подключенный встречно-параллельно цепочке из индуктивности L и МЭП, служит для разрядки накопленной в индуктивности энергии на МЭП. Использование последней для электроискрового легирования существенно увеличивает КПД установки, однако форма эродировующего импульса в этом случае становится далекой от прямоугольной (рис. 5.17, *г—д*).

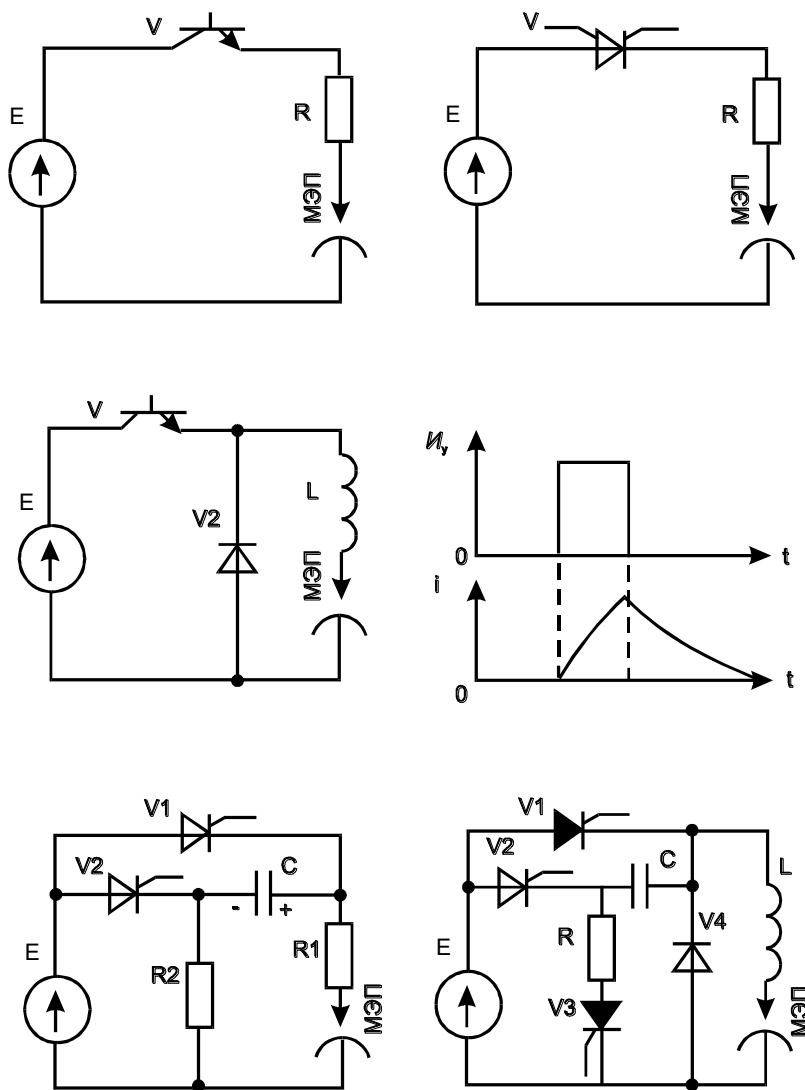


Рис. 5.17. Прерыватели:

а, б — с транзистором и запираемым тиристором и активным балластом; *в* — с транзистором и индуктивным балластом; *г, д* — временные диаграммы управляющего напряжения и рабочего тока последнего; *е, ж* — прерыватели с незапираемым тиристором

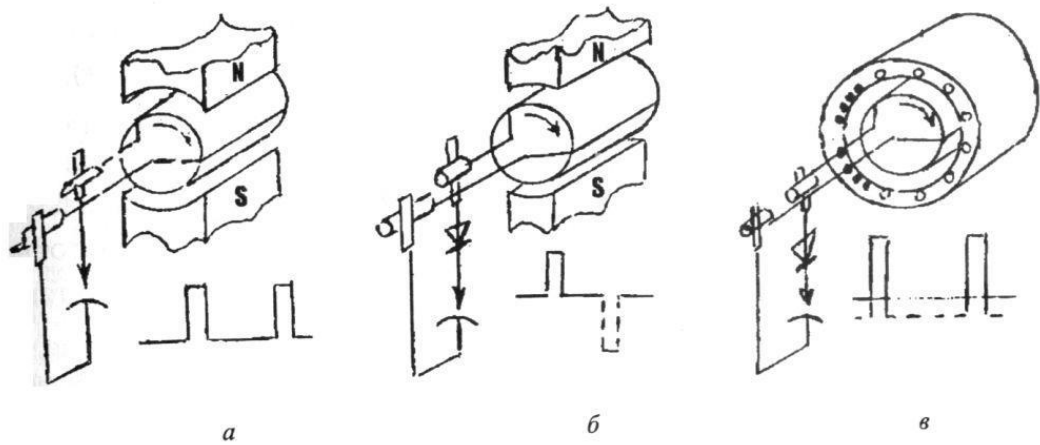


Рис. 5.18. Электромашинные генераторы импульсов и формы генерируемых ими напряжений:
a — коллекторные; *б* — машинно-вентильные с неравномерным магнитным полем; *в* — то же с неравномерно распределенной обмоткой

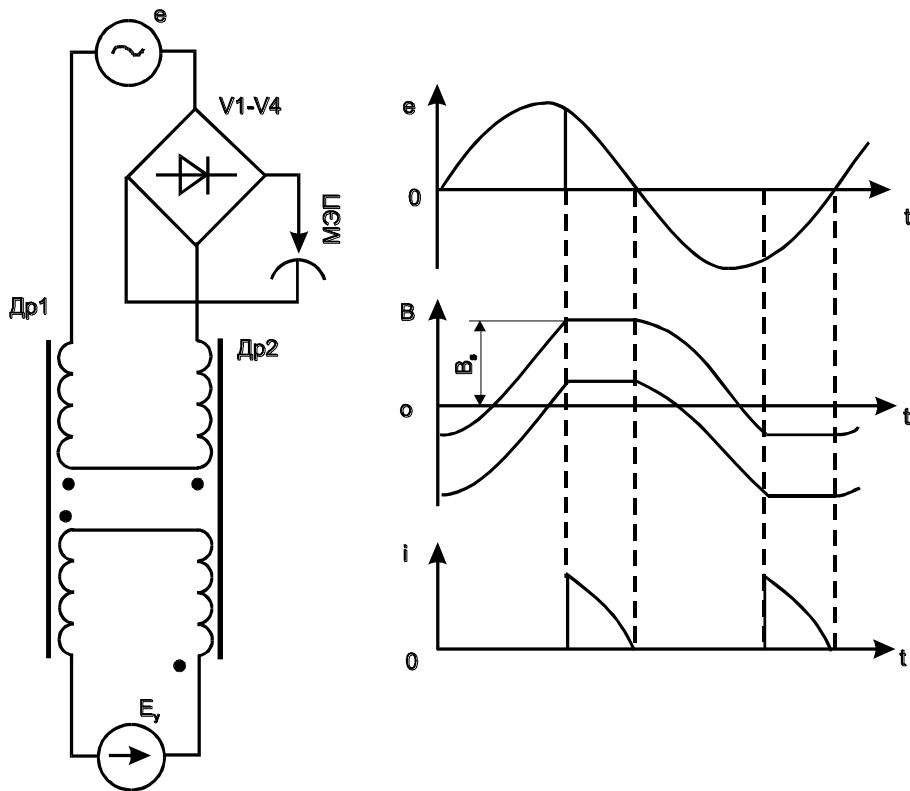


Рис. 5.19. Магнитонасыщенный генератор:
a — схема; *б, в, г* — временные диаграммы питающего напряжения, магнитной индукции дросселей и токов, рабочего и управляющего

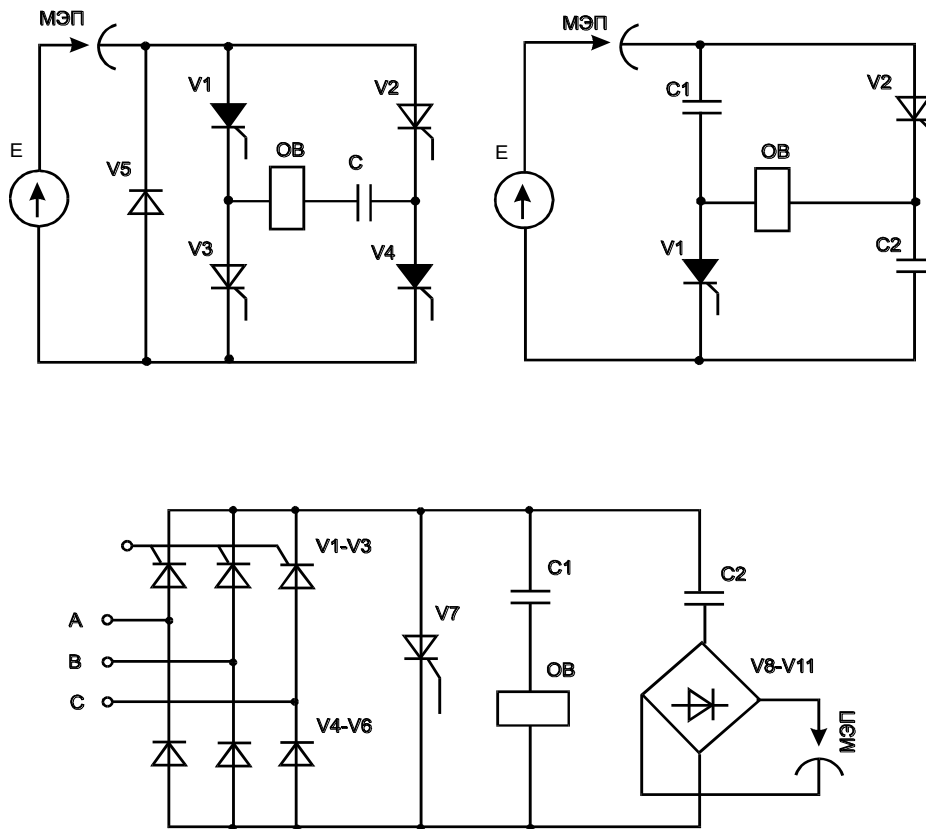


Рис. 5.20. Совмещенные генераторы:

a, б — мостовые с последовательным включением МЭП и вибратора; *в* — двухтактный асимметричный с параллельным включением МЭП и вибратора

Существуют также прерыватели постоянного тока на незапираемых силовых тиристорах [285, 286] с искусственным выключением последних, например подключением к ним предварительно заряженного через резистор R_2 конденсатора C полярностью, указанной на рис. 5.17, *e*, при помощи вспомогательного тиристора V_2 .

Расширите множество форм эродирующих импульсов, а следовательно, и улучшить качество наносимого покрытия, позволяет мостовой прерыватель на двух управляемых коммутирующих элементах V_1, V_2 с индуктивностью L в диагоналях моста [287, 288].

5.10. Разновидности электромашинных и магнито насыщаемых генераторов

Эродирующие импульсы можно получить также от электромашинных и магнито насыщаемых генераторов.

Принцип действия первых основан на преобразовании механической энергии в электрическую при помощи электрических машин. Существуют две разновидности электромашинных генераторов: коллекторные и машинно-вентильные [289].

В первой получение униполярных импульсов напряжения создается за счет его выпрямления коллектором, состоящим из двух геометрически разнесенных вдоль оси сегментов кольца (рис. 5.18, *a*). Меняя их угловой размер, можно в широком диапазоне изменять и скважность импульсов. Однако для конкретной машины ее величина остается постоянной. В отличие от нее частоту импульсов

и их амплитуду легко регулировать, изменяя скорость вращения и подмагничивание генератора. Жесткое механическое соединение контактного коммутатора с валом

электромашинного генератора позволяет легко решать задачу синхронизации эродирующих импульсов с вибратором.

Другой разновидностью электромашинных генераторов являются машинно-вентильные, в которых за счет специально подобранных неравномерных магнитного поля (рис. 5.18, б) или распределения обмотки по пазам (рис. 5.18, в) генераторов переменного тока создается резко выраженная импульсная форма напряжения с отсутствием постоянной составляющей. Выпрямление генерируемого такой машиной напряжения осуществляется за счет использования полупроводниковых неуправляемых или управляемых вентилях. В первом случае возможно регулировать только частоту и амплитуду импульсов, а во втором также и их скважность.

Конструктивно электромашинные генераторы могут быть выполнены в виде двух отдельных блоков (двигатель и генератор), соединенных между собой муфтой, или ионоблочными с общим якорем с двумя обмотками.

При ЭИЛ электромашинными генераторами изменения параметров импульсов производится регулирование скорости приводного двигателя. В [290] нами рассмотрено уменьшение скорости 3-фазных двигателей в 1,5 раза и 2-фазных в 2 раза переводом их после разгона в 1-фазный режим соответствующим увеличением числа пар полюсов.

Магнитонасыщаемые генераторы [289] являются, по существу, магнитными усилителями с естественным подмагничиванием и выходом на постоянном токе [291] (рис. 5.19, а). Импульсы рабочего и управляющего токов в них (рис. 5.19, з) существуют только в зоне насыщения магнитного потока дросселей при $B=B_S$ (рис. 5.19, в), и их длительность задается средним значением тока управления $I_y = E_y / R_y$.

Электромашинные и магнитонасыщаемые генераторы при электроискровом легировании находят ограниченное применение.

Предложенные нами магнитонасыщаемые генераторы [292] содержат три обмотки: входную I, выходную II и подмагничивания III (рис. 5.19д). Гальваническое разобщение обмоток позволяет обойтись без развязывающего силового трансформатора. В качестве балластного сопротивления Z_B лучше всего использовать индуктивность рассеяния, образованную специальными рассеивающими магнитопроводами, как в [261].

5.11. Особенности совмещенных генераторов

Рассмотренные генераторы импульсов обеспечивают создание эродирующих импульсов. Однако для реализации электроискрового легирования необходимо также и решение задачи возбуждения вибрации легирующего электрода. При низкой частоте колебаний для этого используется сетевое питание вибратора, при высокой — питание от специальных генераторов повышенной частоты. Использование отдельных генераторов для обеих задач сопряжено с излишним дублированием аппаратуры, повышающим стоимость установки. В ряде случаев удастся избежать дублирования, используя для создания эродирующих импульсов и питания вибраторов общий генератор или его отдельные узлы. Такое решение позволяет, помимо снижения стоимости установки, частично решить задачу синхронизации эродирующих импульсов с вибрацией электрода.

Совмещение решения двух задач в единой конструкции генератора возможно за счет последовательного или параллельного включения обеих нагрузок. В первом варианте (рис. 5.20, а) генератор выполнен по схеме мостового инвертора, в диагональ моста которого последовательно с накопительным конденсатором C включена обмотка вибратора ОВ. Импульс генерируемого схемой тока обходит последовательно МЭП, тиристоры V_1, V_4 (или V_2, V_3), расположенные в противоположных плечах моста,

накопительный конденсатор C и обмотку вибратора. Проходя по последней, он создает электромагнитную силу, возбуждающую механические колебания вибратора.

Возможен также вариант мостового инвертора (рис. 5.20, б) с включением в диагональ моста обмотки вибратора OB в два противоположных плеча — накопительных конденсаторов $C1, C2$, в два другие — тиристоров $V1, V2$, включаемых попеременно. Первый вариант схемы (рис. 5.20, а) изображен в исходном состоянии для легирования при отходе электрода, второй (рис. 5.20, б) — при подходе к ней. Схема используется в установке ЭФИ—39.

Схема двухтактного инвертора с параллельным включением МЭП и обмотки вибратора изображена на рис. 5.20, в. Она состоит из трехфазного выпрямительного моста с тремя управляемыми $V1—V3$ и тремя неуправляемыми $V4—V6$ вентилями, тиристора $V7$, нагруженного на две параллельные ветви, одна из которых содержит конденсатор $C1$ и обмотку вибратора OB , другая — конденсатор $C2$, МЭП и выпрямительный мост $V8—V11$. При включении одного из тиристоров $V1—V3$ происходит заряд обоих конденсаторов, включенных последовательно с обмоткой вибратора, и МЭП. Разряд конденсаторов происходит при включении тиристора $V7$. Выпрямительный мост $V8—V11$ служит для преобразования биполярных импульсов тока в униполярные, необходимые для ведения электроискрового легирования.

Однако следует иметь в виду, что совмещенные генераторы менее гибки в управлении, чем отдельные, так как не позволяют изменять сдвиг фаз между колебаниями вибратора и началом эродировующего импульса, как это возможно в отдельных (см. рис. 5.14).

Совмещенные генераторы, созданные на базе электромашинных, содержат для питания вибратора дополнительный якорь или дополнительную обмотку при одноякорном исполнении.

5.12. Разновидности преобразователей частоты

Частота эродировующих импульсов, создаваемых некоторыми типами генераторов (релаксационными CC , разобценными ведомыми сетью), ограничена частотой сети. Данное ограничение можно преодолеть, повысив предварительно частоту питающего генератора напряжения. Это можно осуществить, используя специальные устройства — преобразователи частоты. Рассмотрим основные разновидности преобразователей.

Электромашинные — представляют собой электромеханическое устройство типа двигатель—генератор. Существуют их две основные разновидности: двухроторные, представляющие собой сочлененные муфтой отдельные электрические машины, и однороторные, являющиеся машинами с двумя обмотками, расположенными на общем роторе (статоре) или на роторе и статоре. Сюда же следует отнести и преобразователи переменного напряжения в постоянное (электромашинные выпрямители).

Статические преобразователи (умножители) частоты, использующие генерацию высших гармоник магнитного потока или напряженности магнитного поля, связанную с нелинейностью вебер-амперных характеристик применяемых в электротехнике ферромагнитных материалов [293]. Экономические показатели преобразователей: КПД и $\cos\varphi$ резко падают с возрастанием коэффициента умножения частоты.

Статические множители частоты с вращающимся магнитным полем [294] по существу являются асинхронными электромашинными с заторможенным ротором. Преобразование частоты происходит за счет различного числа пар полюсов входной и выходной обмоток. Обе обмотки могут располагаться как на общем (статоре), так и на различных (статоре и роторе) узлах машины.

Преобразователи частоты как электромашинные, так и статические обоих типов использовались на ранних стадиях развития электроискрового легирования, например преобразователь МА—250 при легировании СС—генератором [265]. С развитием силовой полупроводниковой техники [277] они были вытеснены более перспективными тиристорными и транзисторными высокочастотными генераторами, и в настоящее время представляют чисто исторический интерес. Кроме того, разработка генераторов по двухкаскадной схеме (преобразователь частоты—генератор импульсов) экономически менее эффективна, чем по однокаскадной.

Анализ процессов в умножителе и методика его расчета рассмотрены нами в [295].

В [296, 297] исследованы нами четырехстержневой удвоитель частоты и умножители на гармониках выпрямленного напряжения источника питания генератора эродирующих импульсов, позволяющие получить до умножение частоты до шести крат. Предложены удвоители-утроители с однофазным [298] и трехфазным [299] питанием.

5.13. Расчет узлов блока управления генератором

В качестве задающих генераторов тактовых импульсов в блоках управления могут быть использованы различные схемы импульсных генераторов, реализованные как в дискретном полупроводниковом, так и в микросхемном исполнении. Поскольку жестких требований к стабильности частоты генерируемых импульсов в нашем процессе не предъявляется, достаточно ограничиться простейшими схемами с коллекторно-базовыми цепями [300]. Работает схема (рис. 5.21, а) следующим образом. Пусть в исходном состоянии открыт транзистор $V1$, закрыт $V2$. При этом потенциалы на коллекторе и базе транзистора $V1$ — нулевые (относительно земли), на коллекторе транзистора $V2$ — $+E$, на его базе — $-E$, оба конденсатора заряжены напряжением E положительной полярностью со стороны коллекторов. Закрытое состояние транзистора $V2$ поддерживается током перезаряда конденсатора $C1$ через составной резистор $R2 = R2' + R2''$ и продолжается до тех пор, пока потенциал базы не станет нулевым. Длительность этого процесса [300]

$$\tau_{и} = CR2 \ln 2 \approx 0,69CR2 \quad (5.72)$$

После его окончания мультивибратор опрокидывается: закрытый транзистор $V2$ открывается, открытый $V1$ закрывается. Конденсатор $C1$ через базу открывшегося транзистора $V2$ и коллекторное сопротивление $R3$ заряжается до напряжения E за время

$$\tau_{з} \approx 3 \cdot CR3 \quad (5.73)$$

Длительность процесса разряда конденсатора (5.72) определяет частоту импульсов, генерируемых мультивибратором

$$f = \frac{0,725}{CR2} \quad (5.74)$$

Из совместного рассмотрения длительностей процессов (5.72), (5.73) с учетом шунтирующего действия нагрузки получаем условие генерации мультивибратором максимальной частоты

$$R2'' \geq 5R3 \quad (5.75)$$

Условие минимальной частоты получается из обеспечения насыщенного состояния открытого транзистора даже при минимальном паспортном значении его коэффициента усиления β_{\min} :

$$R2' + R2'' \leq \beta_{\min} R3 \quad (5.76)$$

Два последних выражения определяют кратность границ регулирования частоты диапазона мультивибратора

$$K_f = \frac{f_{\max}}{f_{\min}} = 0,2\beta_{\min} \quad (5.77)$$

При выборе рабочей точки транзистора необходимо соблюсти условия

$$R_3 \leq (0,1 - 0,15)R_H, \quad (5.78)$$

где R_H — сопротивление нагрузки, например входное сопротивление усилителя-формирователя, и

$$R_2' + R_2'' \leq 0,05 \frac{E}{I_{\text{ко}}}, \quad (5.79)$$

где $I_{\text{ко}}$ — обратный ток коллектора в худших термических условиях работы транзистора. Емкость конденсатора находится из выражения (5.74).

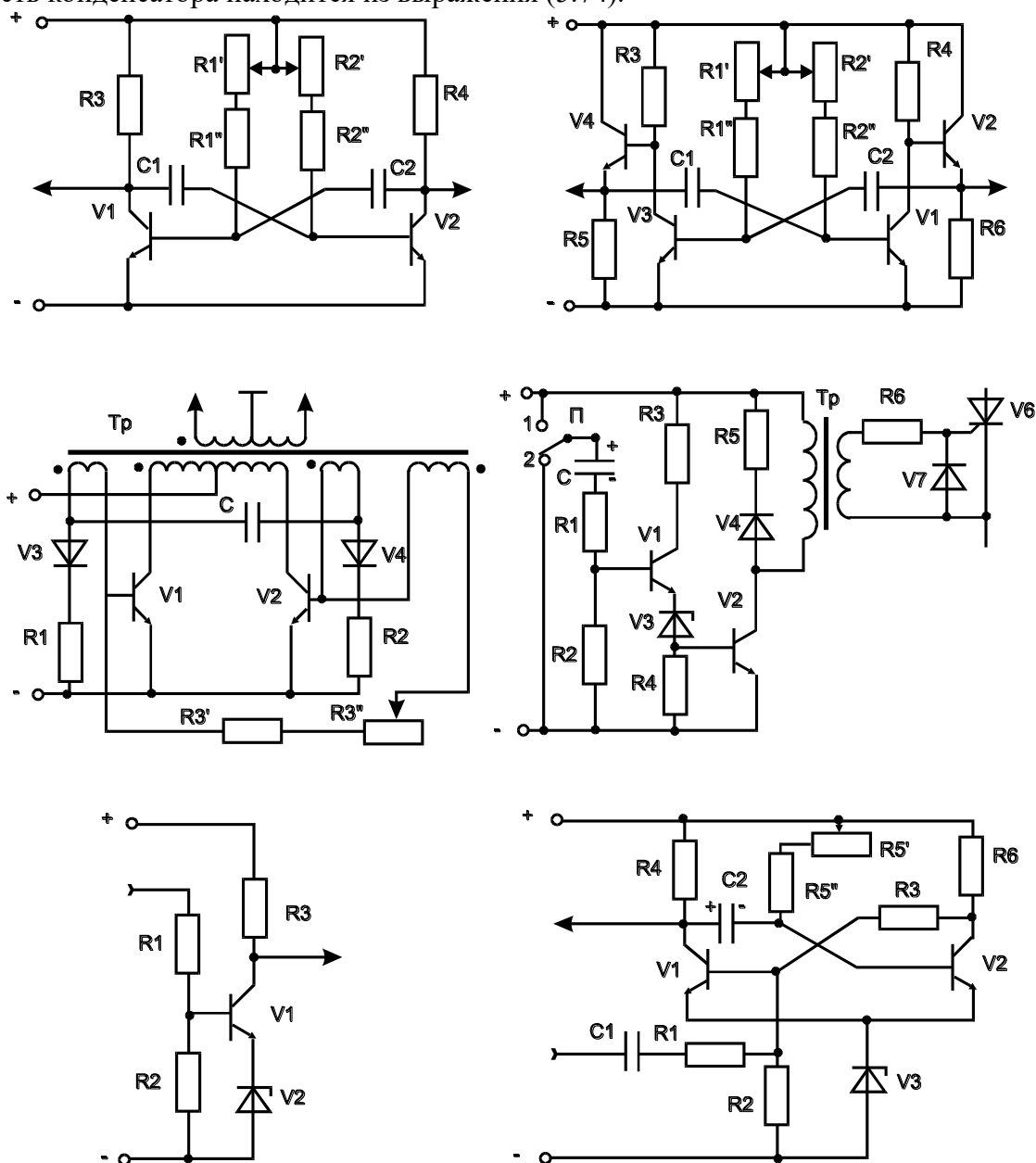


Рис. 5.21. Узлы блоков управления генераторами силовых импульсов:

a — мультивибратор с коллекторно-базовыми связями; *б* — то же со встроенными эмиттерными повторителями; *в* — ненасыщенный мультивибратор Роера с RC -временязадающими цепями; *г* — усилитель-формирователь; *д* — инвертор; *е* — одновибратор

Поскольку одним из требований, предъявляемым к генераторам, является перекрытие широкого частотного диапазона генерируемых импульсов, необходимо выбирать транзисторы с большим минимальным значением коэффициента усиления β_{\min} . Если этого недостаточно, то для дальнейшего увеличения кратности необходимо помимо сопротивления резистора $R2$ изменять также и емкость конденсаторов C . Можно использовать также составные транзисторы, у которых коэффициент усиления является произведением коэффициентов усиления составляющих транзисторов: $\beta_{\min} = \beta_{\min 1} \beta_{\min 2}$, что обеспечивает кратность границ регулирования частотного диапазона

$$K_f = 0,2 \beta_{\min 1} \cdot \beta_{\min 2} \quad (5.80)$$

в $\beta_{\min 1}$ раз большую, чем у мультивибратора с одиночными транзисторами. Однако в этом случае необходимо иметь в виду, что помимо увеличения коэффициента усиления происходит и умножение обратного тока коллектора $I_{\text{ко}}$, что усложняет достижения условия (5.79).

Отмеченного недостатка лишены специальные схемы мультивибраторов, например со встроенными эмиттерными повторителями [300] (рис. 5.21, б). Обладая такой же кратностью границ регулирования частотного диапазона (5.80), что и мультивибратор с составными транзисторами, он не усиливает обратный ток коллектора $I_{\text{ко}}$. Суммарное базовое сопротивление, как и в предыдущем случае, рассчитывается по формуле (5.79), емкость конденсатора — по формуле (5.74). Коллекторное и эмиттерное сопротивления находятся из условия

$$\beta_{\min 1}^{-1} R2 \leq R3 = R5 \leq (0,1 - 0,15) \beta_{\min 2} R_n \quad (5.81)$$

Постоянное базовое сопротивление

$$R2'' = \frac{5R3}{\beta_{\min 2}} \quad (5.82)$$

Помимо схем с коллекторно-базовыми связями в качестве задающих генераторов используются ненасыщающиеся мультивибраторы Роера с RC —временязадающими цепями [301] (рис. 5.21, в). Частота колебаний такого мультивибратора при соотношении числа витков обмоток обратной связи и базовой $W_{\text{ос}}/W_{\text{б}}$:

$$f = \frac{1}{(2\tau_n)} = \left[2RC \ln \left(1 + \frac{4W_{\text{б}}}{W_{\text{ос}}} \right) \right]^{-1} \quad (5.83)$$

Нижняя граница его частотного диапазона должна быть в 2—2,5 раза выше частоты насыщающегося мультивибратора Роера с таким же питанием, магнитопроводом и коллекторными обмотками, равной

$$f = \frac{E}{4W_{\text{к}} S B_s} \quad (5.84)$$

где E — напряжение питания; B_s — индукция насыщения магнитопровода; S — его поперечное сечение; $W_{\text{к}}$ — число витков коллекторной обмотки.

Преимуществом ненасыщающегося мультивибратора Роера по сравнению с мультивибратором с коллекторно-базовыми временязадающими связями является большая выходная мощность, позволяющая в ряде случаев обходиться без усилителей-формирователей, запуская тиристоры силовых генераторов непосредственным дифференцированием импульсов, поступающих со вторичных обмоток трансформатора; недостатками — меньший частотный диапазон и большая сложность схемы.

Для формирования запускающих силовые тиристоры электроискровых генераторов импульсов из ступенчатого перепада напряжения, создаваемого мультивибратором, используются специальные усилители-формирователи (рис. 5.21, з).

Для удобства анализа заменим управляющую усилителем-формирователем схему (мультивибратор) переключателем П, находящимся в нормальном состоянии в положении 2. Конденсатор С при этом находится в разряженном состоянии. При переводе переключателя П в положение 1 через конденсатор С, резисторы R1, R2 и базовую цепь транзистора V1 проходит ток, заряжающий конденсатор полярностью, указанной на схеме. При этом открываются транзистор V1 и связанный с ним непосредственной эмиттерно-базовой связью V2. Проходящий по коллекторной цепи последнего импульс тока трансформируется во вторичную цепь трансформатора Тр и запускает тиристор V6. По мере уменьшения тока заряда конденсатора С транзисторы V1, V2 запираются, ограничивая длительность импульса, запускающего тиристор V6. Последовательная цепочка R5—V4 служит для защиты транзистора V2 от перенапряжений при его запирании. При возврате переключателя в положение 2 происходит разряд конденсатора и подготовка схемы к новому циклу работы.

Расчет усилителя-формирователя ведется в направлении от выхода схемы к ее входу. Параметры запускающего тиристор V6 импульса (ток, напряжение и длительность) определяются его паспортными данными. Сопротивление балластного резистора в цепи запуска тиристора

$$R6 = \frac{U_2 - U_y}{I_y}, \quad (5.85)$$

где $U_2 = (2—3) U_2$ — напряжение на вторичной обмотке импульсного трансформатора; U_y, I_y — напряжение и ток запускающего тиристор импульса. Коэффициент трансформации импульсного трансформатора

$$K_{тр} = \frac{U_2}{E}, \quad (5.86)$$

где E — ЭДС питания. В некоторых случаях для питания выходного каскада на транзисторе V2 может быть использовано более высокое напряжение, чем для входного каскада на транзисторе V1. Числа витков первичной и вторичной обмоток трансформатора

$$W_1 = \frac{E\tau_y}{SB}, \quad W_2 = \frac{U_2\tau_y}{SB}, \quad (5.87)$$

где τ_y — длительность управляющего импульса тиристора V6; $B = (0,5—1) B_m$ — для сердечника с зазором; $B = (0,1—0,2) B_m$ — для сердечника без зазора [302]; B_m — максимальная индукция материала магнитопровода. Коллекторный и базовый ток транзисторов:

$$I_{K2} = I_y \cdot K_{тр}, \quad (5.88)$$

$$I_{K1} \approx I_{62} = \frac{2I_{K2}}{\beta_{\min 2}}, \quad (5.89)$$

$$I_{61} = \frac{2I_{K1}}{\beta_{\min 1}}. \quad (5.90)$$

Избыточная насыщенность транзисторов, обусловленная заведомо завышенными значениями базовых токов, сплющивает вершину формируемого схемой импульса, приближая ее форму к прямоугольной.

Сопротивление коллекторного резистора транзистора $V1$:

$$R3 = \frac{E - U_{\text{ст}}}{I_{K_1}}, \quad (5.91)$$

где $U_{\text{ст}} = (0,25—0,33) E$ — напряжение стабилизации диода $V3$. Сопротивление $R1$ в базовой цепи транзистора $V2$ выбирается равным 1—2 кОм.

Длительность формируемого импульса выбирается равной длительности τ_y управляющего запуском тиристора $V6$ импульса. Для ее нахождения отметим, что при открытом транзисторе $V1$ ток в сопротивлении $R2$ постоянен и равен

$$I_{K_2} = \frac{U_{\text{ст}}}{R2}. \quad (5.92)$$

Стартовое значение тока в сопротивлении $R1$

$$I_{R1} = I_{R2} + I_{\text{б1}} = \frac{E - U_{\text{ст}}}{R1}. \quad (5.93)$$

В дальнейшем ток уменьшается по экспоненциальному закону и при $I_{R1} = I_{R2}$ транзистор запирается. Пренебрегая входным сопротивлением насыщенного транзистора $V1$ и динамическим сопротивлением стабилитрона $V3$ и приравнивая длительность формируемого импульса времени включения тиристора $V6$, получаем

$$\tau_y = R1 \cdot C \ln \frac{(E - U_{\text{ст}})R2}{U_{\text{ст}}R1}. \quad (5.94)$$

Принимая отношение между сопротивлениями $R2, R1$:

$$\frac{R2}{R1} = 3 - 4, \quad (5.95)$$

из совместного рассмотрения выражений (5.92), (5.93), (5.95) находим сопротивление

$$R1 = \frac{E - (1,25 - 1,33)U_{\text{ст}}}{I_{\text{б1}}}, \quad (5.96)$$

а затем из выражения (5.95) и сопротивление $R2$. Емкость конденсатора C находится из выражения (5.94).

Схема усилителя-формирователя может отличаться от рассмотренной рядом признаков: уже упомянутое выше раздельное питание первого и второго каскадов усиления; стабилитрон $V3$ может быть включен в эмиттерные цепи одновременно обоих транзисторов; вместо стабилитрона использовано внешнее отрицательное смещение, подаваемое на резистор $R2$ и другие, (естественно эти и другие схемные изменения могут деформировать рассмотренные нами расчетные формулы).

При запуске усилителя-формирователя от мультивибратора, собранного по схеме рис. 5.21, *а*, используется перепад напряжения на запирающемся транзисторе. Длительность фронта данного перепада (5.73) намного превышает длительность фронта на отпирающемся транзисторе, что в значительной мере искажает форму выходного импульса усилителя-формирователя. Для улучшения последней необходимо или использовать в мультивибраторе и усилителе-формирователе транзисторы разной полярности, или включать между ними инвертор (рис. 5.21, *д*). Сопротивления резисторов и тип стабилитрона в эмиттерной цепи транзистора могут быть выбраны такими же, как и в первом каскаде усилителя-формирователя (рис. 5.21, *з*). Благодаря низкому напряжению насыщения транзисторов в мультивибраторе стабилитрон в инверторе может быть опущен. Величина сопротивления $R2$ в этом случае не должна превышать 1—2 кОм.

В качестве линий задержки при формировании временной диаграммы, обеспечивающей сдвиг между импульсами запуска тиристорных генераторов эродлирующих

импульсов и питания вибратора, чаще всего используются одновибраторы (задержанные мультивибраторы) — рис. 5.21, *е*. В исходном состоянии транзистор $V2$ одновибратора открыт, $V1$ — закрыт. Конденсатор $C2$ при этом заряжен полярностью до напряжения $E - U_{CT}$. При подаче запирающего импульса на базу транзистора $V1$ одновибратор опрокидывается: $V1$ — закрывается, $V2$ — открывается. Для запуска одновибратора может быть использована также подача запирающего импульса на базу транзистора $V2$. Однако данный вариант хуже из-за шунтирующего действия на генератор запуска коллекторного сопротивления $R4$ транзистора $V1$, связанного с базой транзистора $V2$ посредством конденсатора $C2$. Длительность метастабильного состояния опрокинутого одновибратора продолжается

$$\tau_{и} = R5 \cdot C2 \ln 2 \approx 0,69 R5 \cdot C2, \quad (5.97)$$

после чего он возвращается в исходное состояние.

Выбор сопротивлений $R5$, $R6$ в цепи нормально открытого транзистора $V2$ осуществляется аналогично автоколебательному мультивибратору по формулам (5.75), (5.78), (5.79). Роль E в последней играет $E - U_{CT}$. Коллекторные и базовые сопротивления обоих транзисторов выбираются одинаковыми: $R6 = R4$, $R3 = R5$. Параметры сопротивлений $R1$, $R2$ в цепи запуска рассчитываются аналогично усилителю-формирователю по формулам (5.95), (5.96). При расчете

емкости входного конденсатора $C1$ по формуле (5.94) длительность запускающего импульса выбирается $\tau_{у} = 1 - 2$ мкс. Как и в усилителе-формирователе напряжение стабилизации диода $V3$ принимается как $U_{CT} = (0,25 - 0,33) E$.

Выходной сигнал для запуска усилителя-формирователя снимается непосредственно с коллектора транзистора $V1$ или через инвертор с коллектора транзистора $V2$. Последний вариант предпочтительней в связи с меньшей длительностью переходного процесса и более крутым фронтом. Наличие стабилитрона в эмиттерной цепи инвертора в этом случае обязательно.

Схема может иметь ряд модификаций, отличающих ее от рассмотренной: подача запирающего импульса на базу нормально открытого транзистора $V2$, использование вместо стабилитрона $V3$ внешнего смещения, подаваемого на резистор $R2$, и др.

При микросхемной реализации блока управления в качестве мультивибраторов могут быть рекомендованы микросхемы 218ГГ1, К218ГГ1 серий 218, К218 с питанием 6,3 В [303]. Генерируемая ими частота регулируется емкостью навесных конденсаторов. В качестве одновибраторов рекомендуются микросхемы 218АГ1, К218АГ1 тех же серий. Время задержки изменяется емкостью навесных конденсаторов.

В качестве инверторов могут использоваться микросхемы 218ЛН1 (2,3), К218ЛН1 (2,3) серий 218, К218, а также ряд схем широко распространенной 155 серии с питанием 5 В. Следует отметить, что микросхемы 218 и 155 серий хорошо согласуются между собой при совместном питании промежуточным напряжением 5,5—5,6 В. Что касается усилителя-формирователя, то ввиду ограниченной выходной мощности микросхем общего применения его рациональнее изготавливать на дискретных элементах.

Глава 6 ИССЛЕДОВАНИЕ И ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ ВИБРАЦИИ ЭЛЕКТРОДА ПРИ ЭЛЕКТРОИСКРОВОМ ЛЕГИРОВАНИИ

При электроискровом легировании вибратор работает в виброударном режиме, характеризующимся чередованием интервалов безударного движения якоря с ударами электрода о деталь и траверсы якоря о сердечник.

Спецификой работы вибратора при электроискровом легировании, отличающей его от работы других виброударных механизмов (отбойных молотков, строительных вибраторов, молотов для забивания свай), являются широкий частотный диапазон; увеличение времени удара и уменьшение коэффициента восстановления скорости, происходящие под действием интегрального разогрева электрода и детали при электроискровом легировании, и усилий, развиваемых под действием разрядов и расталкивающих электроды.

6.1. Исследование колебания однокоординатного вибратора с сосредоточенными параметрами при полигармоническом возбуждении

Колебания вибраторов с сосредоточенными параметрами, конструктивно подразделяющихся на

поступательные (рис. 6.1, а, б) и поворотные (рис. 6.1, в—ж), при полигармоническом возбуждении на безударных интервалах движения описываются в относительных координатах уравнением

$$\ddot{\lambda} + 2\beta\dot{\lambda} + p^2\lambda = \xi_0 + \sum_{k=1}^{\infty} \xi_{km} \sin(k\varphi + \psi_k) \quad (6.1)$$

$$\xi = \frac{F}{F_B}$$

где соответственно для вибраторов поступательного и поворотного типов:

$$\xi = \frac{M}{M_B} \quad \lambda = \frac{Xm\omega_0^2}{(F_B p^2)} \quad \lambda = \frac{\gamma J \omega_0^2}{(M_B p^2)}$$

- относительное возбуждающее усилие; □

перемещение; $\dot{\lambda} = \frac{Xm\omega_0}{(F_B p)}$ □, □ $\dot{\lambda} = \frac{\dot{\gamma} J \omega_0}{(M_B p)}$ — относительная скорость; $\ddot{\lambda} = \frac{\ddot{X}m}{F_B}$ □, □ $\ddot{\lambda} = \frac{\dot{\gamma} J}{M_B}$ — относительное ускорение; F_B, M_B — базисные значения силы поступательного и момента поворотного вибраторов; $p = \omega_0/\omega$ □ — относительная частота колебаний; $\varphi = \omega t$ — безразмерное время; $\beta = C_p/(2m\omega_0)$, □ $\beta = B_p/(2J\omega_0)$ — относительный коэффициент диссипации; m, J — масса и момент инерции якоря.

В общем случае возможно два вида ударов — электрода о деталь при $\lambda = 0$ и траверсы якоря о магнитопровод при $\lambda = \lambda_{\max}$. Таким образом движение ограничено неравенством

$$0 \leq \lambda \leq \lambda_{\max} \quad (6.2)$$

При достижении якорем границ указанной зоны происходит удар и изменение начальных условий интегрирования уравнения (6.1), происходящие при ударе электрода о деталь, по закону

$$\lambda(\varphi_i^+ + \varphi_0) = \lambda(\varphi_i^-) = 0, \quad \dot{\lambda}(\varphi_i^+ + \varphi_0) = -K_0 \dot{\lambda}(\varphi_i^-), \quad (6.3)$$

а при ударе траверсы якоря о магнитопровод — по закону

$$\lambda(\varphi_i^+ + \varphi_0) = \lambda(\varphi_i^-) = \lambda_{\max}, \quad \dot{\lambda}(\varphi_i^+ + \varphi_{\max}) = -K_{\max} \dot{\lambda}(\varphi_i^-) \quad (6.4)$$

где K_0, K_{\max} — коэффициенты восстановления скорости при ударе электрода о деталь и траверсы о магнитопровод, принимающие значения в диапазоне $0 \leq K_0 < 1, 0 \leq K_{\max} < 1$; $\varphi_0, \varphi_{\max}$ — продолжительность названных ударов.

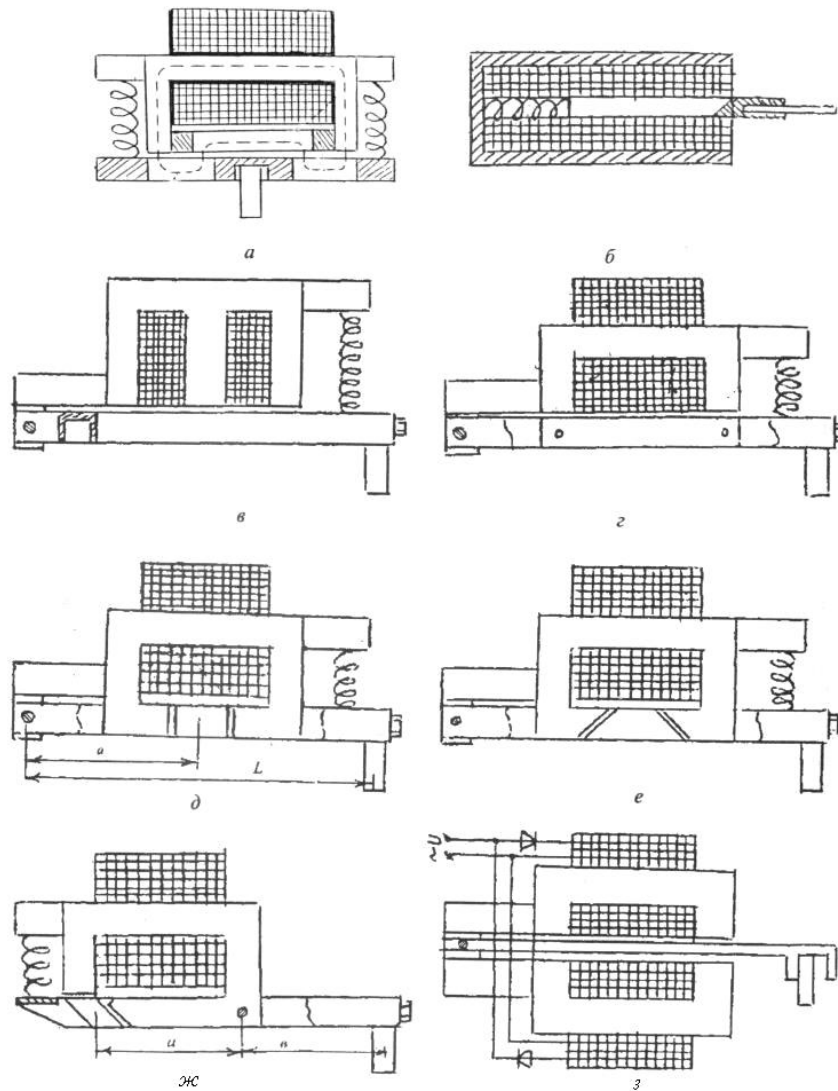


Рис. 6.1. Основные типы электромагнитных вибраторов: поступательные с П-образным многоэлементным (а) и соленоидальным (б) магнитопроводом, поворотные с Ш-образным (в) и П-образным (з) магнитопроводом, высокочастотные с прямоугольной (д), трапецидальной (е) и параллелограммоидальной (ж) вставками, двухтактный (з)

Для вибраторов, работающих в ограниченном частотном диапазоне ($f=300—500$ Гц), удар можно считать мгновенным, при этом выражения (6.3) и (6.4) упрощаются:

$$\lambda_i^+ = \lambda_i^- = 0, \quad \dot{\lambda}_i^+ = -K_0 \dot{\lambda}_i^- \quad (6.5)$$

$$\lambda_i^+ = \lambda_i^- = \lambda_{\max}, \quad \dot{\lambda}_i^+ = -K_{\max} \dot{\lambda}_i^- \quad (6.6)$$

Качественное совпадение полученных результатов распространяется значительно выше указанной границы.

6.1.1. Колебания вибратора на безударных интервалах

На безударных интервалах движения решение уравнения вибратора складывается из общего решения $C_1 f_1(\varphi) + C_2 f_2(\varphi)$ однородного уравнения и частного неоднородного $\lambda_{\text{част}}(\varphi)$:

$$\lambda = C_1 f_1(\varphi) + C_2 f_2(\varphi) + \lambda_{\text{част}}(\varphi), \quad (6.7)$$

где конкретная реализация функций $f_1(\varphi)$, $f_2(\varphi)$ зависит от параметров p , β а $\lambda_{\text{част}}(\varphi)$ помимо того и от правой части выражения (6.1). Возможные варианты решения приведены в табл. 6.1. Отметим, что случаи $\beta \geq 1$ в колебательных процессах практически не встречаются и рассмотрены лишь для полноты изложения.

Постоянные интегрирования C_1^i , C_2^i зависят от выбранного интервала i — безударного движения и находятся из решения линейной алгебраической системы:

$$\begin{aligned} \lambda_i^+ &= C_1^i f_1(\varphi_1^+) + C_2^i f_2(\varphi_1^+) + \lambda_{\text{част}}(\varphi_1^+) \\ \dot{\lambda}_i^+ &= C_1^i \dot{f}_1(\varphi_1^+) + C_2^i \dot{f}_2(\varphi_1^+) + \dot{\lambda}_{\text{част}}(\varphi_1^+), \end{aligned} \quad (6.8)$$

где начальные условия λ_i^+ , $\dot{\lambda}_i^+$ текущего интервала связаны с конечными λ_i^- , $\dot{\lambda}_i^-$ предыдущего виброударными соотношениями (6.3)—(6.6).

Уравнение (6.1) при виброударных условиях (6.3)—(6.6) решается методом прогонки решения (6.8) с произвольными начальными условиями до наступления условий периодичности:

$$\lambda(t + mT) = \lambda(t), \quad \dot{\lambda}(t + mT) = \dot{\lambda}(t), \quad (6.9)$$

где T — период возбуждающей силы; m — порядок субгармоничности решения. За период колебания $T_\lambda = mT$ совершается n ударов, из которых n_1 — ударов электрода о деталь, n_2 — ударов якоря о магнитопровод.

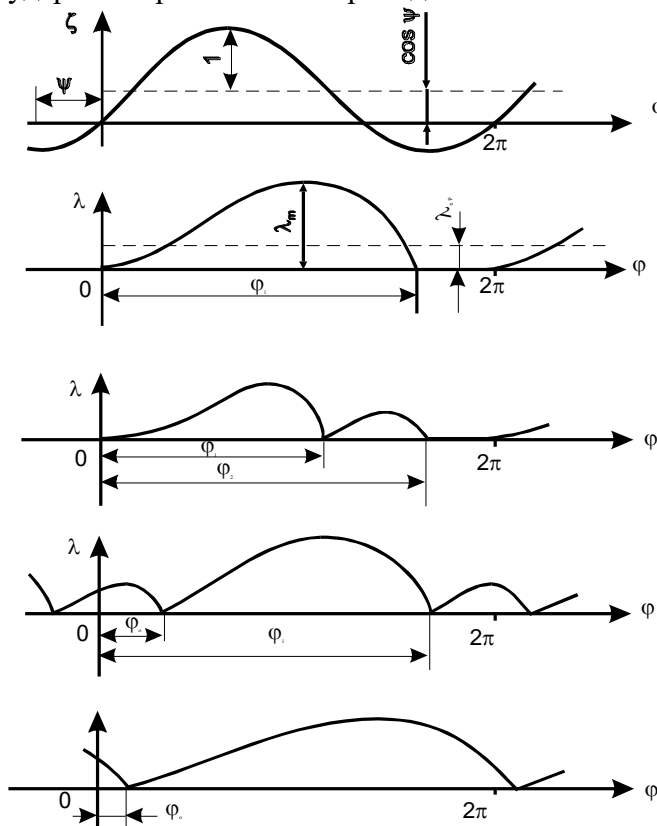


Рис. 6.2. Временные диаграммы работы виброударного механизма при гармонической возбуждающей силе:

a — возбуждающая сила, b — d — колебания электрода в зонах, b — D_{11} ; e — D_{11}^0 ; z — D_{12} ; d — D_{12}^0

Таблица 6.1. Значения функций $f_1(\varphi)$, $f_2(\varphi)$, $\lambda_{\text{час}}(\varphi)$ для решения уравнения вибратора в зависимости от параметров p , β возбуждающей силы и типа вибратора

Тип вибратора	Вид однородного уравнения	Параметры		Корни характеристического уравнения	Общее решение однородного уравнения		Частное решение неоднородного уравнения		
		β	p		$f_1(\varphi)$	$f_2(\varphi)$	в общем случае $\xi = \xi_0 + \sum_{k=1}^{\infty} \xi_{km} \sin(k\varphi + \psi_k)$	в случае гармонической возбуждающей силы $\xi = \cos\psi - \cos(\varphi + \psi)$	в случае импульсной возбуждающей силы $\xi = \begin{cases} \alpha & \text{при } 0 \leq \varphi \leq \delta \\ \alpha - 1 & \text{при } \delta < \varphi \leq 2\pi \end{cases}$
Вибраторы с упругим сопротивлением	$\ddot{\lambda} + 2\beta p \dot{\lambda} + p^2 \lambda = 0$	$\beta > 1$	—	$q_{1,2} = p(-\beta \pm \sqrt{\beta^2 - 1})$	$\exp(q_1 \varphi)$	$\exp(q_2 \varphi)$	$\lambda_0 + \sum_{k=1}^{\infty} \lambda_{km} (k\varphi + \psi_k - \alpha_k)$ где $\lambda_0 = \frac{\xi_0}{p^2}; \lambda_{km} = \frac{\xi_{km}}{\sqrt{(p^2 - k^2)^2 + (2\beta pk)^2}}$ $\alpha_k = \arccos \frac{p^2 - k^2}{\sqrt{(p^2 - k^2)^2 + (2\beta pk)^2}}$	$\frac{\cos\psi}{p^2} - \frac{\cos(\varphi + \psi - \alpha)}{\sqrt{(1 - p^2)^2 + (2\beta p)^2}}$ где $\alpha_k = \arccos \frac{p^2 - k^2}{\sqrt{(p^2 - k^2)^2 + (2\beta pk)^2}}$	$\frac{\alpha}{p^2}$ при $0 \leq \varphi \leq \delta$ $\frac{(\alpha - 1)}{p^2}$ при $\delta < \varphi < 2\pi$
		$\beta = 1$	—	$q_{1,2} = -\beta p$	$\exp(-\beta p \varphi)$	$\varphi \exp(-\beta p \varphi)$			
		$0 < \beta < 1$	—	$q_{1,2} = -\beta p \pm j\alpha$ где $\alpha = p\sqrt{1 - \beta^2}$	$\exp(-\beta p \varphi) \sin \alpha \varphi$	$\exp(-\beta p \varphi) \cos \alpha \varphi$			
	$\ddot{\lambda} + p^2 \lambda = 0$	$\beta = 0$	$\forall k \neq p$	$q_{1,2} = \pm jp$	$\sin p\varphi$	$\cos p\varphi$	$\frac{\xi_0}{p^2} + \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\xi_{km}}{p^2 - k^2} \sin(k\varphi + \psi_k)$	$\frac{\cos\psi}{p^2} - \frac{1}{1 - p^2} \cos(\alpha + \psi)$	
$\exists k = p$			$\frac{\xi_0}{p^2} + \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\xi_{km}}{p^2 - k^2} \sin(k\varphi + \psi_k) -$ при $k \neq p - \frac{\xi_{pm}}{2p} \varphi \cos p\varphi$				$\cos\psi - 0,5\varphi \sin(\varphi + \psi)$		
Вибраторы без упругого сопротивления	$\ddot{\lambda} + 2\beta p \dot{\lambda} = 0$	$\beta \neq 0$	—	$q_1 = 0$ $q_2 = -2\beta p$	$\exp(-2\beta p \varphi)$	1	$\frac{\xi_0 \varphi}{2\beta p} + \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\xi_{km} \sin(k\varphi + \psi_k - \alpha_k)}{k\sqrt{k^2 + (2\beta p)^2}}$ где $\alpha_k = \arccos \frac{-k}{\sqrt{k^2 + (2\beta p)^2}}$	$\frac{\varphi \cos\psi}{2\beta p} - \frac{\cos(\varphi + \psi + \alpha)}{\sqrt{1 + (2\beta p)^2}}$ где $\alpha_k = \arccos \frac{-1}{\sqrt{1 + (2\beta p)^2}}$	$\frac{\alpha}{2\beta p}$ при $0 \leq \varphi \leq \delta$ $\frac{(\alpha - 1)}{2\beta p}$ при $\delta < \varphi < 2\pi$
	$\ddot{\lambda} = 0$	$\beta = 0$	—	$q_{1,2} = 0$	φ	1	$\frac{\xi_0 \varphi^2}{2} + \sum_{k=1}^{\infty} \frac{-\xi_{km}}{k^2} \sin(k\varphi + \psi_k)$	$0,5\varphi^2 \cos\psi + \cos(\varphi + \psi)$	$\frac{\alpha \varphi^2}{2}$ при $0 \leq \varphi \leq \delta$ $\frac{(\alpha - 1)\varphi^2}{2}$ при $\delta < \varphi < 2\pi$

Обычно диссипация энергии на трение мала по сравнению с диссипацией на удар и коэффициентом β в (6.1) можно пренебречь. При малых амплитудах вибрации \square ограничения (6.2) можно считать односторонними — $\lambda_i > 0$. К тому же расчеты показали, что при не очень больших амплитудах наличие двустороннего ограничения мало влияет на интересующие нас значения φ_i и λ_i^+ при $\lambda = 0$. При значительной мощности разряда удар можно считать абсолютно неупругим — $K = 0$. Рассмотрим частные случаи уравнения колебаний вибратора (6.1) при полигармоническом возбуждении.

6.1.2. Колебания вибраторов при гармоническом возбуждении

Гармоническая возбуждающая сила характерна для питания вибратора от сети переменного тока. Уравнение (6.1) на безударных интервалах при малом значении зазора ($\xi_0 \leq 1$) имеет вид

$$\ddot{\lambda} + p^2 \lambda = \cos \psi - \cos(\varphi + \psi), \quad (6.10)$$

ψ — начальная фаза возбуждающей силы, при которой она \square где проходит через нуль в положительном направлении (рис. 6.2, а), при большом зазоре ($\xi_0 > 1$) — приведено в табл. 6.1.

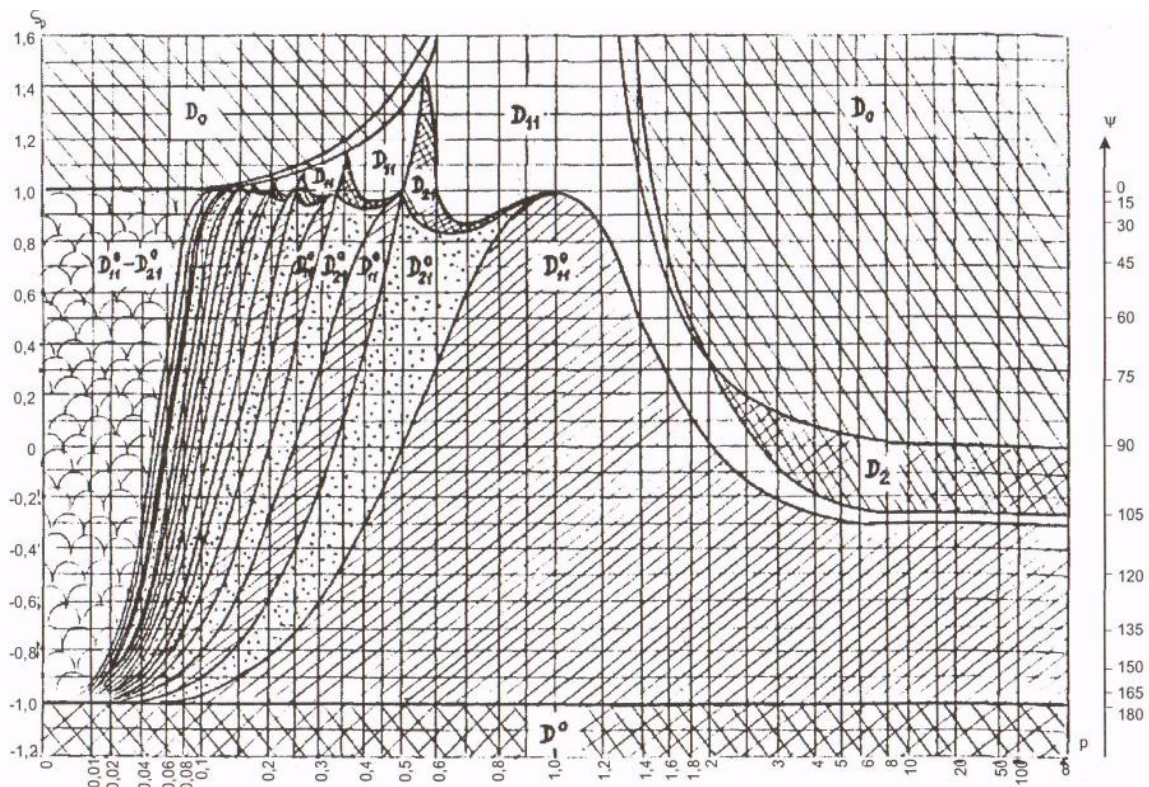


Рис. 6.3. Зона устойчивости решений уравнения вибровозбудителя при гармонической возбуждающей силе и абсолютно неупругом ударе

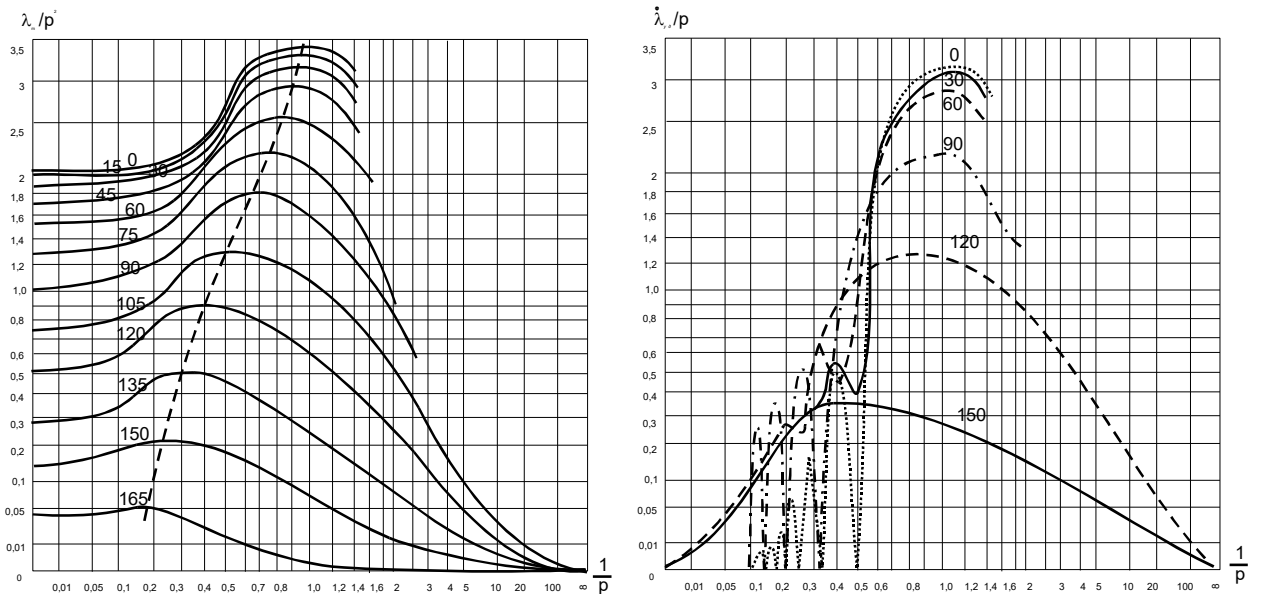


Рис. 6.4. □ Зависимость амплитуды зазора γ_m (а) и виброударной скорости $\dot{\gamma}_{уд}$ (б) от параметров гармонического возбуждения

Решение уравнения (6.10) на безударных интервалах имеет вид

$$\lambda = C_1 \sin p\varphi + C_2 \cos p\varphi + \frac{\cos \psi}{p^2} - \frac{\cos(\varphi + \psi)}{p^2 - 1} \quad (6.11)$$

Решение уравнения (6.10) при одностороннем ограничении содержит различные зоны устойчивости типа $D_{nm} D_{nm}^0$, где n — число ударов за период колебания, m — порядок субгармоничности решения, верхний индекс “0” указывает на наличие остановок при $K=0$ (рис. 6.2, б—д). При $m=0$ существуют зоны устойчивости $D_{11}, D_{11}^0, D_{21}, D_{21}^0$.

Границы зон изображены на рис. 6.3. Зависимости амплитуды зазора λ_m/p^2 и виброударной скорости $\dot{\lambda}_{\dot{\sigma}}/\dot{\sigma}$ от параметров гармонического возбуждения представлены на рис. 6.4. Штриховой линией обозначены их максимальные значения. Множители $1/p^2$, $1/p$ необходимы для сохранения пропорциональности между абсолютными и относительными значениями величин. Программное решение задачи изложено нами в [304].

Из анализа полученных решений (6.11) уравнения (6.10) при одностороннем ограничении видно, что режимы с большой амплитудой и малой виброударной скоростью имеют место в локализованной окрестности резонансной точки области. Поэтому для обеспечения оптимальной работы вибратора в широком частотном диапазоне необходимо менять его собственную частоту, например, заменой пружин с различной жесткостью при помощи револьверного механизма или перемещением регулировочного груза вдоль траверсы якоря.

6.1.3. Колебания вибратора при возбуждении последовательностью прямоугольных импульсов

Данный случай является частным видом полигармонического возбуждения, и колебания вибратора могут быть найдены подстановкой в (6.1) разложения в ряд Фурье возбуждающей силы. Однако с учетом специфического характера последней (рис. 6.5, а)

$$\ddot{\lambda} + p^2 \lambda = \begin{cases} \alpha & \text{при } 0 \leq \varphi \leq \delta, \\ \alpha - 1 & \text{при } \delta < \varphi \leq 2\pi, \end{cases} \quad (6.12)$$

колебания на безударных интервалах проще получить прямым интегрированием уравнения (6.1) с разрывной правой частью (6.12):

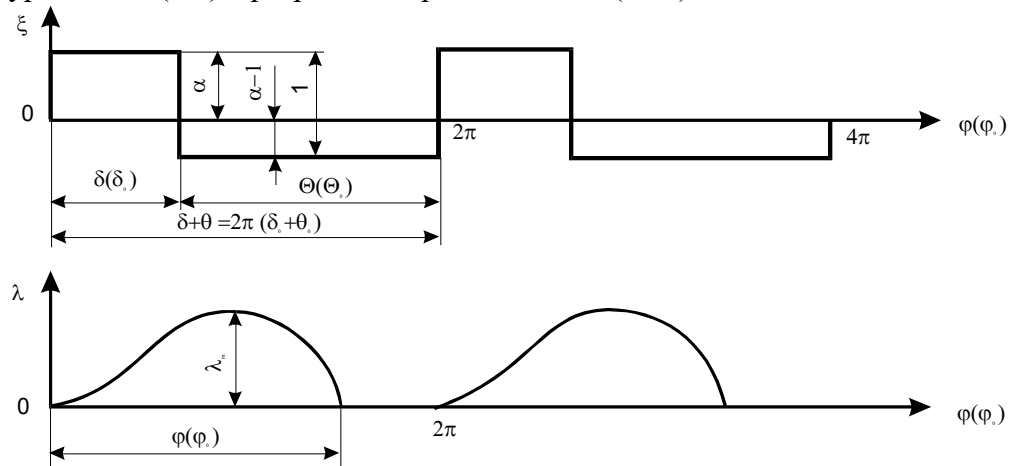


Рис. 6.5. Временные диаграммы работы вибровозбудителя с импульсным возбуждением: а — возбуждающая сила (относительные координаты указаны без скобок), б — движение электрода (относительные координаты указаны в скобках)

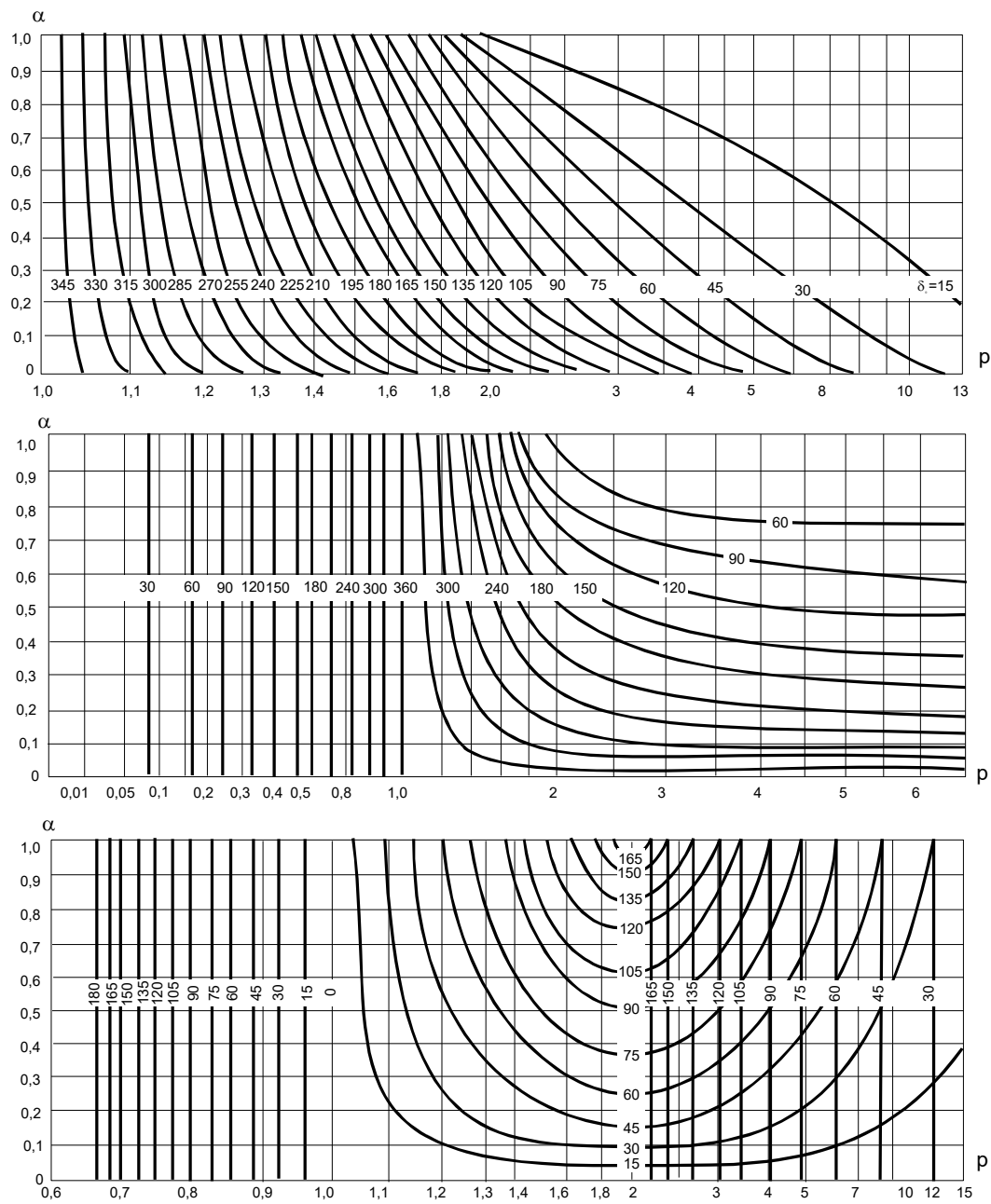


Рис. 6.6. Границы зоны устойчивости первого порядка субгармоничности с одной остановкой D_{11}^0 при постоянных длительности импульса δ_0 (а), скважности δ (б), длительности паузы Θ_0 (в).

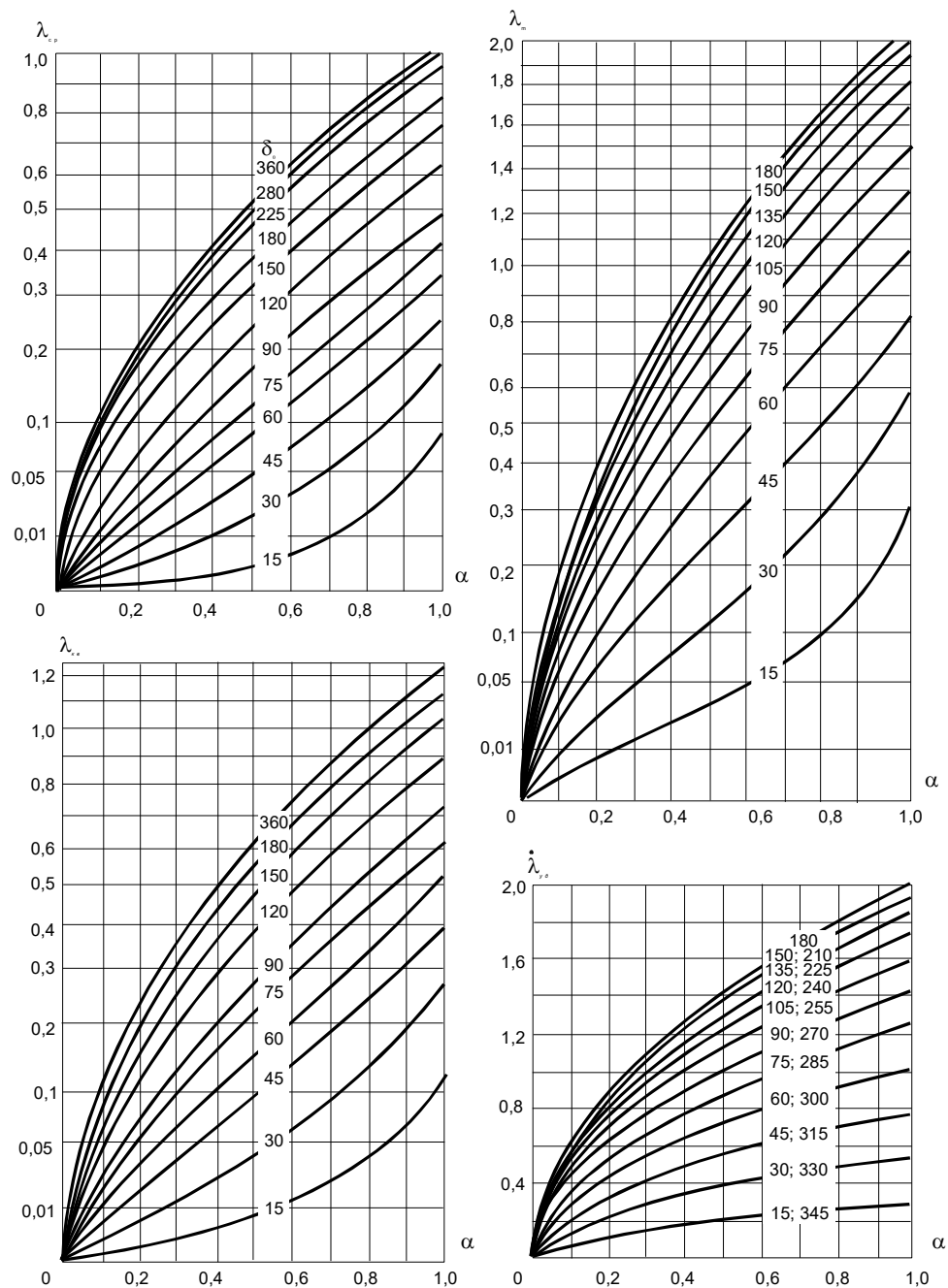


Рис. 6.7. Зависимость агрегированных оценок зазора:

a — среднего $\lambda_{ср}$, *б* — среднеквадратичного $\lambda_{кв}$, *в* — амплитудного λ_m значений зазора, *г* — виброударной скорости $\lambda_{уд}$ — от параметров импульсного возбуждения α , δ_0

$$C_1 \sin p\varphi + C_2 \cos p\varphi + \begin{cases} \frac{\alpha}{p^2} & \text{при } 0 \leq \varphi \leq \delta, \\ \frac{(\alpha-1)^2}{p} & \text{при } \delta < \varphi \leq 2\pi. \end{cases} \quad (6.13)$$

Решение уравнения (6.12) имеет те же зоны устойчивости, что и уравнения (6.10). Ограничимся зоной D_{11}^0 (рис. 6.5, б), являющейся одним из основных режимов работы вибраторов при питании от полупроводниковых генераторов. Границы данной зоны при постоянных длительности импульса, скважности и длительности паузы изображены на рис. 6.6, агрегированные оценки зазора при постоянной длительности импульса и $p=1$ — на рис. 6.7. Детально эти вопросы изложены в [305].

6.1.4. Колебания двухтактного вибратора

Для двухтактного вибратора без упругого сопротивления (рис. 6.1, з) с реверсивной возбуждающей силой, создаваемой попеременно работающими обмотками при гармоническом возбуждении дифференциальное уравнение (рис. 6.1) на безударных интервалах приобретает вид

$$\ddot{\lambda} = \cos\psi - \cos(\varphi + \psi), \quad (6.14)$$

а его решение

$$\lambda = C_1\varphi + C_2 + 0,5\varphi^2 \cos\psi - \cos(\varphi + \psi), \quad (6.15)$$

Границей зон D_0 и D_{11}^0 является $\psi = 180^\circ$, D_{11}^0 и $D_{11} - 180^\circ - \arctg \pi = 107^\circ 39'$, D_{11} и $D_2 - \arccos\left(\frac{-1}{\sqrt{\pi^2 + 4}}\right) = 105^\circ 34'$ (рис. 6.3). Зависимости агрегированных оценок зазора при гармоническом возбуждении от угла ψ приведены на рис. 6.8, а.

При возбуждении вибратора последовательностью прямоугольных импульсов силы уравнение (6.1) приобретает вид

$$\ddot{\lambda} = \begin{cases} \alpha & \text{при } 0 \leq \varphi \leq \delta, \\ \alpha - 1 & \text{при } \delta < \varphi \leq 2\pi, \end{cases} \quad (6.16)$$

а его решение на безударных интервалах

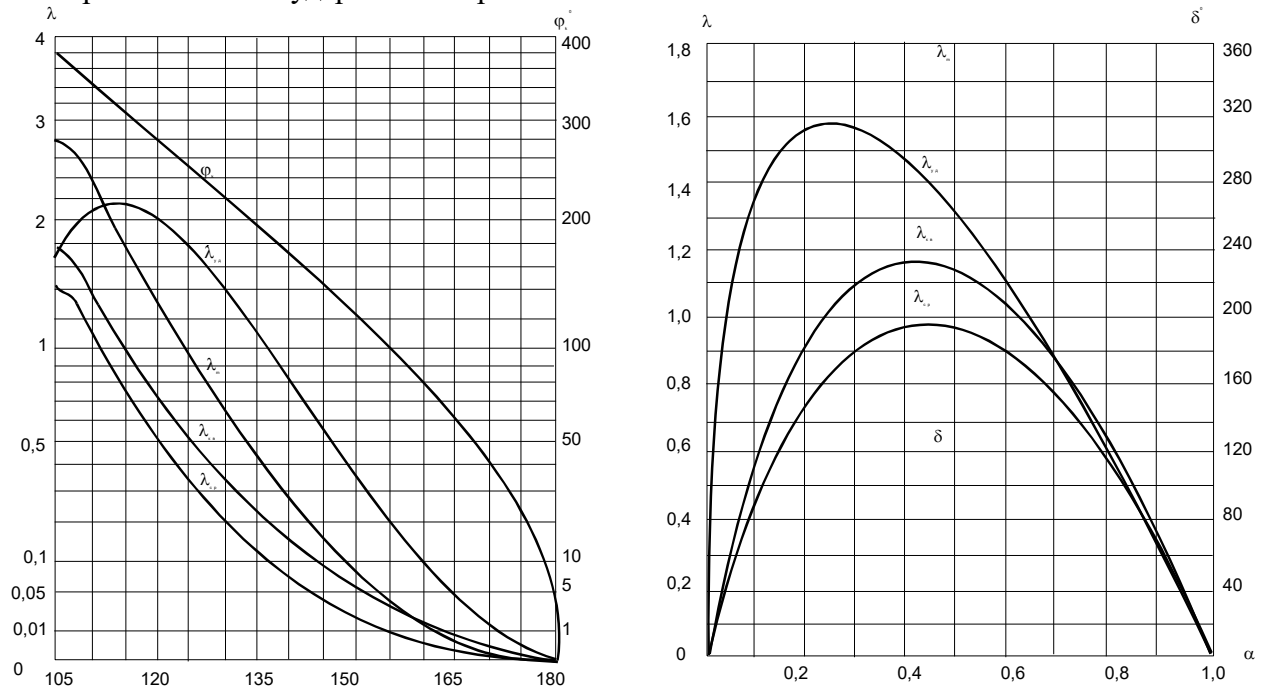


Рис. 6.8. Зависимость агрегированных оценок зазора вибровозбудителей без упругого сопротивления от параметров гармонического (а) и импульсного (б) возбуждений

$$\lambda = C_1\varphi + C_2 + \begin{cases} 0,5\alpha\varphi^2 & \text{при } 0 \leq \varphi \leq \delta, \\ 0,5(\alpha - 1) & \text{при } \delta < \varphi \leq 2\pi. \end{cases} \quad (6.17)$$

Границами зоны D_{11}^0 являются $\delta = 0$ и

$$\delta_{kp} = \frac{2\pi(1-\alpha)}{1+\sqrt{\alpha}} \quad (6.18)$$

Амплитуда зазора на границе имеет вид

$$\lambda_m = \frac{0,5\alpha\delta_{kp}^2}{1-\alpha} \quad (6.19)$$

для импульсов длительностью $\delta \leq \delta_0$ ее необходимо пересчитать:

$$\lambda_m = \left(\frac{\delta}{\delta_{kp}}\right)^2 \lambda_{m0} \quad (6.20)$$

Графики зависимостей данной и других агрегированных оценок зазора от параметра α импульса возбуждения приведены на рис. 6.8, б.

6.2. Исследование колебания вибратора при возбуждении единичными силовыми импульсами

Изучение колебаний вибратора, возбуждаемых последовательностью прямоугольных силовых импульсов с постоянной длительностью ($\delta = \text{const}$) в зоне D_{11}^0 , когда реакция якоря от воздействия последующего импульса некоррелирована с реакцией от воздействия предыдущего, приводит нас к задаче колебаний вибратора при возбуждении единичными силовыми импульсами. Движение вибратора на безударных интервалах в этом случае определяется как параметрами импульса, так и начальным состоянием вибратора.

6.2.1. Влияние формы импульса на характер движения электрода при колебаниях

Для выяснения влияния на закон колебаний формы и длительности силовых импульсов исследуем реакцию вибратора, касающегося детали без прижима и зазора, на единичные импульсы одинаковой величины, но различных длительностей и формы: прямоугольной, параболической, полусинусоидальной, квадрата синусоиды.

Величину импульса силы любой формы и длительности примем такими же, как у полусинусоидального с единичной амплитудой:

$$F = \int_0^{\pi} f d\varphi = \int_0^{\pi} \sin \varphi d\varphi = 2 \quad (6.21)$$

Данным условием и определяется выбор амплитуды и длительности δ силового импульса. Движение вибратора в этом случае разбивается на два интервала: активный ($\varphi \leq \delta$), на котором действует возбуждающая сила $f(\varphi)$, и пассивный ($\varphi > \delta$), когда действие силы окончилось и движение продолжается по инерции. На активном интервале движение описывается дифференциальным уравнением

$$\ddot{\lambda} + \lambda = f(\varphi) \quad (6.22)$$

с нулевыми начальными условиями, на пассивном — уравнением

$$\ddot{\lambda} + \lambda = 0 \quad (6.23)$$

с начальными условиями $\lambda(\delta), \dot{\lambda}(\delta)$ являющимися конечными для активного интервала.

Выражения различных форм импульсов возбуждающей силы и соответствующих им реакций вибраторов на активном интервале приведены в табл. 6.1. Выражения движения на пассивном интервале одинаковы для всех форм

$$\lambda = A \cos \varphi + B \sin \varphi, \quad (6.24)$$

где постоянные интегрирования A, B определяются конечными условиями $\lambda(\delta), \dot{\lambda}(\delta)$ решения уравнения (6.22) на активном интервале

$$\begin{aligned} A &= \lambda(\delta) \cos \delta - \dot{\lambda}(\delta) \sin \delta \\ B &= \lambda(\delta) \sin \delta + \dot{\lambda}(\delta) \cos \delta, \end{aligned} \quad (6.25)$$

Зависимость агрегированных оценок решения от формы и длительности импульса возбуждающей силы приведены на рис. 6.9. Видно, что при изменении длительности импульса на интервале $\delta \leq 180^\circ$ численные значения амплитуды λ_m зазора и виброударной скорости $\dot{\lambda}_{уд}$ были одинаковы. Значения этих величин, а также среднего зазора $\lambda_{ср}$ при длительностях импульса $\delta = 90^\circ$ и 180° приведены в табл. 6.2. Там же указаны отклонения Δ этих величин между рассмотренными и полусинусоидальной формой силовых импульсов. Из табл. 6.2 видно, что в указанном диапазоне длительностей агрегированные оценки решения слабо зависят от формы силовых импульсов, а при $\delta < 90^\circ$ — и от их длительности, что позволяет в дальнейшем рассматривать единую форму импульсов — полусинусоидальную.

При этом импульс возбуждающей силы имеет вид (рис. 6.10, а, в, з):

$$f = \begin{cases} h + g \sin g\varphi & \text{при } 0 \leq \varphi \leq \delta, \\ h & \text{при } \delta < \varphi \leq 2\pi. \end{cases} \quad (6.26)$$

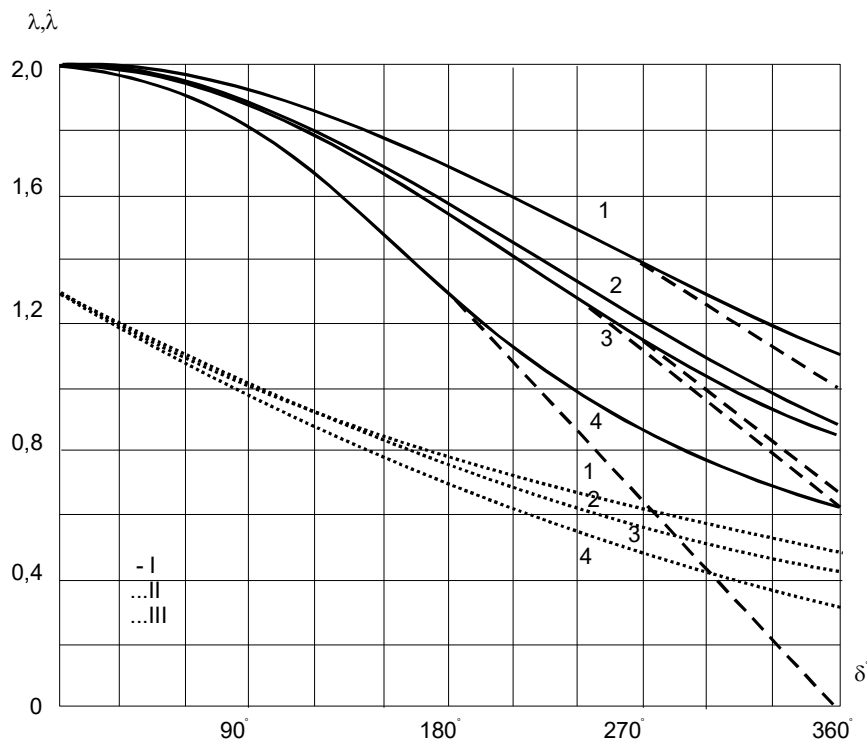


Рис. 6.9. Зависимость агрегированных оценок решения: амплитуды (I), среднего значения (II) зазора и виброударной скорости (III) от длительности δ_0 и формы (1 — \sin^2 , 2 — \sin , 3 — парабола, 4 — прямоугольник) одиночных импульсов

Таблица 6.2. Зависимость агрегированных оценок амплитуд от формы и длительности импульса

Форма импульса силы	$\lambda_m = \dot{\lambda}_{y\delta}$		λ_{cp}	
	значение	$\Delta, \%$	значение	$\Delta, \%$
$\delta = 90^\circ$				
\sin^2	1,921	1,86	0,998	0,88
\sin	1,886	0	0,990	0
парабола	1,879	-0,33	0,988	-0,18
прямоугольник	1,800	-4,76	0,968	-2,20
$\delta = 180^\circ$				
\sin^2	1,701	8,37	0,785	3,50
\sin	1,575	0	0,795	0
парабола	1,533	-1,43	0,754	-0,64
прямоугольник	1,280	-18,7	0,696	-8,25

□ На активном интервале ($\varphi_0 \leq \varphi \leq \delta$) колебания вибратора описываются уравнением

$$\ddot{\lambda} + \lambda = h + g \cdot \sin g \varphi, \quad (6.27)$$

с начальными условиями: нулевыми при $h < 0$ и $\lambda_0 = h$, □ $\dot{\lambda} = 0$ при $h > 0$. На пассивном интервале ($\varphi > \delta$) колебания описываются уравнением

$$\ddot{\lambda} + \lambda = h \quad (6.28)$$

с начальными условиями $\lambda(\delta), \dot{\lambda}(\delta)$, являющимися конечными для активного интервала. В зависимости от значения h возможны колебания вибратора с прижимом ($h < 0$) или зазором ($h > 0$).

В первом случае колебания возможны только при $g > |h|$, так как при $g < |h|$ электрод плотно прижат к детали. Движение электрода начинается в момент времени

$$\varphi_0 = \arcsin \left| \frac{h}{g} \right| \quad (6.29)$$

Первая полуволна движения электрода заканчивается в момент удара $\varphi_{уд}$ □ при $\lambda = 0$. Его длительность □

$$\varphi_{дв} = \varphi_{уд} - \varphi_0 \quad (6.30)$$

Далее следуют или затухающие колебания при коэффициенте восстановления $K > 0$ или остановка при $K = 0$ (рис. 6.10, б, з, е). Зависимости амплитуды λ_m и среднего значения λ_{cp} зазора, виброударной скорости $\dot{\lambda}_{\delta\delta}$ и длительности первого интервала движения электрода от параметров h, g импульса возбуждающей силы приведены на рис. 6.11.

При наличии зазора ($h > 0$) и отрицательном импульсе ($g < 0$) — такой режим имеет место в обращенном вибраторе — электрод на активном интервале приближается к детали, поэтому первая полуволна колебаний равна величине зазора. Зависимости среднего зазора λ_{cp} , виброударной скорости $\dot{\lambda}_{\delta\delta}$ и времени движения электрода $\varphi_{дв}$ при первой полуволне приведены на рис. 6.12. Далее следуют затухающие колебания относительно равновесного состояния электрода при $\lambda_0 = h$.

При положительном импульсе ($g > 0$) электрод вначале удаляется от детали и лишь затем приближается к ней, проходя через равновесное состояние. Амплитуда первой полуволны при зазоре h равна

$$\lambda_m = h + \lambda_{mo} \quad \square$$

(6.31) \square

где λ_{mo} — амплитуда полуволны при нулевом зазоре, являющимся пограничным между колебаниями с прижимом и зазором. Графики среднего зазора λ_{cp} и виброударной скорости $\dot{\lambda}_{oa}$ приведены на рис. 6.13. Длительность первой полуволны при положительном значении g

$$\varphi_{дв}(h^+) = 180^\circ + \varphi_{дв}(h^-) \quad \square \quad (6.32)$$

где $\varphi_{дв}(h^-)$, $\varphi_{дв}(h^+)$ — длительности полуволн при равных по модулю отрицательном и положительном значениях g .

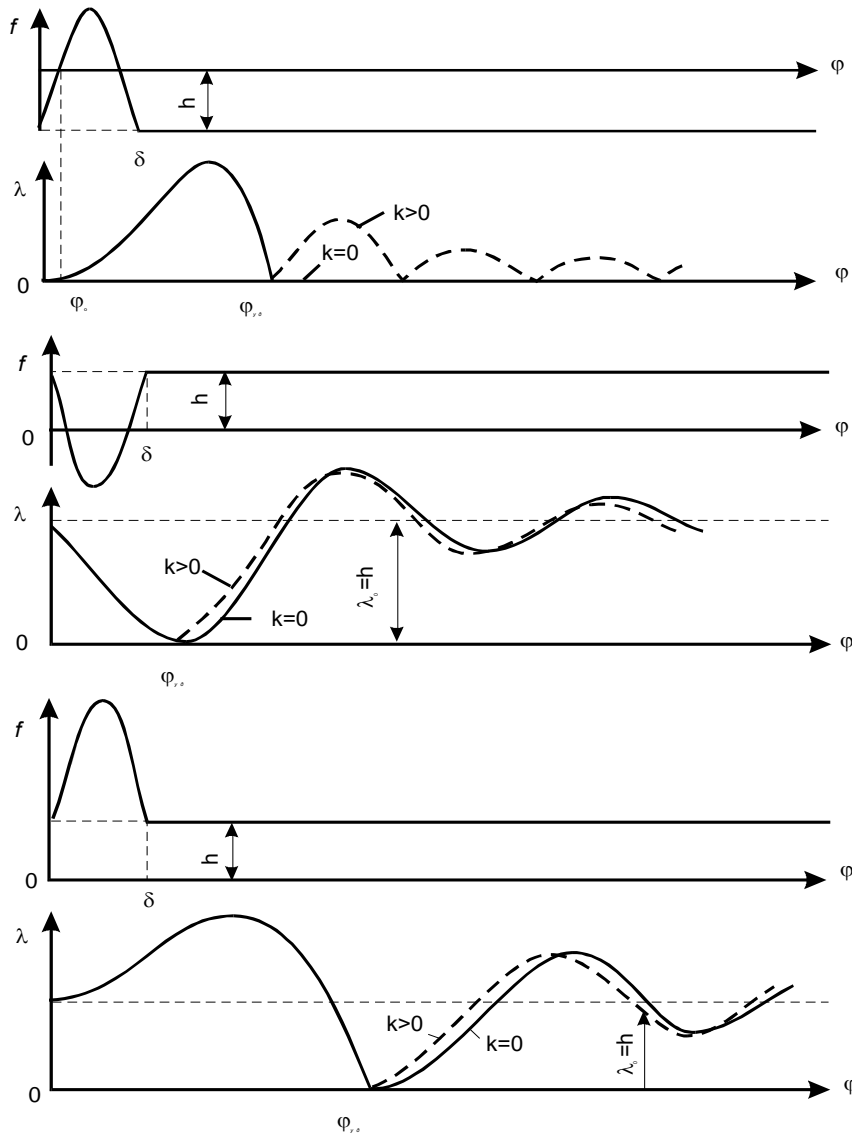


Рис. 6.10. Временные диаграммы единичного возбуждающего импульса (а, в, д) и движения электрода (б, г, е) с прижимом (а, б) и зазором при отрицательном (в, г) и положительном (д, е) значениях

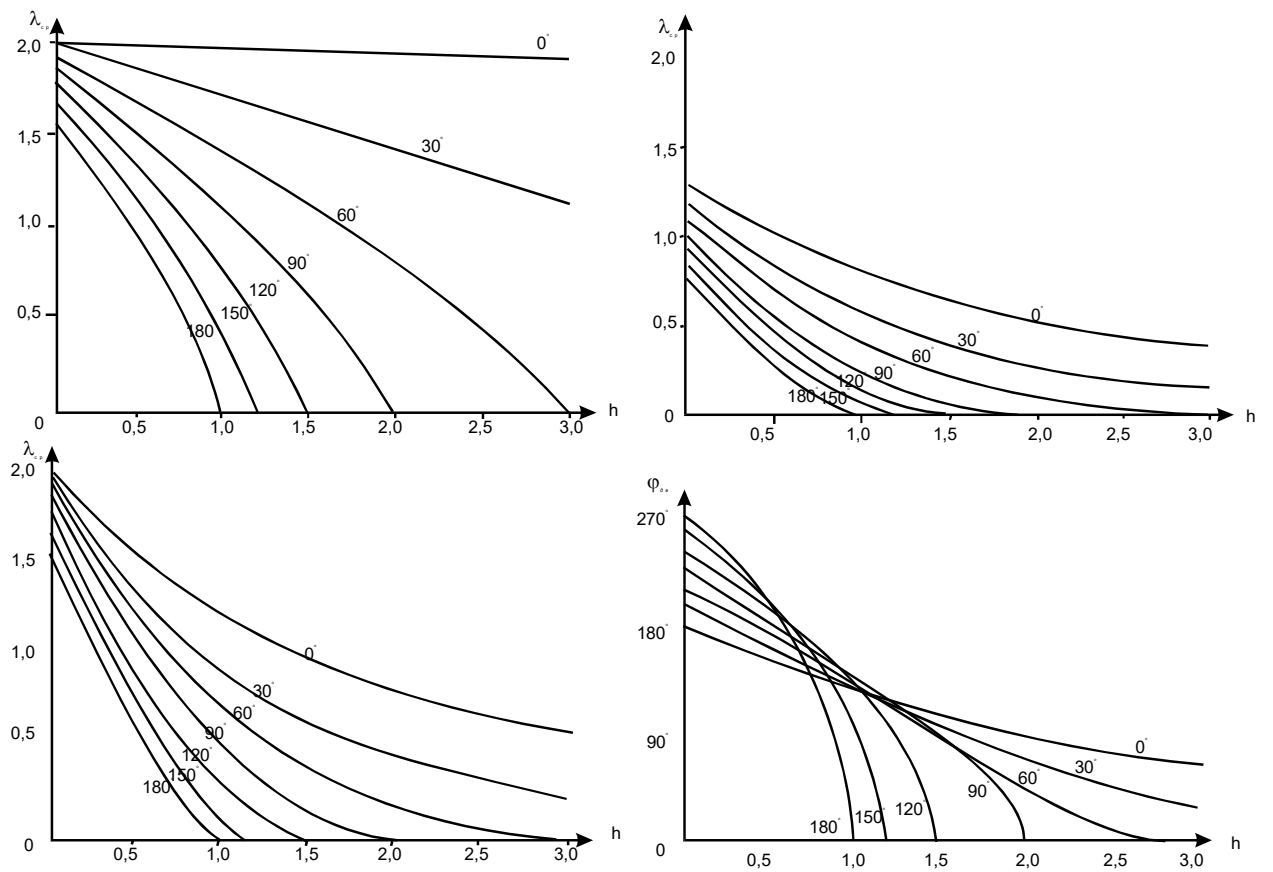


Рис. 6.11. Агрегированные оценки зазора при возбуждении единичным импульсом с прижимом: амплитуды (а), среднего значения зазора (б), виброударной скорости (в), времени движения до первого удара (г)

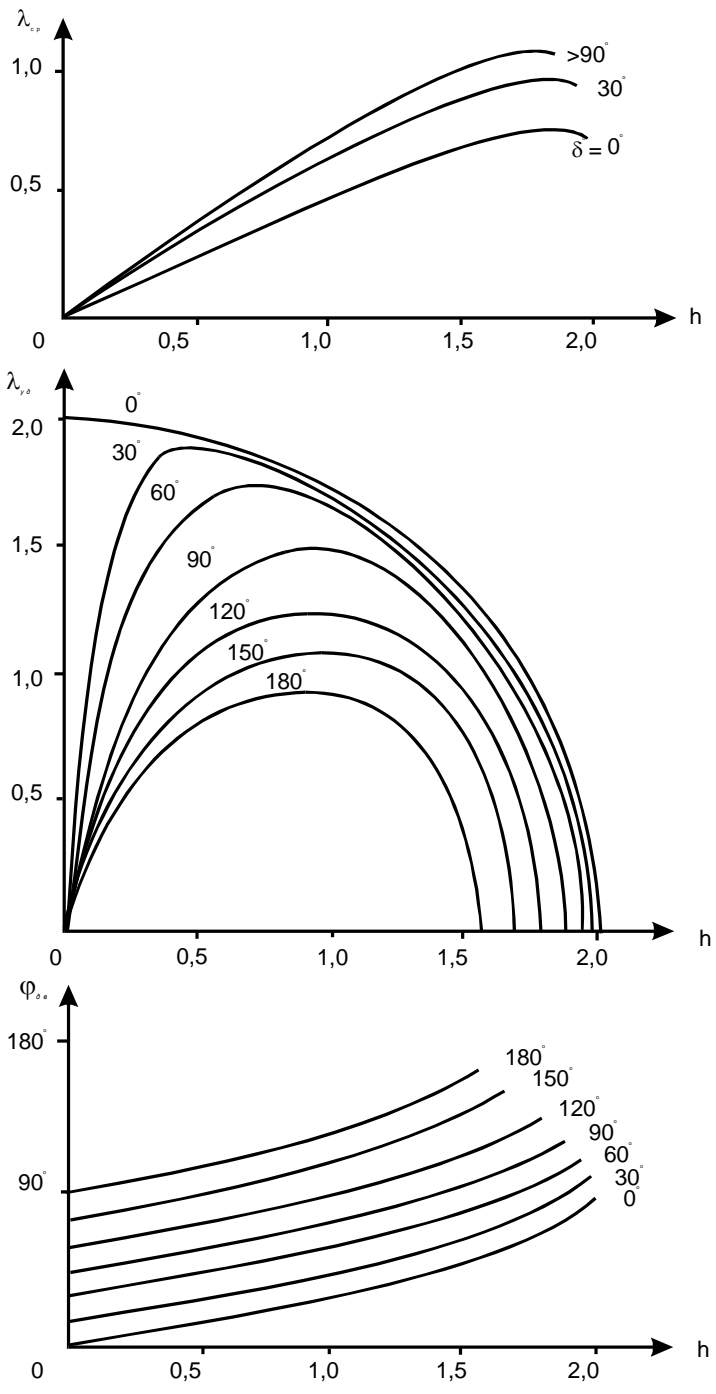


Рис. 6.12. Агрегированные оценки зазора при возбуждении единичным импульсом с зазором и отрицательным g :

a — среднее значение зазора, b — виброударная скорость, c — время движения до первого удара

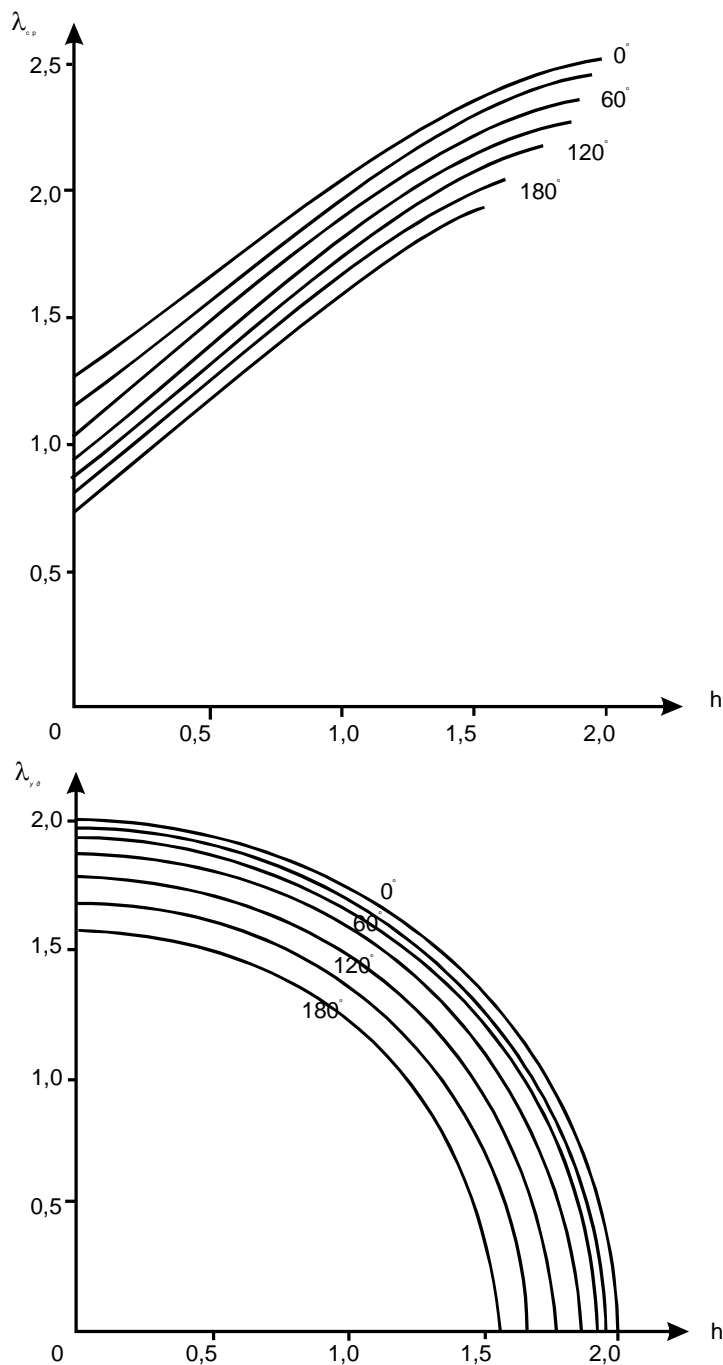


Рис. 6.13. Агрегированные оценки зазора при возбуждении единичным импульсом с зазором и положительным g :

a — среднее значение зазора, b — виброударная скорость

Из рис. 6.11, *в*, 6.12, *б*, 6.13, *б* видно существование зон колебаний с нулевой виброударной скоростью во всех рассмотренных режимах работы вибратора. В режимах с прижимом ($h < 0$, рис. 6.11, *в*) наличие виброударной скорости сопряжено с нулевой амплитудой зазора (рис. 6.11, *а*), что делает их использование малоэффективным. Зоны же колебаний с максимальной амплитудой и нулевой виброударной скоростью существуют только в режимах с зазором ($h > 0$, рис. 6.12, *б* и 6.13, *б*). При этом вибратор работает в режиме, близком к резонансному. Из формул (6.31), (6.32) видно, что второй режим с зазором ($g > 0$) выгоднее первого ($g < 0$), так как при нем гарантируются отличные от нуля амплитуда вибрации и время движения электрода при любых значениях параметров h , g . Работа вибратора в режиме, близком к резонансному, позволяет организовать его

широкодиапазонную работу, изменяя лишь длительность паузы между импульсами и зафиксировав их остальные параметры.

6.2.2. Исследование и выбор оптимальных колебаний вибратора, питающегося от полупроводниковых генераторов

Колебания вибратора, возбуждаемые единичными силовыми импульсами, имеют место при его питании от транзисторных или тиристорных инверторов, использующих разряд, заряд или перезаряд конденсаторов. Их схему совместно с подвижной частью вибратора следует рассматривать как единую электромеханическую систему, описываемую системой двух уравнений, составленной на базе II закона Кирхгофа для электрического контура и уравнения виброударных колебаний якоря:

$$\begin{aligned} iR + C^{-1} \int i \cdot dt + \frac{d(Li)}{dt} &= 0, \\ m \frac{d^2 Y}{dt^2} + B \cdot \frac{dY}{dt} + DY &= F_0 + k_\Phi \Phi^2, \end{aligned} \quad (6.33)$$

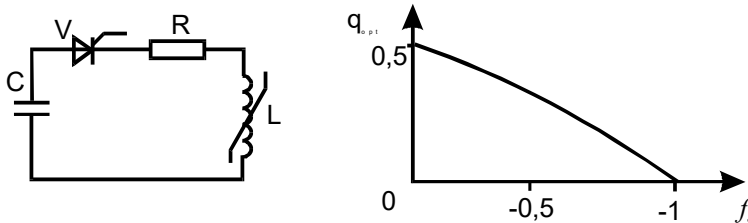


Рис. 6.14. Питание вибратора от полупроводниковых генераторов:

a — схема, *b* — зависимость q_{opt} от f

где R, C, L — параметры электрического контура (рис. 6.14, *a*); Φ — магнитный поток, k_Φ — коэффициент пропорциональности.

Пренебрегая активным сопротивлением ($R = 0$) и диссипацией энергии на трение ($B = 0$), а также считая магнитную цепь ферромагнитных участков линейной и ненасыщенной, приведем систему (6.33) к виду

$$\begin{aligned} \ddot{\Phi} + \omega_e^2 (1 - aY) \Phi &= 0, \\ \ddot{Y} + \omega_o^2 Y &= f_o + a_\Phi \Phi^2, \end{aligned} \quad (6.34)$$

где ω_e, ω_o — собственные частоты электрического при опущенном якоре и механического контуров; a — коэффициент модуляции магнитного сопротивления; f_o, a_Φ — приведенные значения силы начальной деформации пружины и коэффициент потока.

Решая систему (6.34) методом при начальных условиях

$$Y_o = 0, \dot{Y}_o = 0, \Phi_o = 0, \dot{\Phi} = \frac{-U_o}{W} \quad (6.35)$$

и виброударных односторонних ограничениях (6.5), получаем реализацию процесса вибрации при варьируемых параметрах $a, a_\Phi, f_o, q = \omega_e/\omega_\Phi$. Слабая зависимость движения колеблющегося якоря от формы импульса возбуждающей силы облегчает решение системы (6.34). Приняв в первом приближении коэффициент модуляции магнитного сопротивления зазора $a = 0$, из первого уравнения системы (6.34) отыщем соответствующий ему синусоидальный магнитный поток, подставляя который во второе уравнение, найдем форму движения якоря при колебаниях. Полученное решение имеет

как самостоятельное значение для качественного и грубого количественного анализа работы виброударного механизма, питаемого от полупроводниковых генераторов, так и вспомогательное значение в качестве первого приближения при решении системы (6.34) итерационным методом.

Для нахождения оптимальных режимов работы вибратора зафиксируем все параметры, кроме последнего, определим семейство реализаций в функции параметра $q = \omega_e/\omega_0$. По полученным расчетам построим график зависимости амплитуды вибрации от параметра q $[Y_m(q)]$, из которого находим q_{opt} , соответствующее максимуму амплитуды при нулевой виброударной скорости.

Варьируя параметрами a, a_{Φ}, f_0, K_0 , получаем новые оптимальные значения $q = q_{opt}(a, a_{\Phi}, f_0, K_0)$, соответствующие измененным условиям. С учетом выявленной несущественности зависимости $q_{opt}(a)$ на рис. 6.14, б приводим зависимость $q_{opt}(f)$ при значениях параметров $a = 0, a_{\Phi} = 1$ и одностороннем ударе при $K_0 = 0$ [306].

6.3. Исследование и определение необходимых виброударных колебаний вибраторов с гибкими упругими якорями

Как было показано выше, оптимальным режимом работы вибратора при электроискровом легировании является резонансный, при котором сочетаются максимум амплитуды с минимумом виброударной скорости. В электроискровых установках с расширенным диапазоном технологических режимов необходима работа вибратора в широком частотном диапазоне. Вибраторы с сосредоточенными параметрами обладают одной фиксированной собственной частотой и поэтому при переходе от одного режима электроискрового легирования к другому требуют перенастройки. Данного недостатка лишены электромагнитные вибраторы с гибким упругим якорем, представляющие собой виброударный механизм с распределенными параметрами.

Его работа недостаточно изучена, так как аналитическое описание затруднено из-за переменных параметров сечения якоря и одновременного возбуждения в момент удара нескольких форм колебаний. Воспользуемся численным методом конечных элементов, выбрав в качестве последних однокоординатные изгибные элементы [307].

Согласно методике [307, 308] найдем матрицы жесткостей

$$[K_o] = \frac{EJ}{L^3} \begin{bmatrix} 12 & 6L & -12 & 6L \\ 6L & 4L^2 & -6L & 2L^2 \\ -12 & -6L & 12 & -6L \\ 6L & 2L^2 & -6L & 4L^2 \end{bmatrix} \quad (6.36)$$

и масс конечного элемента

$$[M_o] = \frac{\rho SL}{420} \begin{bmatrix} 156 & 22L & 54 & -13L \\ 22L & 4L^2 & 13L & -3L^2 \\ 54 & 13L & 156 & -22L \\ -13L & -3L^2 & -22L & 4L^2 \end{bmatrix} \square$$

(6.37)

где ρ, E — плотность и модуль Юнга материала якоря; S, J — площадь и момент инерции поперечного сечения конечного элемента; L — его длина. В представленном виде матрицы $[K_o], [M_o]$ содержат элементы различной размерности, в силу чего отношение их численных значений зависит от выбранной единицы длины и может достигать нескольких

порядков, что снижает точность и числовую устойчивость расчетов. Для устранения названных недостатков матрицы следует нормировать по размерности:

$$[K'] = [L_o]^{-1} [K_o] [L_o]^{-1} = \frac{EJ}{L^3} \begin{bmatrix} 12 & 6c & -12 & 6c \\ 6c & 4c^2 & -6c & 2c^2 \\ -12 & -6c & 12 & -6c \\ 6c & 2c^2 & -6c & 4c^2 \end{bmatrix}, \quad (6.38)$$

$$[M'] = [L_o]^{-1} [M_o] [L_o]^{-1} = \frac{\rho SL}{420} \begin{bmatrix} 156 & 22c & 54 & -13c \\ 22c & 4c^2 & 13c & -3c^2 \\ 54 & 13c & 156 & -22c \\ -13c & -3c^2 & -22c & 4c^2 \end{bmatrix}, \quad (6.39)$$

где $[L_0] = [1L_0 \ 1L_0]$ — диагональная нормирующая матрица, $c = L/L_0$. Нормирующая длина L_0 должна быть выбрана одинаковой для всех конечных элементов, в противном случае невозможна стыковка элементов различной длины.

При расчете колебаний методом конечных элементов учитываются различные виды диссипации энергии, часть из которых, общая для виброударных и непрерывных режимов вибрации, рассмотрена нами в работе [309]. Внутреннее демпфирование колебаний тела учитывается мнимой частью комплексного модуля Юнга его материала, гидро- или аэроакустическое излучение энергии колебаний — мнимой частью плотности среды в матрице ее присоединенных масс. Матрица внешнего демпфирования, обусловленного трением тела о среду, подобна матрице масс и отличается от нее лишь скалярным множителем

$$[H'] = \frac{(\mu_n a + \mu_\tau b)L}{420} \begin{bmatrix} 156 & 22c & 54 & -13c \\ 22c & 4c^2 & 13c & -3c^2 \\ 54 & 13c & 156 & -22c \\ -13c & -3c^2 & -22c & 4c^2 \end{bmatrix}, \quad (6.40)$$

где μ_n, μ_τ — коэффициент нормального и тангенциального вязкого сопротивления; a, b — ширина и высота сечения конечного элемента.

Однако в работе [309] не изучена имеющая место при электроискровом легировании виброударная диссипация, проявляющаяся в уменьшении модуля постударной скорости якоря относительно предупредной [124, 310].

Глобальные матрицы жесткости $[K]$, масс $[M]$ и внешнего демпфирования $[H]$ слагаются из матриц отдельных элементов.

Колебания якоря вибратора представляют собой чередования движений с ударами. На безударных интервалах они описываются матричным дифференциальным уравнением

$$\left(\frac{d^2}{dt^2} [M] + \frac{d}{dt} [H] + [K] \right) \{x\} = \{p\}, \quad (6.41)$$

где $\{p\}$ — вектор возмущающего силового воздействия, $\{x\}$ — вектор перемещения узлов конечных элементов. Решение уравнения (6.41)

$$\{x\} = \sum_{i=1}^m \{x\}_i + \{x\}_{\text{част}} = \sum_{i=1}^m A_i \{U\}_i \exp\{\lambda_i t\} + \{x\}_{\text{част}} \quad (6.42)$$

состоит из частного решения неоднородного уравнения $\{x\}_{\text{част}}$ и общих решений однородного уравнения $\{x\}_i = A_i \{U\}_i \exp\{\lambda_i t\}$, где A_i — коэффициенты пропорциональности; $\lambda_i, \{U\}_i$ — собственные значения и векторы соответствующей уравнению (6.41) квадративной обобщенной задачи о собственных значениях

$$(\lambda^2[M] + \lambda[H] + [K])\{U\} = 0, \quad (6.43)$$

здесь $m < n$ — число векторов ее усеченного собственного базиса; n — полное число векторов базиса, равное числу узлов конечноэлементной сетки.

Решение квадратичной обобщенной задачи о собственных значениях представляет собой предмет самостоятельного исследования, рассмотренный нами в следующем параграфе, а более детально в работах [311—317].

Частное решение $\{x\}_{\text{част}}$ уравнения (6.41) находилось нами прямым методом [314] или разложением по собственному базису [315, 316].

В первом случае оно находится алгебраическим решением, (6.41), осуществляемого при наиболее распространенной синусоидальной правой части с круговой частотой ω подстановкой

$$\{p\} = \{P\} \exp(\gamma t), \quad \{x\} = \{X\} \exp(\gamma t), \quad (6.44)$$

где $\gamma = j\omega$, приводящей к уравнению комплексных амплитуд

$$(\gamma^2[M] + \gamma[H] + [K])\{X\} = \{P\}, \quad (6.45)$$

Полигармонический вариант правой части рассмотрен в работе [314].

Во втором случае частное решение имеет вид, сходный с общим решением неоднородного уравнения

$$\{x\}_{\text{част}} = \sum_{i=1}^m B_i \{U\}_i \exp(\gamma_i t) \quad \square$$

(6.46)

где $\gamma_i = j\omega_i$, что позволяет объединить их в одно рассматриваемое совместно выражение

$$\{x\} = \sum_{i=1}^m \{x\}_i + \{x\}_{\text{част}} = \sum_{i=1}^m \{U\}_i (A_i \exp(\lambda_i t) + B_i \exp(\gamma_i t)) \quad (6.47)$$

Коэффициенты разложения B_i находятся по методике работы [316].

Удар электрода о деталь возникает при достижении условий $x_j = 0$, где j — номера контактируемых с деталью узлов конечноэлементной сетки. В этих узлах в момент удара происходит мгновенное изменение скорости и направления движения электрода

$$x_j^+ = x_j^- = 0, \quad \dot{x}_j^+ = K \dot{x}_j^-, \quad (6.48)$$

где $-1 < K \leq 0$ — коэффициент восстановления. При $K = 0$ и отрицательном мгновенном значении правой части уравнения (6.41) возникает остановка, продолжающаяся до изменения знака последнего.

В узлах конечноэлементной сетки якоря, не контактирующих с деталью, мгновенного изменения скорости движения в момент удара не происходит и постударные условия равны предударным

$$x_j^+ = x_j^-, \quad \dot{x}_j^+ = \dot{x}_j^- \quad (6.49)$$

В связи со скачкообразным изменением (6.48) начальных условий в момент удара постоянные интегрирования A_i в выражениях (6.42), (6.47) различны на разных интервалах движения и находятся из уравнений

$$\begin{aligned} \{x\}_k^+ &= \sum_{i=1}^m A_i^k \{U\}_i \exp\{\lambda_i t_k^+\} + \{x\}_{\text{част}}(t_k^+), \\ \{\dot{x}\}_k^+ &= \sum_{i=1}^m \lambda_i A_i^k \{U\}_i \exp\{\lambda_i t_k^+\} + \{\dot{x}\}_{\text{част}}(t_k^+) \end{aligned} \quad (6.50)$$

Значения изменяемых в момент удара компонент вектора $\{x\}$ берутся из выражения (6.48), не изменяемых — из выражения (6.49).

выражения □ Полное решение уравнения (6.40) находим методом прогонки [304] (6.42) до наступления условий периодичности

$$\{x\}(t^+) = \{x\}(t^+ + mT) \quad \{\dot{x}\}(t^+) = \{\dot{x}\}(t^+ + mT), \quad (6.51)$$

где T — период возбуждающей силы вибратора, m — порядок субгармоничности решения [124]. За время периода колебаний якоря $T_m = mT$ имело место n его ударов о деталь. Известность аналитического вида функции (6.42) позволяет значительно увеличить скорость прогонки и сэкономить машинное время.

В результате решения уравнения удалось обнаружить такие же зоны устойчивости решений, как и для вибраторов с сосредоточенными параметрами [318], однако вследствие влияния параметров изгибаемых элементов якоря на характер колебаний их границы претерпели значительную деформацию. Наиболее характерным отличием является ряд явно выраженных пиков колебаний типа D_{11} с большой амплитудой и малой виброударной скоростью, соответствующих различным собственным частотам и формам [319].

6.3.1. Решение задачи о собственных колебаниях тела методом конечных элементов

Деформируемое твердое тело, полностью или частично погруженное в жидкую среду или заполненное ею, представляет собой систему с распределенными параметрами с многофакторной диссипацией, расчет собственных колебаний которой в конечноэлементной постановке задачи сводится к решению обобщенной квадратичной задачи о собственных значениях [289]:

$$(\lambda^2 [M] + \lambda [H] + [K])\{U\} = 0, \quad (6.52)$$

с комплексными матрицами масс $[M]$ □, внешнего (Рэлеева) трения H □ и жесткостей □ $[K]$. Мнимая часть матрицы $[M]$ учитывает диссипацию энергии на излучение гидроакустической волной; матрицы $[K]$ — внутреннее трение согласно гипотезе Е.С. Сорокина.

Пренебрегая в первом приближении матрицей внешнего демпфирования $[H]$ и учитывая, что в задачах динамики нормы мнимых частей $[M'']$, $[K']$ матриц $[M]$, $[K]$ малы по сравнению с нормами их действительных частей $[M']$, $[K']$, получаем упрощенный вариант обобщенной задачи о собственных значениях (6.52)

$$\mu [M']\{U\} + [K']\{U\} = 0 \quad \square \quad (6.53)$$

с действительными матрицами $[M']$, $[K']$ и собственными значениями $\mu = \lambda^2$. Ряд постепенно улучшающихся алгоритмов ее решения подробно рассмотрен нами в работах [312, 317, 320]. Здесь ограничимся лишь рассмотрением наиболее оптимальных из них [317]. Для сокращения времени решения задачи заменим в выражении (6.53) согласованную матрицу масс $[M']$ диагональной $[M]$

$$\mu [M]\{U\} + [K']\{U\} = 0 \quad (6.54)$$

использовавшейся на первых этапах развития метода конечных элементов [307]. Затем преобразуем задачу (6.54), умножив слева на $[M]^{-1/2}[K']^{-1}$ и подставим в нее

$$\{W\} = [M]^{-1/2}\{U\} \quad (6.55)$$

что дает

$$\mu[M']^{\frac{1}{2}}[K']^{-1}[M']^{\frac{1}{2}}\{W\} + \{W\} = 0 \quad (6.56)$$

Поскольку матрица $[M']$ диагональна, а $[K']$ — симметрична, то произведение $[M']^{1/2}[K']^{-1}[M']^{1/2}$ является действительной симметричной матрицей, а обыкновенная обобщенная задача о собственных значениях (6.56) самосопряжена и имеет ортонормированные собственные векторы [307]. При этом отпадает необходимость решать сопряженную задачу и производить ортогонализацию базисов, как нами делалось ранее [312, 317, 320].

Нахождение очередной итерации решения задачи (6.56) для собственных векторов и значения осуществляется по формулам

$$\{Y\}_j^{(i+1)} = [M']^{\frac{1}{2}}[K']^{-1}[M']^{\frac{1}{2}}\{W\}_j^i \quad (6.57)$$

$$\mu_j^{(i+1)} = -\left|\{Y\}_j^{(i+1)}\right| \quad (6.58)$$

$$\{W'\}_j^{(i+1)} = \frac{\{Y\}_j^{(i+1)}}{\left|\{Y\}_j^{(i+1)}\right|} \quad (6.59)$$

При нахождении высших собственных векторов $\{W\}_j$ (при $j > 1$) следует производить очистку текущего искомого от ранее найденных с глубиной ортогонализации r :

$$\{W\}_j^{(i+1)} = \sum_{k=j-r}^{j-1} (\{W'\}_j^{(i+1)}\{W\}_k) \quad (6.60)$$

Для ее уменьшения после зондирующего определения μ_j по 3—5 итерациям введем смещение μ_j' , сводящее подстановкой

$$\begin{aligned} \mu_j &= \mu_j' + \Delta\mu_j \quad (6.61) \\ [S']_j &= [K'] + \mu_j'[M'] \quad (6.62) \end{aligned}$$

обобщенную задачу о собственных значениях (6.53) к задаче в приращениях $\Delta\mu_j$:

$$\Delta\mu_j[M']\{U\} + [S']_j\{U\} = 0 \quad (6.63)$$

имеющей те же собственные векторы, что и исходная, но другие значения. Ее решение производится по тем же формулам (6.56)—(6.59), что и задачи (6.53), лишь с заменой матрицы $[K']$ в выражении (6.56) на $[S']_j$. Зондирующее нахождение μ_j' производится по 3—5 итерациям решения обобщенной задачи о собственных значениях с матрицей $[S']_{j-1}$, построенной для предыдущего вектора.

После нахождения собственных векторов $[W]_{\square j}$ задачи (6.56) векторы $[U]_{\square j}$ задачи (6.54) находятся из выражения

$$\{U\}_j = [M']^{-\frac{1}{2}}\{W\}_j \quad (6.64)$$

Суммарное сокращение времени решения задачи (6.53), достигнутое в результате применения всех рассмотренных преобразований, составило 10—40 раз относительно исходного варианта [317]. Дальнейшего сокращения можно достичь, используя в предварительных задачах (6.53), (6.54), (6.63) матрицы уменьшенной размерности, соответствующие конечноэлементной сетки с укрупненным шагом. Значения перемещений в промежуточных узлах исходной сетки находятся интерполяцией значений в узлах укрупненной сетки.

Приняв решение линейной обобщенной задачи о собственных значениях (6.53) за первое приближение такой же квадратичной обобщенной задачи (6.52), найдем

собственные векторы и значения последней методом корректировки решений, последовательно совершенствуемым нами в работах [307, 311-313], для чего исходная обобщенная задача о собственных значениях (6.52) подстановкой

$$\lambda_j = \lambda'_j + \Delta\lambda_j \quad (6.65)$$

$$[G]_j = 2\lambda'_j[M] + [H] \quad (6.66)$$

$$[F]_j = (\lambda'_j)^2[M] + \lambda'_j[H] + [K] \quad (6.67)$$

сводится к квадратичной обобщенной задаче о собственных значениях в приращениях $\Delta\lambda_j$:

$$((\Delta\lambda_j)^2[M] + \Delta\lambda_j[G]_j + [F]_j)\{U\}_j = 0, \quad (6.68)$$

а затем подстановкой

$$\Delta\rho_j = \Delta\lambda_j^2 + \alpha_j\Delta\lambda_j \quad (6.69)$$

$$[G]_j\{U\}_j = \alpha_j[M]\{U\}_j + [D]_j\{U\}_j \quad (6.70)$$

к задаче

$$(\Delta\rho_j[M] + \Delta\lambda_j[D]_j + [F]_j)\{U\}_j = 0, \quad (6.71)$$

где коэффициент α_j находится методом наименьших квадратов, исходя из условий минимума остаточного члена $[D]_j\{U\}_j(0)$. Учитывая сепарабельность комплексной матричной функции (6.70) и воспользовавшись правилом, приведенным в [321], получим

$$\alpha_j = \sum_{i=1}^n \bar{X}_{ji} R_{ji} / \bar{X}_{ji} R_{ji}, \quad (6.72)$$

где

$$\{X\}_j = [M]\{U\}_j; \quad \{R\}_j = [G]_j\{U\}_j \quad (6.73)$$

Рассматривая (6.71) как локально линейную обобщенную задачу о собственных значениях с матрицами

$$[F]_j, [D]_j + \frac{\Delta\rho_j^{(i)}}{\Delta\lambda_j^{(i)}}[M]$$

и полагая, что уже выполнено i шагов

итерации, найдем $i + 1$ итерацию

$$\{Y\}_j^{(i+1)} = -[F]_j^{-1} \left([D]_j + \frac{\Delta\rho_j^{(i)}}{\Delta\lambda_j^{(i)}}[M] \right) \{U\}_j^{(i)}, \quad (6.74)$$

$$\{U\}_j^{(i+1)} = \frac{|Y_{j\max}^{(i+1)}|}{Y_{j\max}^{(i+1)}} \cdot \frac{\{Y\}_j^{(i+1)}}{|\{Y\}_j^{(i+1)}|}, \quad (6.75)$$

$$\Delta\lambda_j^{(i+1)} = -\frac{U_{j\max}^{(i+1)}}{Y_{j\max}^{(i+1)}}, \quad (6.76)$$

$$\Delta\rho_j^{(i+1)} = \Delta\lambda_j^{(i+1)}(\Delta\lambda_j^{(i+1)} + \alpha_j), \quad (6.77)$$

где $U_{j\max}$, $Y_{j\max}$ — максимальные по модулю компоненты нормированного (U)_{*j*} и ненормированного (Y)_{*j*} векторов; $\Delta\rho_j^{(0)}/\Delta\lambda_j^{(0)} = \alpha_j$.

Рассмотренный алгоритм решения обобщенной квадратичной задачи о собственных значениях [317] позволил в 1,3 раза сократить число итераций относительно первоначального варианта [311] с одновременным повышением числовой устойчивости вычислительного процесса.

6.4. Двухкоординатная вибрация электрода при электроискровом легировании

Уменьшить шероховатость электроискрового покрытия примерно на один класс по сравнению с однокоординатным при прочих равных условиях позволяет двухкоординатный вибратор [133, 134]. Нормальная к поверхности детали вибрация служит для периодического контактирования электрода с деталью, тангенциальная — для перемещения зоны разряда по поверхности детали и создания косого удара.

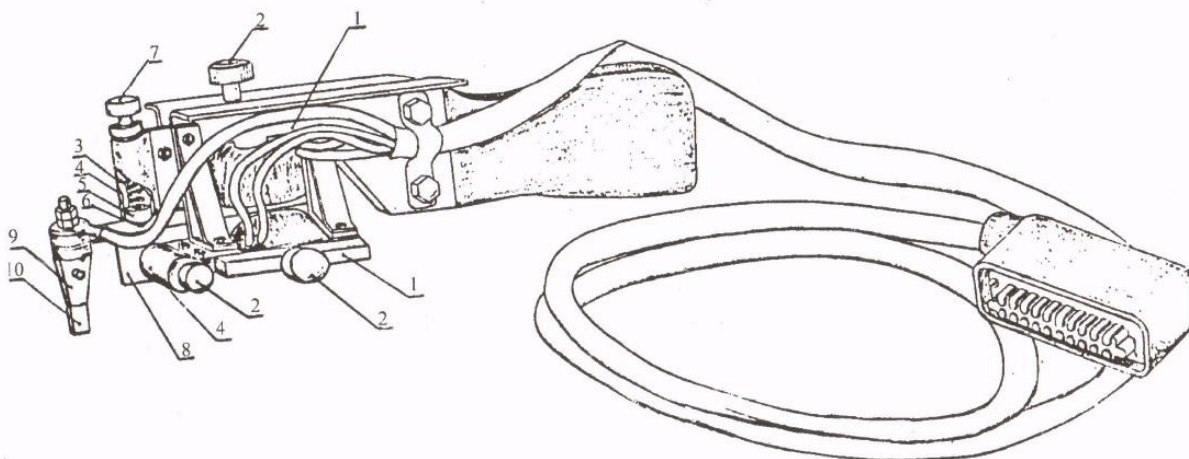


Рис. 6.15. Двухкоординатный вибратор

Вибратор состоит (рис. 6.15) из двух идентичных возбуждающих электромагнитных систем 1, силы тяги которых регулируются винтами 2, изменяющими сопротивления магнитных зазоров. Пружины 3 помещены в обоймы 4 и передают усилие посредством скользящих поршней 5 и шаров 6. Такая конструкция позволяет уменьшить влияние трения, создаваемое упругой возвращающей системой одной координаты, на колебания якоря по другой координате. Сжатие пружин регулируется винтами 7. Силы обеих электромагнитных систем приложены к якорю 8, укрепленному на шарнире, позволяющему ему совершать двухкоординатные колебания. Электрод 10 установлен в держателе 9.

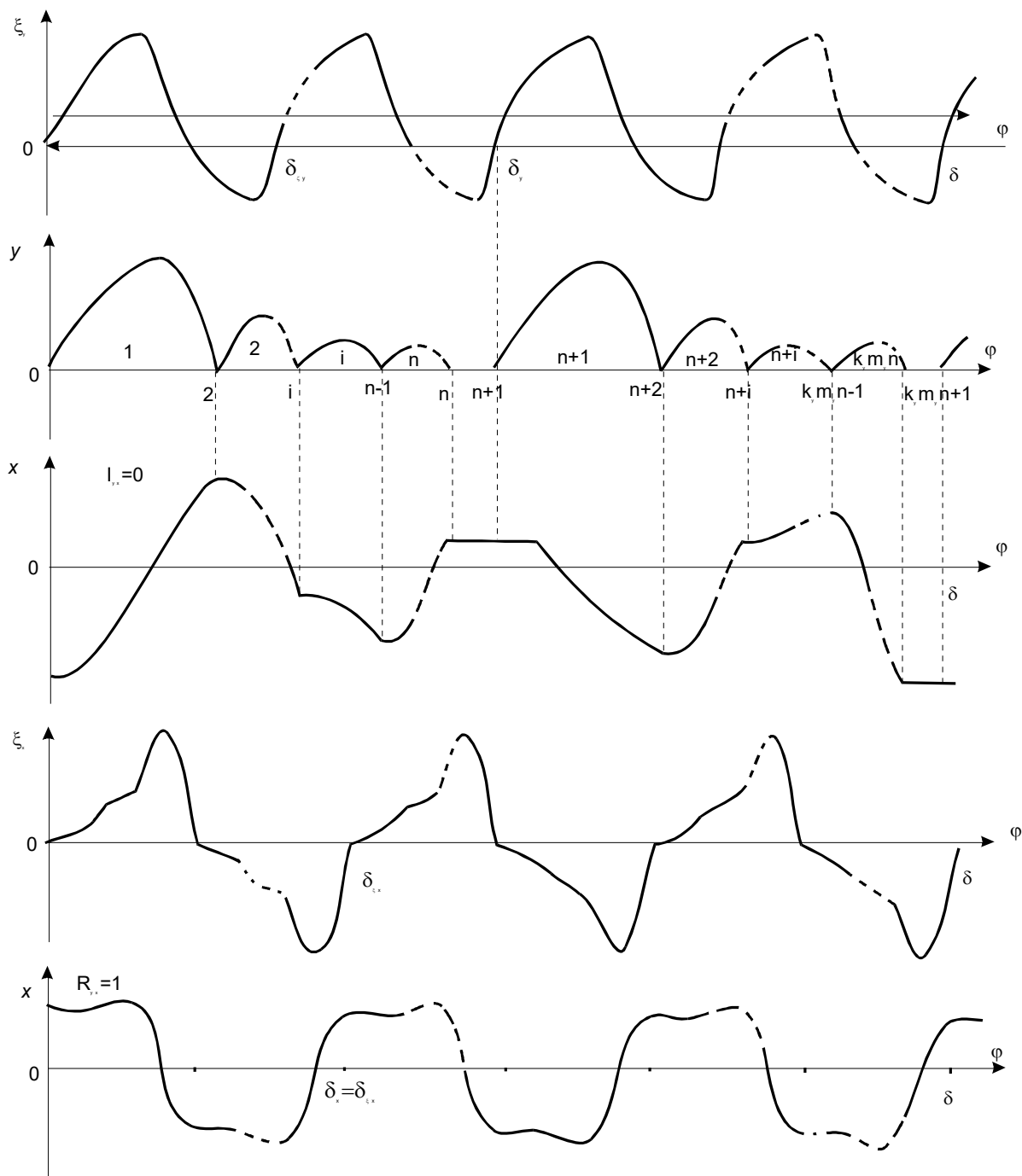


Рис. 6.16. Временные диаграммы двухкоординатной вибрации:

a — возбуждающей силы по оси y , z — возбуждающей силы по оси x , b — координаты y , v — координаты x при $K_{yx}=0$, d — координаты x при $K_{yx}=1$

Кроме рассмотренного нами разработаны двухкоординатные вибраторы с параметрическим возбуждением колебаний по одной [322] и обеим [323] координатам. Анализ их работы приведен в [324].

Колебания вибратора в относительных координатах описываются системой двух дифференциальных уравнений

$$\ddot{X} + 2\beta_x \dot{X} + p_x^2 X = \xi_{ox} + \sum_{k=1}^{\infty} \xi_{xkm} \sin(kS_x \varphi + \psi_{kx}) \quad (6.78)$$

$$\ddot{Y} + 2\beta_y \dot{Y} + p_y^2 Y = \xi_{oy} + \sum_{k=1}^{\infty} \xi_{ykm} \sin(kS_y \varphi + \psi_{ky})$$

При наличии однокоординатного одностороннего ограничения

$$Y > 0 \quad (6.79)$$

первое уравнение получается автономным, а второе зависит от него.

При достижении электродом условия (6.79) происходит косой удар, характеризующийся уменьшением и реверсом скорости по координате Y и уменьшением без реверса по координате X (рис. 6.16).

$$\dot{X}^+ = K_x \dot{X}^-, \quad \dot{Y}^+ = -K_y \dot{Y}^- \quad (6.80)$$

где коэффициенты восстановления скоростей при ударе

$$0 \leq K_x < 1, \quad 0 \leq K_y < 1 \quad (6.81)$$

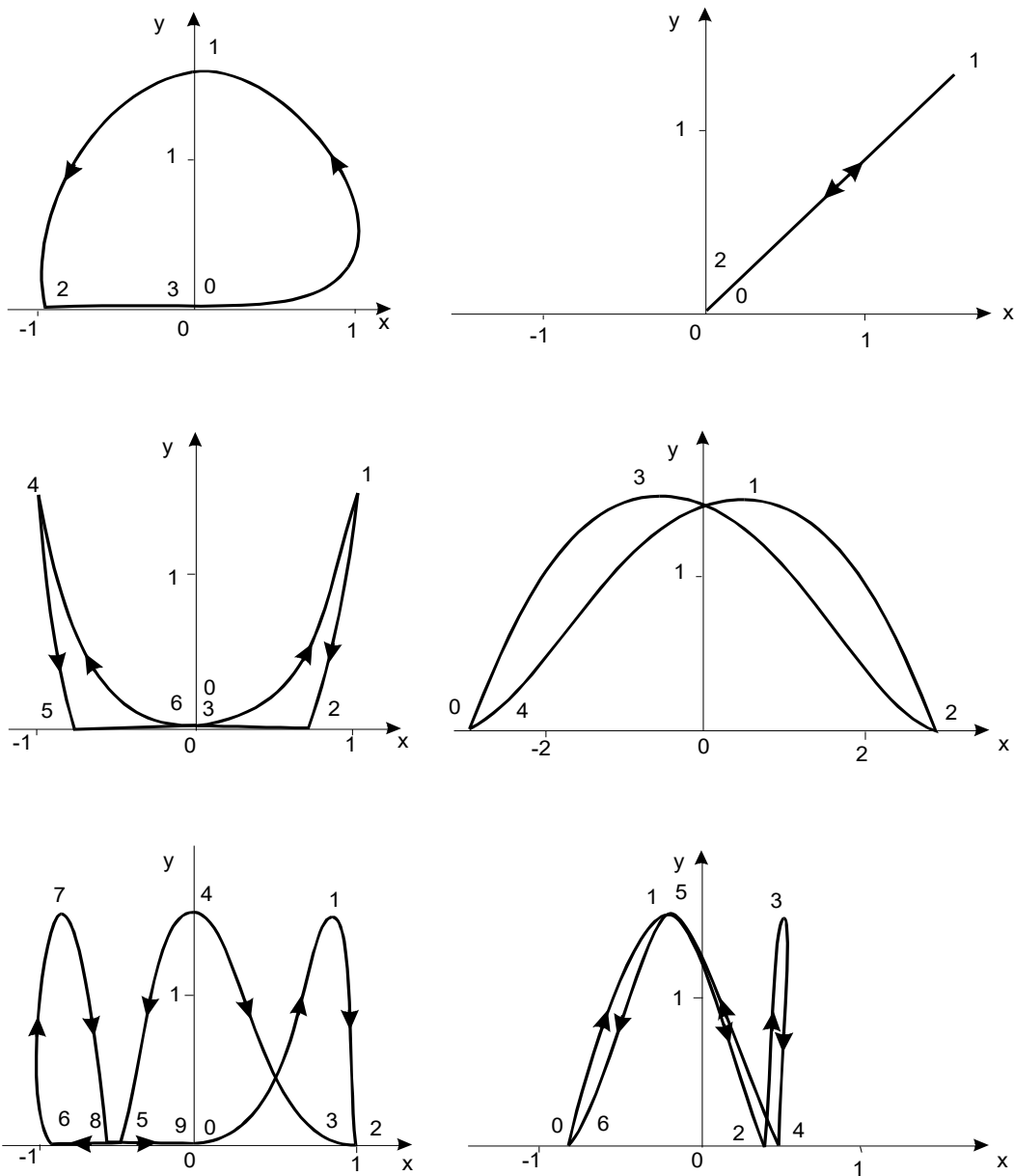


Рис. 6.17. Виброударные фигуры Лиссажу:

$K_{yx} = 0$ (б, г, е), 1 (ф, в, д). $P_x = 1$ (а, б), 2 (в, г), 3 (д, е)

Решением системы (2.77) на безударных интервалах является

$$\begin{aligned} X &= C_{X1}f_{X1}(\varphi) + C_{X2}f_{X2}(\varphi) + X_{\text{част}}(\varphi), \\ Y &= C_{Y1}f_{Y1}(\varphi) + C_{Y2}f_{Y2}(\varphi) + X_{\text{част}}(\varphi), \end{aligned} \quad (6.82)$$

где конкретная реализация функций $f_{X1}(\varphi)$, $f_{X2}(\varphi)$, $X_{\text{част}}(\varphi)$, $f_{Y1}(\varphi)$, $f_{Y2}(\varphi)$, $Y_{\text{част}}(\varphi)$ зависит от соотношения между параметрами p_x , β_x , S_x , p_y , β_y , S_y . Необходимое и достаточное условие существования периодического решения

$$X(\varphi) = X(\varphi + \delta), \quad Y(\varphi) = Y(\varphi + \delta) \quad (6.83)$$

— рациональность отношения периодов возбуждающих сил по осям X и Y ($T_x/T_y = S_x/S_y$). В этом случае постоянные интегрирования C_{y1}^i , C_{y2}^i на i интервале в силу автономности колебаний по y находятся так же, как и для однокоординатного, из системы (6.8), а постоянные интегрирования C_{y1}^i , C_{y2}^i — из начальных условий

$$X_i^+ = X_i^-, \quad \dot{X}_i^+ = K_X \dot{X}_i^- \quad (6.84)$$

При установившемся периодическом решении, насчитывающем n ударов за период, на каждом j безударном интервале начальные $X_j^+ = X_j^-$, $\dot{X}_j^+ = K_j^- X_j^-$ и конечные X_{j+1}^- , X_{j+1}^- условия составляют линейную алгебраическую систему

$$\begin{aligned} X_j^- &= C_{X1}^j f_{X1}(\varphi_j^+) + C_{X2}^j f_{X2}(\varphi_j^+) + X_{\text{част}}(\varphi_j^+), \\ K_X \dot{X}_j^- &= C_{X1}^j \dot{f}_{X1}(\varphi_j^+) + C_{X2}^j \dot{f}_{X2}(\varphi_j^+) + \dot{X}_{\text{част}}(\varphi_j^+), \\ X_{j+1}^- &= C_{X1}^j f_{X1}(\varphi_{j+1}^-) + C_{X2}^j f_{X2}(\varphi_{j+1}^-) + X_{\text{част}}(\varphi_{j+1}^-), \\ \dot{X}_{j+1}^- &= C_{X1}^j \dot{f}_{X1}(\varphi_{j+1}^-) + C_{X2}^j \dot{f}_{X2}(\varphi_{j+1}^-) + \dot{X}_{\text{част}}(\varphi_{j+1}^-) \end{aligned} \quad (6.85)$$

С учетом соотношения (6.84) и того, что в установившемся режиме

$$X_1^+ = X_{n+1}^-, \quad \dot{X}_1^+ = K_X \dot{X}_{n+1}^- \quad (6.86)$$

система (6.85) составляет совместно линейную систему четвертого порядка, из которой находим X_j^- , \dot{X}_j^- , C_{X1}^j , C_{X2}^j для каждого j интервала.

Исключая из системы (6.82) переменную φ , получаем функцию $Y=f(X)$, [135] и описывающую траекторию — называемую виброударной фигурой Лиссажу движения электрода (рис. 6.17).

6.5. Исследование и определение средней силы давления преград на якорь

Для нахождения среднего значения силы, действующей на якорь со стороны нижней (детали) и верхней преград, рассмотрим суммарный импульс приложенных к нему сил:

$$Q = \sum_{i=1}^n \left(Q_i + \frac{1}{P^2} \int_{\varphi_i^-}^{\varphi_i^+} \xi d\varphi \right) \quad (6.87)$$

Первое слагаемое в правой части (6.87) представляет собой сумму силовых импульсов отдельных ударов:

$$Q_i = (1 + K_i) \dot{\lambda}_i^- \quad (6.88)$$

второе ξ — силу давления преград на якорь во время возможных остановок (при $K_i = 0$). Рассматривая последние как предельный переход при $K_i \rightarrow 0$, сопровождающийся неограниченным возрастанием числа ударов убывающей длительности и амплитуды, можно, не теряя общности, ограничиться первым слагаемым.

Рассмотрим изменение скорости якоря между i и $i + 1$ ударами

$$\begin{aligned} \dot{\lambda}_{i+1}^- = \dot{\lambda}_i^+ + \int_{\varphi_i^+}^{\varphi_{i+1}^-} \ddot{\lambda} d\varphi = \dot{\lambda}_i^+ + p^{-2} \int_{\varphi_i^+}^{\varphi_{i+1}^-} \left(-2p\beta\dot{\lambda} - \lambda + \xi_0 + \right. \\ \left. + \sum_{k=1}^{\infty} \xi_{km} \sin(k\varphi + \psi_k) \right) d\varphi \end{aligned} \quad (6.89)$$

Подставив (6.89) с учетом виброударных ограничений (6.2) в (6.88) и далее (6.88) в (6.87) и произведя суммирование, получаем

$$Q = \sum_{i=1}^n (1 + K_i) \lambda_i^- = p^{-2} \int_0^{2m\pi} \left(-2p\beta\dot{\lambda} - \lambda + \xi_0 + \sum_{k=1}^{\infty} \xi_{km} \sin(\varphi + \psi_k) \right) d\varphi \quad (6.90)$$

Учитывая, что интеграл от первого слагаемого равен нулю, как путь, пройденный якорем за период, а от последнего, как сумма интегралов от гармонических функций, взятых в пределах, кратных их периоду, поделив последнее выражение на длительность периода $T = 2m\pi$, получаем простую зависимость между средними значениями суммарной силы давления обеих преград на якорь $\xi_{\text{ср}}$ от среднего зазора $\lambda_{\text{ср}}$ и постоянной составляющей возбуждающей силы ξ_0 :

$$\xi_{\text{ср}} = -\xi_0 + \lambda_{\text{ср}} \quad (6.91)$$

Естественно, что при одностороннем ограничении $\xi_{\text{ср}}$ является средней силой давления детали на якорь. Последнее выражение играет важную роль при силовом регулировании межэлектродного зазора.

Как будет показано ниже (см. 7.8), в резонансном режиме средняя сила давления $\xi_{\text{ср}}$ не зависит от $\lambda_{\text{ср}}$, ξ_0 и $\xi_{\text{ср}} \equiv 0,5$.

6.6. Исследование двухмассовой модели вибратора и разработка его оптимальной системы

Рассматриваемая до сих пор одномассовая модель вибратора, позволившая ответить на большинство вопросов вибрационного электроискрового легирования, недостаточна при рассмотрении ряда специфических вопросов: исследование силового регулирования межэлектродного промежутка, создание виброзащищенного инструмента для ручного электроискрового легирования и др. В этом случае необходим переход к двухмассовой модели, в которой помимо колебаний якоря рассматриваются также и колебания корпуса вибратора:

$$\begin{aligned} M_{\text{я}} \ddot{Y}_{\text{я}} + (C_{\text{я}} + C_{\text{як}}) \dot{Y}_{\text{я}} - C_{\text{як}} \dot{Y}_{\text{к}} = F_0 + F_m \sin \omega t - M_{\text{я}} g \\ - C_{\text{як}} \dot{Y}_{\text{я}} + M_{\text{к}} \ddot{Y}_{\text{к}} + (C_{\text{к}} + C_{\text{як}}) \dot{Y}_{\text{к}} = -F_0 - F_m \sin \omega t - M_{\text{к}} g + F_{\text{вн}}(t) \end{aligned} \quad (6.92)$$

при виброударных ограничениях

$$0 \leq Y_{\text{я}} \leq Y_{\text{к}}, \quad (6.93)$$

где $Y_{\text{я}}$, $Y_{\text{к}}$ — перемещения якоря и корпуса $M_{\text{я}}$, $M_{\text{к}}$ — их приведенные массы; $C_{\text{к}}$, $C_{\text{я}}$, $C_{\text{як}}$ — жесткости связей корпус — стойка, якорь—стойка и корпус—якорь; F_0 — сила исходной деформации связи якорь—корпус; F_m — амплитуда гармонической возбужденной силы; $F_{\text{вн}}(t)$ — сила внешнего давления на корпус. Заменяв второе уравнение системы (6.92) суммой обоих уравнений и сосредоточив после этого в левой части первого уравнения члены, включающие перемещение якоря $Y_{\text{я}}$ и его производные, а в левой части второго — перемещение корпуса $Y_{\text{к}}$ с производными, приведем систему (6.92) к виду, удобному для решения итерационным методом. Для i шага итерации она имеет вид

$$\begin{aligned} M_{\text{я}} \ddot{Y}_{\text{я}}^{(i)} + (C_{\text{я}} + C_{\text{як}}) Y_{\text{я}}^{(i)} &= F_{\text{о}} + F_m \sin \omega t - M_{\text{я}} g + C_{\text{як}} Y_{\text{к}}^{(i-1)} \\ M_{\text{к}} \ddot{Y}_{\text{к}}^{(i)} + (C_{\text{к}} + C_{\text{як}}) Y_{\text{к}}^{(i)} &= -(M_{\text{я}} + M_{\text{к}}) g + C_{\text{як}} Y_{\text{я}}^{(i)} + F_{\text{вн}}(t) \end{aligned} \quad (6.94)$$

Нулевым приближением перемещения якоря $Y_{\text{я}}(0)$ является решение, полученное из одномассовой модели.

Частным случаем данной задачи является нахождение перемещений якоря и корпуса вибратора под действием медленно изменяющейся во времени силы внешнего воздействия на корпус $F_{\text{вн}}(t)$. С учетом того, что частотный спектр последнего намного ниже частоты вибрации ω и собственной частоты якоря $\omega_{\text{я}}$, пренебрежем в (6.92) возбуждающей силой $F_m \sin \omega t$, а силы ударных воздействий на якорь со стороны детали $F_{\text{уд}}$ и корпуса $F_{\text{уд}}$ заменим их средними значениями. Указанные преобразования позволили, заменив второе уравнение суммой первого и второго, свести исходную систему (6.92) к виду

$$\begin{aligned} M_{\text{я}} \ddot{Y}_{\text{я}} + (C_{\text{я}} + C_{\text{як}}) Y_{\text{я}} - C_{\text{як}} Y_{\text{к}} &= F_{\text{о}} - M_{\text{я}} g + F'_{\text{уд}}, \\ M_{\text{к}} \ddot{Y}_{\text{к}} + (C_{\text{к}} + C_{\text{як}}) Y_{\text{к}} - C_{\text{як}} Y_{\text{я}} &= (M_{\text{я}} + M_{\text{к}}) g + F_{\text{вн}}(t) \end{aligned} \quad (6.95)$$

Учитывая то, что собственная частота якоря $\omega_{\text{я}}$ значительно выше частоты корпуса $\omega_{\text{к}}$ вибратора, можно считать, что при медленном изменении внешней силы $F_{\text{вн}}(t)$ вибратор перемещается как единое жесткое тело. В этом случае система (6.95) упрощается, вырождаясь в одно уравнение, описывающее перемещение центра тяжести вибратора

$$(M_{\text{к}} + M_{\text{я}}) \ddot{Y} + C_{\text{к}} Y = (M_{\text{к}} + M_{\text{я}}) g + F_{\text{вн}}(t) \quad (6.96)$$

При необходимости раздельного нахождения перемещений якоря и корпуса вибратора система (6.95) решается методом итераций:

$$\begin{aligned} M_{\text{к}} \ddot{Y}_{\text{к}}^{(i)} + (C_{\text{к}} + C_{\text{як}}) Y_{\text{к}}^{(i)} &= -(M_{\text{я}} + M_{\text{к}}) g + F_{\text{вн}}(t) - M_{\text{я}} \ddot{Y}_{\text{к}}^{(i-1)} \\ M_{\text{я}} \ddot{Y}_{\text{я}}^{(i)} + (C_{\text{я}} + C_{\text{як}}) Y_{\text{я}}^{(i)} &= F_{\text{о}} - M_{\text{я}} g + F'_{\text{уд}} + C_{\text{як}} Y_{\text{к}}^{(i)} \end{aligned} \quad (6.97)$$

За нулевое приближение перемещения корпуса $Y_{\text{к}}(0)$ принимается решение уравнения (6.96).

Рассмотрим некоторые особенности работы вибратора, вытекающие из двухмассовой модели при режимах, близких к резонансным, когда форма виброударных колебаний близка к гармонической. Так как при гармонических колебаниях система линейна, то, воспользовавшись принципом суперпозиции, рассмотрим только воздействие основной гармоники возбуждающей силы. Учитывая синусоидальность последней и создаваемые ею перемещения, осуществим в (6.92) подстановку

$$Y_{\text{к}} = Y_{\text{км}} \sin \omega t, \quad Y_{\text{я}} = Y_{\text{ям}} \sin \omega t, \quad f = F_m \sin \omega t \quad (6.98)$$

После сокращения полученного выражения на $\sin \omega t$ и придания ему матричной формы получаем уравнение амплитуд

$$\begin{bmatrix} -\omega^2 M_{\text{я}} + C_{\text{я}} + C_{\text{як}} & -C_{\text{як}} \\ -C_{\text{як}} & -\omega^2 M_{\text{к}} + C_{\text{к}} + C_{\text{як}} \end{bmatrix} \quad (6.99)$$

Решая для матрицы последнего выражения задачу о собственных значениях, получаем связанные частоты собственных колебаний:

$$\begin{aligned} \omega_{\circ}^2 &= \frac{1}{2} \left(\frac{C_{\text{я}} + C_{\text{як}}}{M_{\text{я}}} + \frac{C_{\text{к}} + C_{\text{як}}}{M_{\text{к}}} \pm \right. \\ &\left. \pm \sqrt{\frac{1}{4} \left(\frac{C_{\text{я}} + C_{\text{як}}}{M_{\text{я}}} + \frac{C_{\text{к}} + C_{\text{як}}}{M_{\text{к}}} \right)^2 - \frac{C_{\text{я}} C_{\text{к}} + C_{\text{я}} C_{\text{як}} + C_{\text{к}} C_{\text{як}}}{M_{\text{я}} M_{\text{к}}}} \right) \end{aligned} \quad (6.100)$$

Меньшая частота соответствует превалирующим колебаниям корпуса, большая — якоря.

Из (6.99) видно, что амплитуды вынужденных колебаний корпуса и якоря связаны соотношением

$$\left(-\omega^2 M_{\text{я}} + C_{\text{я}}\right) Y_{\text{ям}} + \left(-\omega^2 M_{\text{к}} + C_{\text{к}}\right) Y_{\text{км}} = 0, \quad (6.101)$$

Отсюда видно, что в случае выполнения условия

$$\omega^2 = \frac{C_{\text{к}}}{M_{\text{к}}} \quad (6.102)$$

колеблется только корпус вибратора, а при выполнении условия

$$\omega^2 = \frac{C_{\text{я}}}{M_{\text{я}}} \quad (6.103)$$

только его якорь. Интересно отметить, что (6.103) совпадает с выражением для классического антивибратора [325], где возбуждающая сила воздействует только на корпус вибратора, что указывает на перспективность использования этого соотношения при разработке виброзащищенного инструмента для ручного электроискрового легирования (см. п. 7.7).

Глава 7 ИССЛЕДОВАНИЕ И ВЫБОР ЧАСТОТНЫХ ДИАПАЗОНОВ ЭРОДИРУЮЩИХ ИМПУЛЬСОВ ВИБРАЦИОННОГО ЛЕГИРОВАНИЯ И СИСТЕМ ЭЛЕКТРОПИТАНИЯ ВИБРАТОРОВ

Энергетические параметры эродирующих импульсов и частота их следования являются одними из основных факторов, определяющих качество легируемой поверхности, в первую очередь толщину и шероховатость нанесенного покрытия.

Так, увеличение энергии единичных импульсов приводит как к повышению производительности установок, так и к увеличению шероховатости покрытия. Частично компенсировать возрастание последней позволяет снижение энергии единичных импульсов с одновременным увеличением их частоты. Однако этот путь ограничен, с одной стороны, технической сложностью получения высокочастотной вибрации достаточной амплитуды, с другой — ограничением толщины покрытия вследствие немонотонности привеса катода от времени. В [13] приведена граница зоны рациональных режимов электроискрового легирования современных установок, которая может быть приближенно описана уравнением

$$\lg W = 2,34(1 - 0,1 \cdot \lg^2 f), \quad (7.1)$$

где W — энергия единичных разрядов, Дж; f — их эффективная частота (суммарное число импульсов в единицу времени), Гц.

Дальнейшее развитие электроискрового легирования связано с ужесточением энергетических характеристик процесса и выходом за границу зоны (7.1).

Возможности широкополосных вибраторов практически исчерпаны и получение виброударных колебаний достаточной амплитуды возможно только в узкорезонансных областях их частотных характеристик. Последнее достигается либо перестройкой собственной частоты вибратора при

изменении частоты колебаний, либо применением вибраторов с распределенными параметрами с гибкими упругими якорями, обладающими рядом собственных частот, либо использованием возбуждения единичными импульсами с параметрами, близкими к резонансным.

Интенсифицировать процесс электроискрового легирования можно также за счет превышения эффективной частоты эродирующих импульсов над частотой механических колебаний электрода [326, 327]. Последнее достигается использованием многоконтурных установок с изолированными друг от друга электродами различных контуров, установленными на общем вибраторе, либо применением многофазной вибрации (системы нескольких синхронно вибрирующих со сдвигом фаз электродов), либо генерацией нескольких эродирующих импульсов за период колебания электрода.

Первый путь оправдывает себя только в установках с разобщенными однотипными генераторами невысокой стоимости [68], но и в этом случае не достигается значительное повышение эффективной частоты эродирующих импульсов из-за возрастания подвижной массы вибраторов, связанной с установкой нескольких изолированных друг от друга электродов.

Получение многофазной вибрации от вращающегося вала с помощью кулачковых или иных механических распределителей не позволяет существенно увеличить частоту импульсов из-за низкой скорости вращения вала (не превышающей 100 об/с). Получение многофазной вибрации при помощи нескольких однофазных вибраторов, питающихся от синхронно работающих генераторов, обладает тем же недостатком, что и многоконтурные установки — удорожанием стоимости установок из-за дублирования однотипных элементов оборудования: вибраторов и питающих их генераторов. Использование вместо системы генераторов преобразователя числа фаз промышленной сети снижает стоимость, однако частота работы каждого вибратора остается равной 100 Гц. В парафазном вибраторе [127] использована общая для двух якорей обмотка возбуждения и один генератор, однако он создает только два противофазных колебания.

Пространственное разнесение электродов в первых двух случаях интенсифицирует процесс за счет увеличения одновременно обрабатываемой площади и ориентировано главным образом на электроискровое легирование крупногабаритных изделий. Существование нескольких ударов электрода о деталь за один период колебаний вибратора, доказанное нами как теоретически, так и экспериментально [124], позволяет достигнуть превышения эффективной частоты эродирующих импульсов по сравнению с частотой вибрации при одном легирующем электроде. Использование для легирования зон подхода и отхода электрода от детали позволяет дополнительно увеличить эффективную частоту эродирующих импульсов в два раза. Использование для электроискрового легирования упомянутых зон требует создания нового поколения установок с синхронизацией эродирующих импульсов с пространственным положением электрода. Решение данной задачи требует разработки замкнутых систем управления процессом.

7.1. Широкополосные вибраторы

Работа вибраторов в широкой полосе частот при гармоническом возбуждении описывается дифференциальным уравнением (см. табл. 6.1)

$$\ddot{\lambda} + \rho^2 \lambda = \xi_0 - \cos \varphi, \quad (7.2)$$

при небольших зазорах $\xi_0 < 1$ удобнее пользоваться вариантом

$$\ddot{\lambda} + \rho^2 \lambda = \cos \psi - \cos(\varphi + \psi) \quad (7.3)$$

с проходящей через начало координат правой частью. Его решение в диапазоне $0^\circ \leq \psi < 180^\circ$, $0 \leq \rho^{-1} \leq \sqrt{2}$ при одностороннем ограничении $\lambda \geq 0$ и коэффициенте восстановления $K = 0$ позволяет построить зависимости среднего $\lambda_{\text{ср}}(\rho, \xi_0)$ и максимального $\lambda_m(\rho, \xi_0)$ значений зазора от параметров ρ , ξ_0 (рис. 7.1, а, б). Видно, что оба семейства кривых имеют сходный характер: плавное изменение зазора в области низких частот ($\rho^{-1} \leq 0,15$), незначительный (в 1,5 — 1,7 раза) подъем на средних частотах ($0,15 \leq \rho^{-1} \leq 1,5$), смещение максимума зазора в сторону низких частот при возрастании параметра ρ (рис. 7.1, а, б). Из упомянутых характеристик видно, что при незначительной снижении амплитуды (в 1,5—1,7 раза) вибратор способен удовлетворительно работать на сколь угодно низкой частоте. При повышении частоты в 1,5 — 2 раза выше собственной ω_0 его работа становится неэффективной из-за попадания в зону субгармонических колебаний, сопровождающегося снижением частоты колебаний. Однако и в дорезонансной зоне работа вибратора эффективна только на низкой (<300 Гц) частоте, поскольку в более высокочастотной области не удается достичь необходимой амплитуды колебаний вследствие диссипации механической энергии при ударе.

Конструктивные меры по снижению массы и момента инерции якоря (изменение формы и геометрических размеров, использование материалов с улучшенными механическими и ферромагнитными свойствами) не позволяют расширить зону работы широкополосных вибраторов выше 500—1000 Гц.

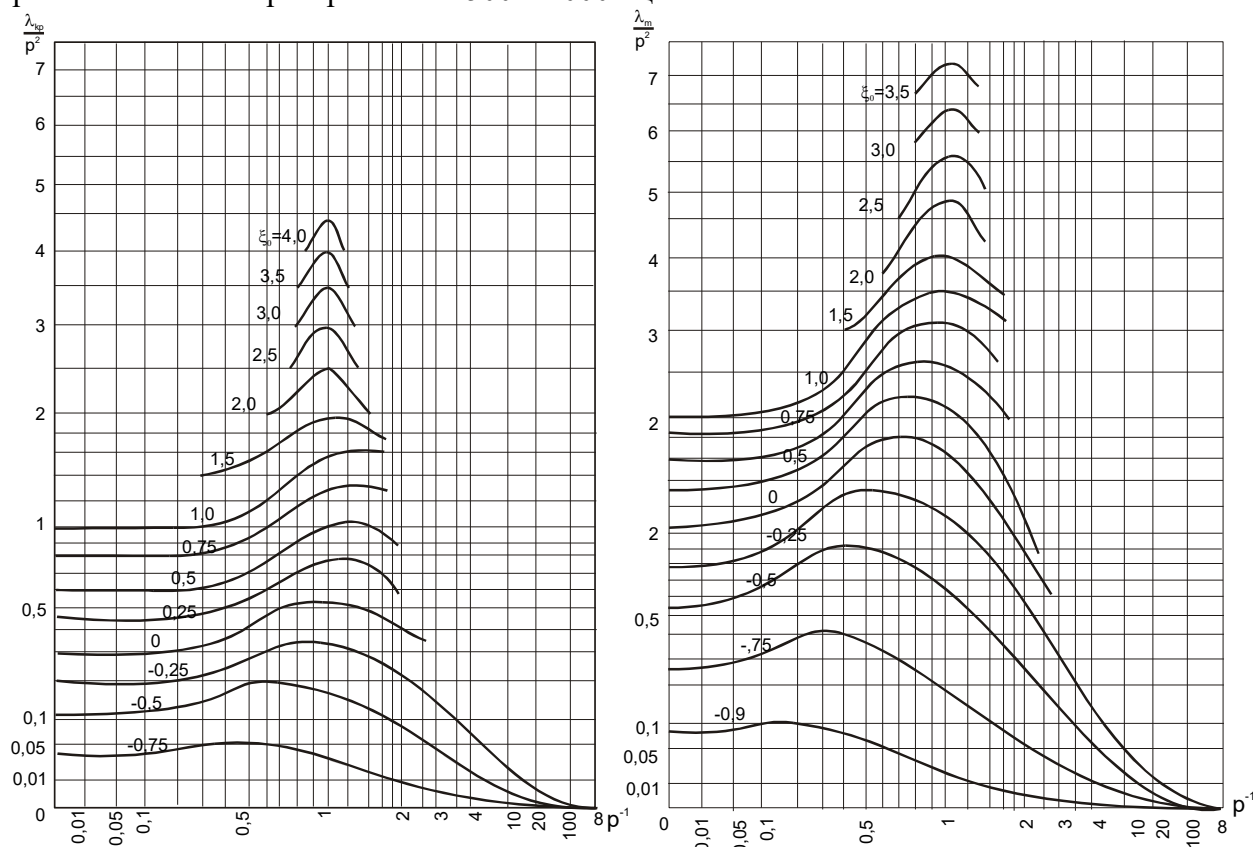


Рис. 7.1. Зависимость среднего $\lambda_{\text{ср}}$ (а) и максимального λ_m (б) значений зазора от параметров гармонического возбуждения

7.2. Высокочастотные резонансные вибраторы

Дальнейшее повышение частоты вибрации связано с переходом от широкополосных к резонансным моночастотным вибраторам, работающим при больших зазорах ($\xi_0 > 1$), возможность создания которых видна из диаграммы зон устойчивости (см. рис. 6.3). В этом случае подвижную часть вибратора можно рассматривать как колебательный контур переменной добротности, определяемой коэффициентом восстановления скорости K и начальным зазором ξ_0 между якорем и деталью. Этими же параметрами определяется и амплитуда установившихся периодических виброударных колебаний в таком контуре. Последние могут быть найдены прогонкой решения уравнения (7.2) при $p = 1$ на безударном интервале

$$\lambda = \xi_0 - 0,5\varphi \sin \varphi + B \sin \varphi + A \cos \varphi \quad (7.4)$$

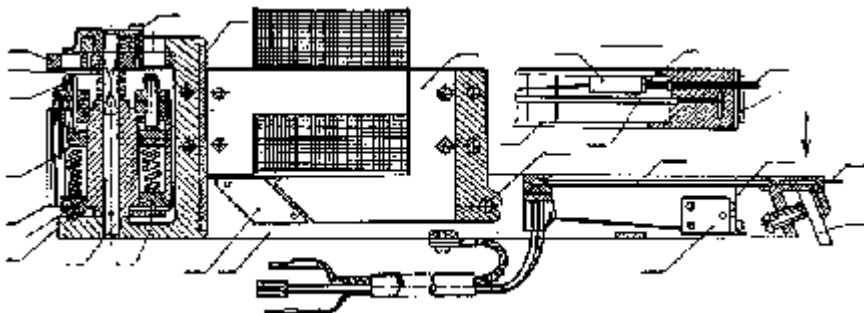
при одностороннем ограничении ($\lambda \geq 0$) до наступления условий периодичности.

Однако с учетом того, что колебания соответствуют зоне D_{11} , можно получить аналитическое решение. Используя выражение (7.4) и его производную, составим систему нелинейных уравнений, отражающих граничные условия на концах безударного интервала, виброударные условия и периодичность решения:

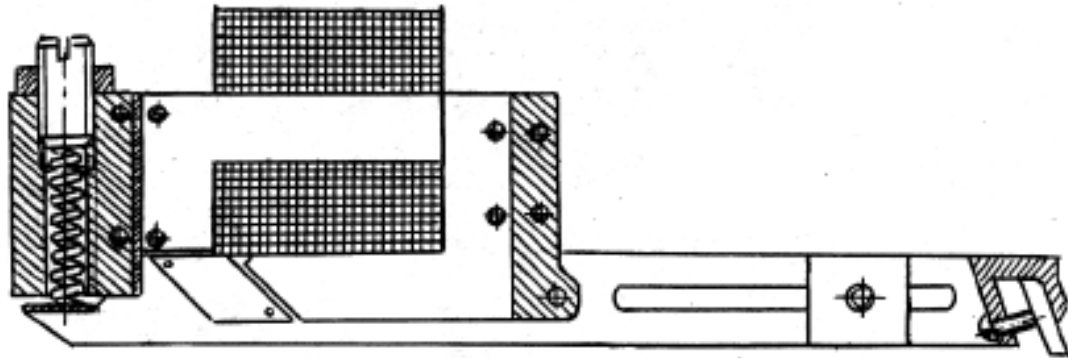
$$\begin{aligned} 0 &= \xi_0 - 0,5\varphi_0 \sin \varphi_0 + B \sin \varphi_0 + A \cos \varphi_0, \\ 0 &= \xi_0 - 0,5\varphi_K \sin \varphi_K + B \sin \varphi_K + A \cos \varphi_K, \\ \dot{\lambda}_0^+ &= -0,5 \sin \varphi_0 - 0,5\varphi_0 \cos \varphi_0 + B \cos \varphi_0 + A \sin \varphi_0, \\ \dot{\lambda}_K^- &= -0,5 \sin \varphi_K - 0,5\varphi_K \cos \varphi_K + B \cos \varphi_K + A \sin \varphi_K, \\ \dot{\lambda}_0^+ &= -K \dot{\lambda}_K^-, \\ \varphi_K &= \varphi_0 + 2\pi. \end{aligned} \quad (7.5)$$

Система (7.5) аналитически разрешима, ее решением является

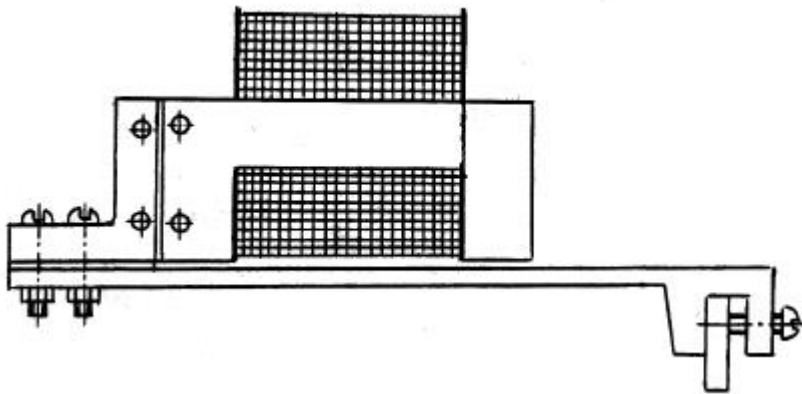
$$\varphi_0 = 0; \quad \varphi_K = 2\pi; \quad B = \dot{\lambda}_0^+ = \frac{K\pi}{(K+1)}; \quad \dot{\lambda}_K^- = \frac{-\pi}{(K+1)}; \quad A = -\xi_0 \quad (7.6)$$



а



а



б

Рис. 7.2. Поличастотные резонансные вибраторы:

а — с револьверным переключением пружин; б — со скользящим вдоль траверсы грузом; в — с гибкими упругими якорями

Следует отметить, что $\varphi_0 \equiv 0$, $\varphi_K \equiv 2\pi$, скорости и постоянная B зависят только от K , а A — только от ξ_0 , и $\dot{\lambda}_0^+ - \dot{\lambda}_K^- \equiv \pi$. Приравнявая нулю производную выражения (7.4), легко найти формулы для определения момента возникновения φ_m и максимального значения λ_m зазора:

$$\xi_0 = \left(\dot{\lambda}_0^+ - \frac{\varphi_m}{2} \right) \operatorname{ctg} \varphi_m - \frac{1}{2},$$

$$\lambda_m = \xi_0 (1 - \cos \varphi_m) + \left(\dot{\lambda}_0^+ - \frac{\varphi_m}{2} \right). \quad (7.7)$$

Среднее за период значение зазора $\lambda_{\text{ср}}$ найдем, интегрируя (7.4):

$$\lambda_{\text{ср}} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \lambda d\varphi = \xi_0 + 0,5 \quad (7.8)$$

Полосу виброударных колебаний контура можно найти из их границы с безударными колебаниями, при которых амплитуда вибрации A строго равна ξ_0 , а максимальное значение зазора $\lambda_m = 2\xi_0$. Приравняв последнее найденному из (7.2), получим амплитуду установившихся на границе режимов колебаний

$$A = \left| 1 - p_{1,2}^{-2} \right|^{-1} = \xi_0, \quad (7.9)$$

откуда легко найти ширину полуполосы виброударных колебаний

$$\Delta p = 1 - p_1^{-1} = p_2^{-1} - 1 = \sqrt{1 - \frac{1}{\xi_0}} - 1 \quad (7.10)$$

Нетрудно показать, что максимальное λ_m и среднее λ_{cp} значения зазора на границе полосы соответственно равны

$$\lambda_m = 2\xi_0, \quad \lambda_{cp} = \xi_0 \quad (7.11)$$

На рис. 7.1 значения λ_{cp} изображены только на интересующем нас интервале виброударных (в основном в зоне D_{11}) колебаний. Коэффициент p^{-2} необходим для пропорциональности между λ_{cp} и ξ_0 .

Из (7.11) видна необходимость настройки рассматриваемых вибраторов на резонансную частоту для получения значительной амплитуды колебаний. Из-за узкой полосы виброударных колебаний ($p_2^{-1} - p_1^{-1} < 0,2 - 0,3$) поличастотные резонансные вибраторы требуют применения либо устройств для перенастройки собственной частоты (револьверного переключателя пружин (рис. 7.2, а), скользящего вдоль траверсы якоря груза с фиксатором (рис. 7.2, б) и т.п.), либо якорей с распределенными параметрами, обладающих дискретным спектром собственных частот за счет использования деталей с гибкими упругими элементами (рис. 7.2, в).

Численный анализ показал, что при хорошей настройке колебательного контура резонансные вибраторы могут использоваться в частотном диапазоне до 5 кГц, а с концентратором — до 20 кГц.

7.3. Многофазные вибрационные системы

Как отмечалось выше, повышение частоты эродирующих импульсов может быть достигнуто не только за счет повышения частоты колебаний электрода, но и за счет использования нескольких электродов, колеблющихся со сдвигом фаз.

Многофазные колебания могут быть получены блоком, состоящим из нескольких однофазных вибраторов, питающихся сдвинутыми по фазе напряжениями. Попытки минимизации весогабаритных и стоимостных характеристик вибраторов привели к созданию парафазных систем вибрации, позволяющих получить два противофазных колебания при помощи одного вибратора.

В парафазных системах [328], созданных на базе рассмотренных выше (см. рис. 6.1, ж) вибраторов поворотного типа со средним креплением траверсы, противофазные колебания получались за счет использования двух электродов, установленных в электрододержателях, расположенных в противоположных концах траверсы. Однако из-за большого межэлектродного расстояния использование таких систем ограничивалось легированием крупногабаритных изделий.

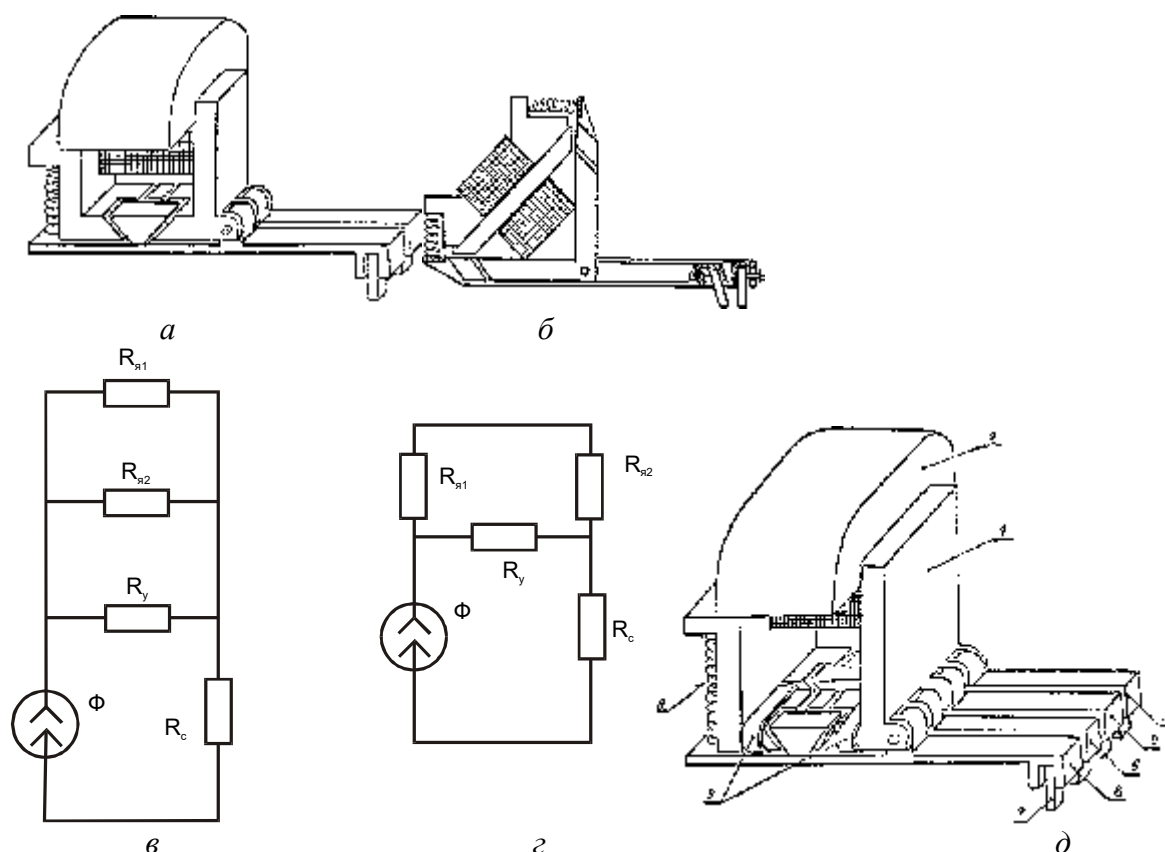


Рис. 7.3. Многофазные вибраторы:

a, б — конструкция и схема магнитной цепи парафазного вибратора параллельного типа; *в, г* — то же последовательного типа; *д* — тетрафазный вибратор

Расширить диапазон легируемых деталей в сторону уменьшения габаритов позволило использование двух параллельно расположенных противофазно колеблющихся якорей. Однако в первой из таких систем [127] единый магнитный поток расщеплялся на два параллельных, каждый из которых протекал по магнитной цепи своего якоря (рис. 7.3, *a*). Схема магнитной цепи вибратора приведена на рис. 7.3, *б*. Уменьшение магнитного сопротивления одного из якорей при его притягивании приводит к увеличению протекающего через него потока и дальнейшему уменьшению его магнитного сопротивления. Таким образом в вибраторах данного типа реализуется своеобразная положительная обратная связь, делающая их конструкцию критичной к асимметрии магнитной цепи и требующая их прецизионную настройку. Ослабление положительной обратной связи и вызываемой ей асимметрии потоков за счет принудительного увеличения неферромагнитных зазоров магнитопровода приводит к возрастанию весогабаритных характеристик и энергопотребления вибратора.

В предложенном нами вибраторе (рис. 7.3, *в*) использовалась последовательная магнитная цепь (рис. 7.3, *г*), в которой общий магнитный поток последовательно обходит вставки обоих якорей, что исключает асимметрию цепи и устраняет необходимость ее настройки. Магнитные сопротивления элементов цепи находятся аналогично вибратору с параллелограммоидальной вставкой.

Предварительное расщепление магнитного потока на два при помощи электромагнитных экранов, выполненных в виде медных короткозамкнутых колец, расположенных по обе стороны вставок якорей, позволяет получить тетрафазный вибратор [329] (рис. 7.3, *д*), создающий четыре сдвинутых по фазе колебания электродов. Тетрафазному вибратору приведенной конструкции свойственны те же недостатки, что и

параллельному парафазному вибратору: критичность к асимметрии магнитной цепи и необходимость прецизионной настройки.

Меньшей неустойчивостью обладает параллельно-последовательная схема тетрафазного вибратора, в которой предварительно расщепленный при помощи электромагнитных экранов поток разделяется на две параллельные ветви, в каждую из которых включены последовательно по две ферромагнитные вставки якорей вибраторов последовательного, аналогичных последовательному парафазному вибратору. Использование параллельно-последовательной схемы позволяет уменьшить чувствительность вибратора к асимметрии магнитной цепи. Хотя полной симметрии потоков получить не удастся из-за сложности настройки электромагнитных экранов, однако эта асимметрия значительно ниже, чем асимметрия, вызванная шунтированием магнитного зазора при притягивании якоря в параллельном парафазном вибраторе.

7.4. Генерация нескольких эродирующих импульсов за один период механических колебаний электрода

Особенностью вибрации электрода при электроискровом легировании является существование режимов с несколькими контактированиями электрода с деталью за один период его колебаний (виброударные колебания типа D_{mn}, D_{mn}^0), доказанное нами как теоретически, так и экспериментально [124].

Ранее рассматривались только негативные аспекты повторных контактирований — прижоги покрытия и залипание электрода, имеющие место на грубых режимах легирования. Это было устранено созданием обращенного вибратора, якорь которого удаляется от магнитопровода при протекании по обмотке тока и приближается к нему под действием растянутой пружины.

Однако на мягких и средних режимах использование повторных контактирований для генерации эродирующих импульсов позволяет увеличить производительность электроискровых установок без расширения частотного диапазона работы вибратора.

Поскольку основной областью существования устойчивых виброударных колебаний типа D_{1n}, D_{1n}^0 является низкочастотный диапазон ($p^{-1} < 1$) вибрации с прижимом ($\xi_0 < 0$) или не очень большим начальным зазором ($0 < \square \xi_0 < 1$, рис. 7.1), то использование повторных контактирований в качестве резерва повышения производительности процесса относится главным образом к установкам с широкополосными вибраторами, работающими на низких частотах (до 1000 Гц).

Решение этой задачи требует создания нового поколения генераторов с повышенным быстродействием и обязательной синхронизацией эродирующих импульсов с механическими колебаниями вибратора. Это достигается следующими путями:

1. подготовкой при максимальной по длительности паузе между импульсами сразу нескольких накопителей энергии;
2. использованием двух двухтактных инверторов, рабочий такт одного из которых совмещен во времени с подготовительным тактом другого;
3. совмещением подготовительного и рабочего тактов при перезарядке конденсатора (подробнее вопрос их разработки будет рассмотрен нами в главе 9).

Дополнительного повышения производительности установок для электроискрового легирования можно достичь генерацией при каждом контактировании двух эродирующих импульсов при подходе и отходе электрода от детали.

Дальнейшее повышение частоты эродирующих импульсов сопряжено с их генерированием не только при походе

7.5. Сетевое питание низкочастотных и широкополосных вибраторов синусоидальным напряжением

Для создания возбуждающей силы на обмотку вибраторов подается переменное напряжение. Используемые формы напряжения (синусоидальное или импульсное), режим работы (широкополосный или высокочастотный резонансный) и конструкция возбуждающей системы (электромагнитная или электродинамическая) определяют многообразие систем электропитания вибраторов.

Наиболее просто задача создания систем электропитания решается для вибраторов, работающих на одной фиксированной частоте или в полосе частот, расположенной в низкочастотном диапазоне ($f < 300\text{—}500$ Гц). Здесь необходимая амплитуда вибрации обеспечивается без настройки колебательной системы вибратора в резонанс с частотой питающего напряжения и поэтому возможно использование широкополосных вибраторов, работающих в дорезонансной области ($f < f_0$).

Исторически первым является сетевое питание обмотки вибраторов [49]. С учетом того, что электромагнитная возбуждающая сила есть квадратичная функция напряжения, сетевое питание электромагнитных вибраторов обеспечивает частоту их колебаний 100 Гц. Питание обмотки через диод или использование поляризации электромагнитной системы подмагничиванием постоянными или электромагнитами обеспечивают частоту вибрации 50 Гц. Расширить частотный диапазон до 300—500 Гц позволяет использование электромашинных или статических преобразователей частоты [68, 265]. Преимущество первых (легкость регулировки рабочей частоты) и последних (простота и надежность устройства) следует объединить в единой конструкции при минимизации ее стоимостных показателей. В разработанном нами на базе удвоителя – утроителя [299] поличастотном источнике питания, обеспечивающем частоты вибрации 50, 100, 150, 200 и 300 Гц (рис. 7.4), данная задача решалась использованием работы магнитопроводов в различных режимах. При получении частоты вибрации 50 и 100 Гц работают только два магнитопровода: первый — как трансформатор, второй — как индуктивный балласт. Нагрузка снимается только с первого, непосредственно или через диод V5, в зависимости от необходимой частоты вибрации (100 или 50 Гц). Для получения частоты вибрации 200 Гц трансформаторы фаз A и B используются как статический ферромагнитный удвоитель частоты Жоли-Энштейна [293], трансформатор фазы C совместно с выпрямительным мостом V1 — V4 — как источник подмагничивающего напряжения для него. Для улучшения форма выходного напряжения обмотки контура подмагничивания была выполнены с повышенным рассеянием. При получении частот вибрации 150 и 300 Гц система работает как утроитель частоты Спинелли [293], при этом первичные обмотки всех трех трансформаторов соединены между собой звездой без нулевого провода, а вторичные — открытым треугольником, в котором суммируются нескомпенсированные кратные трем гармоники напряжения. В зависимости от необходимой частоты вибрации (300 или 150 Гц) вибратор подключается к выходу утроителя непосредственно или через диод V6.

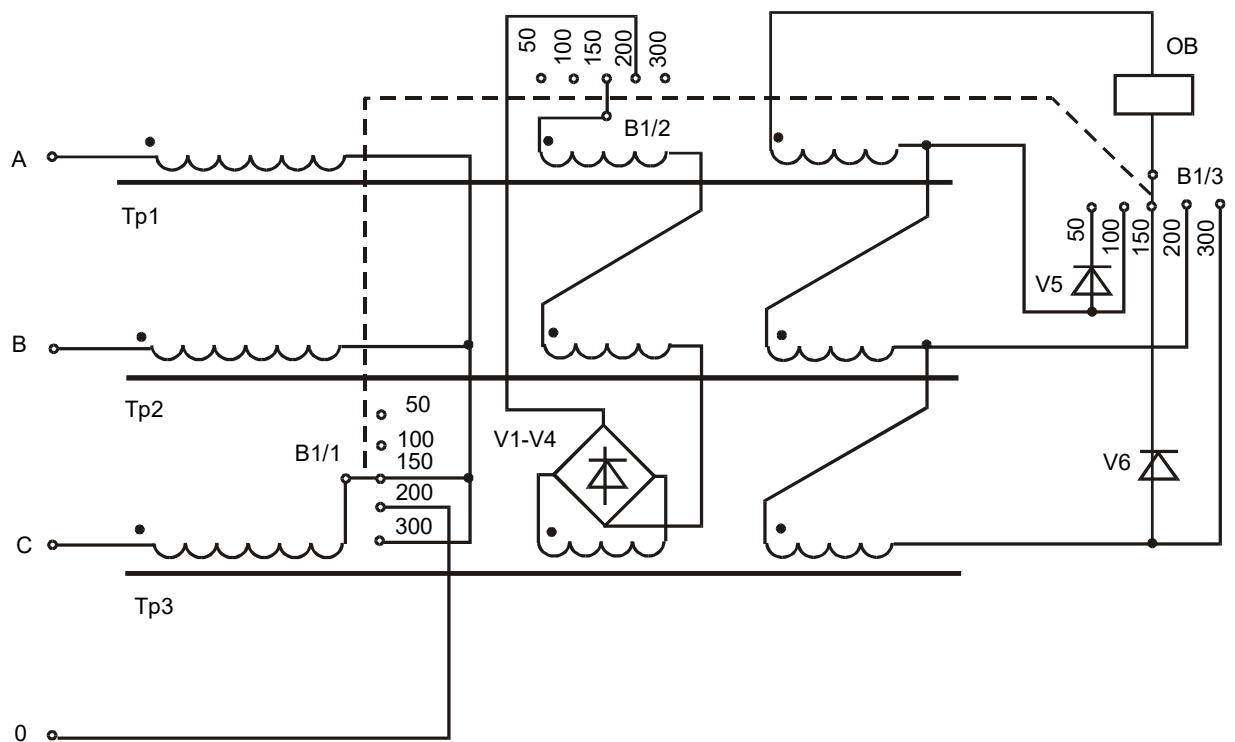


Рис. 7.4. Универсальный ферромагнитный источник питания вибратора

Совмещение в единой конструкции вибратора и утроителя частоты позволило нам создать электромагнитный вибратор повышенной частоты с питанием от промышленной трехфазной сети [129]. Магнитопровод возбуждающей системы такого вибратора содержит три фазных стержня и один нулевой (рис. 7.5, а). На фазные стержни надеты катушки, подключенные к трехфазной сети и соединенные звездой без нулевого провода. При такой конструкции магнитной цепи вследствие нелинейности вебер-амперной характеристики ферромагнитного материала в фазных стержнях генерируются нечетные гармоники потока. Гармоники порядков 1, 7, ..., $6k+1$, ... и 5, 11, ..., 5, ... образуют соответственно скомпенсированные системы прямого и обратного порядка фаз; гармоники порядков 3, 9,, $6k+3$, ... — нескомпенсированную систему нулевого порядка. Последняя выделяется в нулевом стержне и служит для создания электромагнитной возбуждающей силы. Возвращающая сила создается пружиной. Поскольку частота основной гармоники потока нулевого стержня 150 Гц, то частота вибрации равна 300 Гц. При отсутствии асимметрии трехфазной сети и магнитной и электрической цепей вибратора работа последнего описывается системой дифференциальных уравнений:

$$\begin{aligned} & \left(R + L_p \omega \frac{d}{d\varphi} \right) \left[i(\varphi) - i\left(\varphi - \frac{2\pi}{3} \right) \right] + W \omega \frac{d}{d\varphi} \left[\Phi(\varphi) - \Phi\left(\varphi - \frac{2\pi}{3} \right) \right] = \\ & = U_{\phi m} \left[\sin \varphi - \sin\left(\varphi - \frac{2\pi}{3} \right) \right], \\ & i(\varphi) + i\left(\varphi - \frac{2\pi}{3} \right) + i\left(\varphi + \frac{2\pi}{3} \right) = 0, \\ & \Phi(\varphi) + \Phi\left(\varphi - \frac{2\pi}{3} \right) + \Phi\left(\varphi + \frac{2\pi}{3} \right) = \Phi_0(\varphi), \\ & u(\varphi) = f[\Phi(\varphi)], \\ & u_0(\varphi) = f_0[\Phi_0(\varphi)] + \frac{y\Phi_0(\varphi)}{\varepsilon_0 \mu_0 S_0}, \\ & u(\varphi) = W i(\varphi) + u_0(\varphi), \\ & m \omega^2 \frac{d^2 y}{d\varphi^2} + C y = \frac{\Phi_0^2}{2 \varepsilon \mu_0 S_0} \end{aligned}$$

где R, L_p, W — активное сопротивление, индуктивность рассеяния и число витков обмоток; $U_{\phi m} \sin \varphi, i(\varphi)$ — напряжение и ток обмотки фазы A ; $u(\varphi), \Phi(\varphi)$ — магнитное напряжение и поток стержня фазы A ; $u_0(\varphi), \Phi_0(\varphi)$ — то же нулевого стержня; $u(\varphi) = f[\Phi(\varphi)], u_0(\varphi) = f_0[\Phi_0(\varphi)]$ — вебер-амперные характеристики фазного и нулевого стержней; y, S_0, ε — зазор, сечение и конструктивный параметр воздушного участка магнитопровода; m, C — приведенные масса и жесткость якоря. Более подробному анализу вибратора посвящена работа [331]. Программное решение системы (7.12) рассмотрено в работах [332, 333].

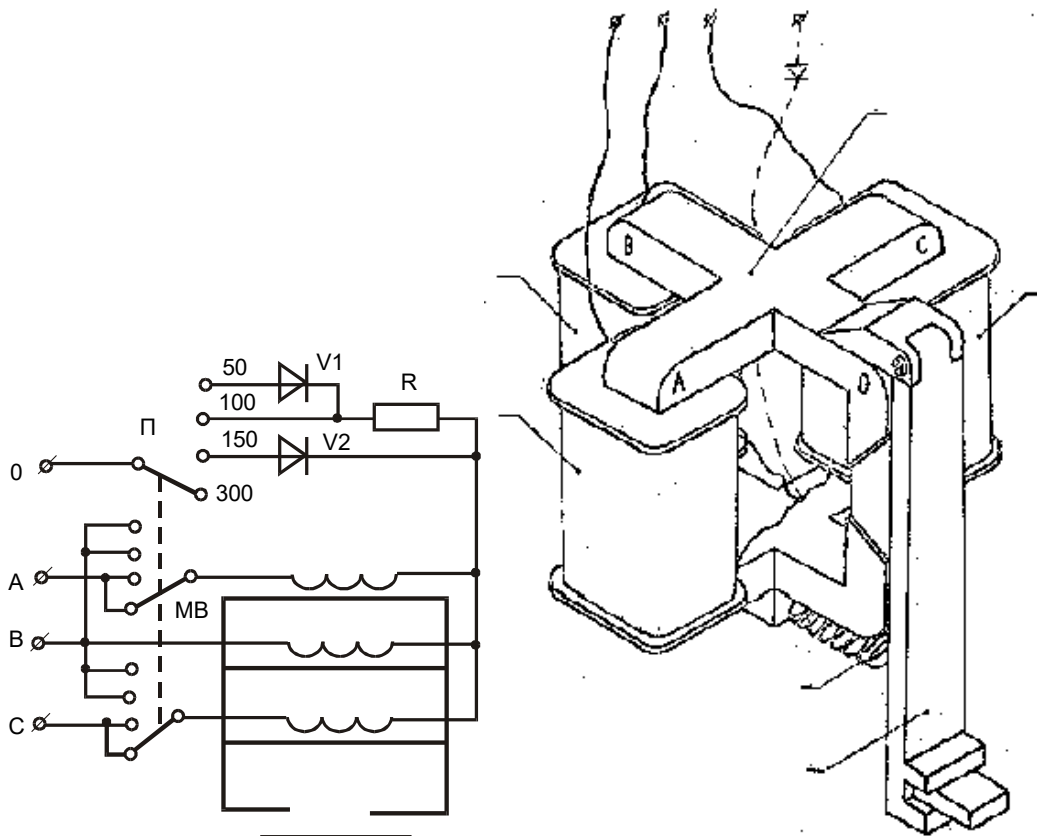


Рис. 7.5. Вибратор повышенной (300 Гц) частоты с трехфазным питанием:
 а — конструкция; б — схема включения

При подключении нулевой точки обмоток вибратора к нейтрали сети через диод (изображен на рис. 7.5, *a* штриховой линией) магнитный поток в нулевом стержне существует только в полупериод, соответствующий запертому состоянию диода, при открытом состоянии — кратные трем гармоники выделяются в токе нейтрального провода и поток в нулевом стержне отсутствует, что позволяет получить частоту вибрации 150 Гц.

Последовательное или параллельное включение обмоток и питание их от однофазной сети пониженным напряжением или через балластный резистор, непосредственно или через диод, обеспечивает дополнительно получение частот вибрации 100 и 50 Гц (рис. 7.5, *a*). Таким образом, данный вибратор позволяет получить четыре фиксированные частоты, что при грубом легировании достаточно для перекрытия всего частотного диапазона.

7.6. Питание широкополосных вибраторов импульсным током

На мягких режимах электроискрового легирования для повышения производительности установок требуется большая частота вибрации. Для ее получения используется электропитание вибраторов от генераторов повышенной частоты различных типов: электромашинных, ламповых, полупроводниковых. Благодаря положительным качествам (минимальным стоимостным и весогабаритным характеристикам, высокой надежности и большому сроку службы) последние получили наибольшее распространение.

По форме генерируемого напряжения они подразделяются на синусоидальные и импульсные. Первые представляют собой перестраиваемый по частоте транзисторный генератор с *RC*- или *LC*-времязадающими цепями с усилителем мощности, выходной каскад которого нагружен на обмотку вибратора.

Использование ранее силовых транзисторов недостаточной мощности привело к тому, что синусоидальные генераторы были вытеснены более приемлемыми тиристорными инверторами, использующими заряд, разряд или перезаряд конденсатора через обмотку вибратора.

Простейший из них двухтактный инвертор (выражение 3.13, рис. 7.6, *a*) является полным аналогом двухтактного генератора эродированных импульсов (см. рис. 5.14, *a*), в котором межэлектродный промежуток заменен обмоткой вибратора *ОВ*. Его работа состоит из подготовительного и рабочего тактов. В первом производится заряд конденсатора *C* через тиристор *V1*, во втором — его заряд через тиристор *V2* на обмотку вибратора.

Следуя таким путем, можно создать полные аналоги генераторов эродированных импульсов, изображенным на рис. 5.14, *б-е*. Недостатком таких схем (как и уже рассмотренной нами схемы на рис. 7.6, *a*) является наличие постоянной подмагничивающей составляющей магнитопровода, уменьшающей эффективность использования ферромагнитных материалов. Хотя при наличии значительных воздушных зазоров влияние подмагничивания в заметной мере ослаблено (уменьшается всего в два раза с удвоенной индукции насыщения $2B_H$ до ординарной B_H) и режимы с подмагничиванием используются в некоторых случаях при легировании для снижения частоты вибрации до двух раз (сетевое питание через диод — см. рис. 6.1, *з*) и включение диода между сетевой и искусственной нейтралью вибратора с трехфазным питанием (см. рис. 7.5)), все же без крайней необходимости их следует избегать.

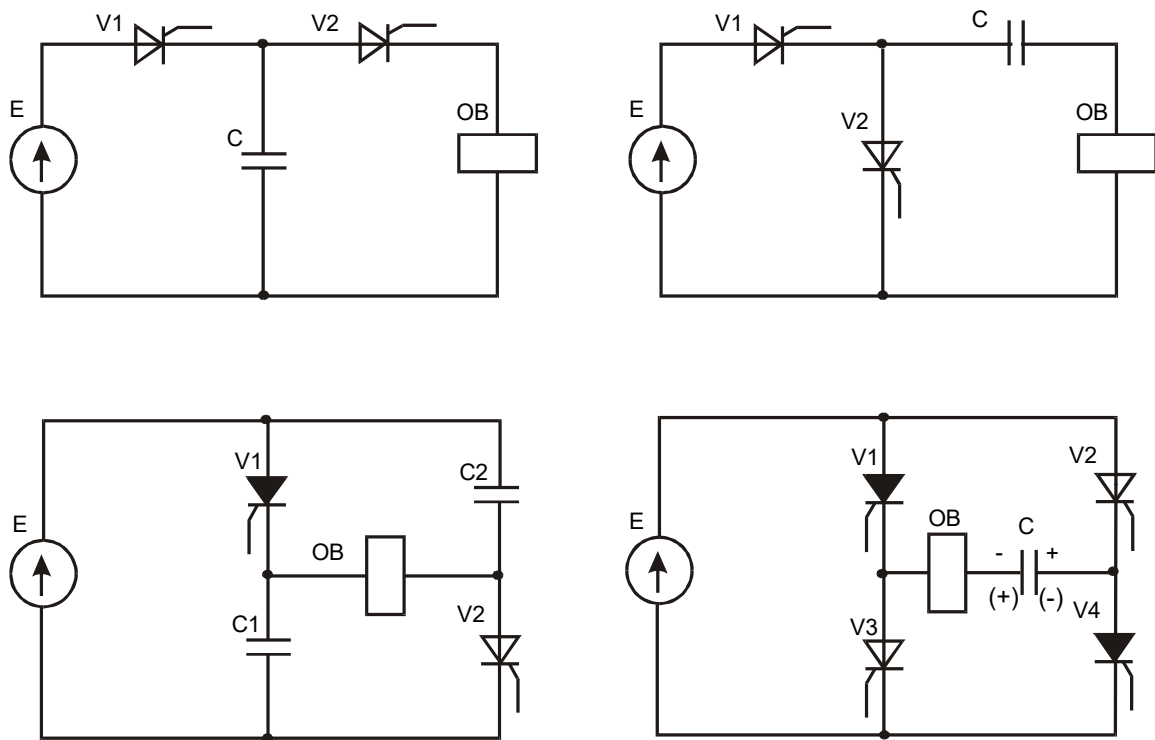


Рис. 7.6. Генераторы для питания широкополосных вибраторов:

a — двухтактный с рабочим и подготовительным тактами; *б* — двухтактный асимметричный, использующий заряд и разряд конденсатора; *в* — двухтактный симметричный; *г* — мостовой

Поэтому при использовании аналогов генераторов эродирующих импульсов (см. рис. 5.14, *б-е*) для питания вибраторов обмотку последних следует включать в те ветви цепи, где заведомо отсутствует постоянная составляющая тока, например последовательно с конденсатором. Рассмотрим некоторые схемы тиристорных генераторов для питания вибраторов, полученных данным путем.

Так, аналогом асимметричного генератора [276] эродирующих импульсов (см. рис. 5.14, *в*) является двухтактный инвертор (рис. 7.6, *б*), использующий в качестве рабочих тактов как заряд конденсатора через тиристор *V1*, так и его разряд через тиристор *V2*. Однако, как и в прототипе, асимметрия схемы порождает и асимметрию генерируемых ей импульсов.

Этого недостатка лишен одноконтурный инвертор ([124], рис. 7.6, *в*), в котором при включении тиристора *V1* совмещены подготовительный такт для конденсатора *C1* и рабочий для конденсатора *C2*. При включении тиристора *V2* подготовительный и рабочий такты для конденсаторов *C1* и *C2* меняются местами.

В мостовом инверторе (рис. 7.6, *г*) заряженный в предыдущем такте конденсатор *C* до напряжения источника питания *E* полярностью, указанной без скобок при включении пары тиристоров *V1*, *V4*, перезаряжается до того же напряжения полярности, указанной в скобках.

В данных генераторах, как и в их аналогах, используемых в качестве генераторов эродирующих импульсов (см. рис. 5.14), возможно возникновение управляемого низкочастотного резонанса, рассмотренного нами в п.5.7 (выражения (5.62) — (5.70)). Поскольку индуктивность обмотки вибратора, а следовательно, и добротность контура значительно выше распределенной индуктивности разрядной цепи генератора эродирующих импульсов, то и упомянутое резонансное явление в нашем случае носит более ярко выраженный характер, чем в электроискровых тиристорных генераторах.

Из исследований возбуждения вибратора единичными силовыми импульсами (п. 6.2) видно, что емкость конденсатора в рассмотренных схемах (рис. 7.6) должна выбираться из условий превышения собственной частоты генератора при притянута́м якоре над собственной частотой механических колебаний вибратора ω_M :

$$\omega_M^2 L < \omega_{\text{ген}}^2 C \quad (7.13)$$

Для формирования необходимой временной диаграммы запускающих тиристоры импульсов используется задающий генератор, чаще всего мультивибратор, в дискретном транзисторном или микросхемном исполнении. Поскольку мощность генерируемых им импульсов недостаточна для непосредственного запуска силовых тириستоров, к его входу подключен усилитель-формирователь (см. рис. 6.15), не только усиливающий импульсы по мощности, но и придающий им необходимую длительность.

Совмещенные генераторы с общими элементами, используемыми как для питания вибратора (см. рис. 5.20), так и для создания эродирующих импульсов, их преимущества и недостатки по сравнению с отдельными генераторами и схемы управления рассмотрены выше, при исследовании генераторов эродирующих импульсов (см. п. 5.11).

7.7. Генераторы для питания высокочастотных резонансных вибраторов

Поскольку резонансные вибраторы, работающие в высокочастотной ($f > 1$ кГц) области, имеют узкую полосу виброударных колебаний ($2\Delta\omega/\omega_0 < 0,2$), а их собственная частота изменяется по мере износа электрода и изменения тепловых условий его работы, то для поддержания виброударного режима требуются генераторы, обеспечивающие автоматическое слежение за резонансом вибрации [334]. Этого можно достичь двумя способами: 1) экстремальной подстройкой частоты колебательного контура независимого генератора под резонансную частоту вибратора (принцип, часто используемый в радиотехнических устройствах [335]); 2) включением колебательного контура вибратора в схему генератора в качестве времязадающего элемента. Сравнительный анализ схем генераторов, созданных по обоим принципам, показал неоспоримые преимущества второго принципа по сравнению с первым, поэтому в дальнейшем будем рассматривать только его.

Простейшими из них являются транзисторные генераторы, созданные на базе мультивибратора Роера [301] (рис. 7.7, а). Его работа основана на скачкообразном обмене запертого и открытого состояний транзисторов в момент насыщения ферромагнитного сердечника. Частота генерации в автоколебательном режиме при притянута́м якоре определяется напряжением питания E и индукцией насыщения B_H магнитопровода и равна

$$f = 0,5 \frac{E}{W S B_H} \quad (7.14)$$

где W — число витков одного плеча коллекторной обмотки, S — сечение магнитопровода. При использовании в качестве насыщающегося ферромагнитного элемента непосредственно магнитопровода вибратора насыщение последнего возможно только при притянута́м якоре, когда воздушный зазор минимален. Таким образом в генераторе существует внутренняя обратная связь, подстраивающая частоту его колебаний под частоту вибрации электрода. Данный генератор имеет невысокую стабильность частоты, обусловленную влиянием на нее напряжения питания и магнитных свойств материала (см. (7.14)).

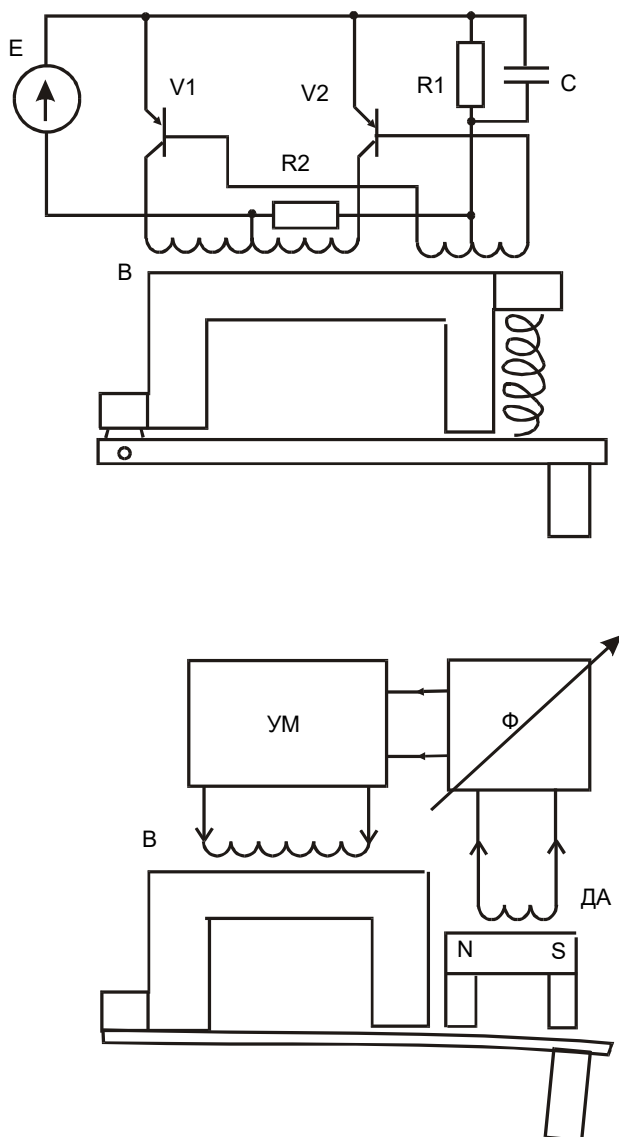


Рис. 7.7. Генераторы для питания высокочастотных резонансных вибраторов, работающих в автоколебательном режиме: а — на базе мультивибратора Роеера с внутренней обратной связью; б — с внешней обратной связью

Более стабильной является схема генератора с внешней обратной связью (рис. 7.7, б), используемая в различных электромеханических генераторах (струнном, камертонном, маятниковом и т.д.). Генератор состоит из вибратора В, усилителя мощности УМ, датчика обратной связи ДЭС. На рис. 7.7, б изображен магнитоэлектрический датчик, состоящий из армированного постоянного магнита с намотанной на него обмоткой. При работе вибратора вследствие изменения воздушного зазора между якорем и магнитом в обмотке наводится ЭДС. Возможно использование датчиков двух типов: герконового, емкостного, индуктивного. При легировании получастотным вибратором, например с гибким упругим якорем, генератор должен содержать также перестраиваемый по частоте полосовой фильтр Ф (или набор фильтров с дискретными частотами) для выбора рабочей частоты из спектра собственных частот вибратора.

7.8. Питание электродинамических вибраторов

Основной особенностью, отличающей электродинамические вибраторы от электромагнитных, является зависимость направления создаваемого ими механического усилия от ориентации тока в обмотке. Рассмотрим некоторую связанную с этим специфику их электропитания.

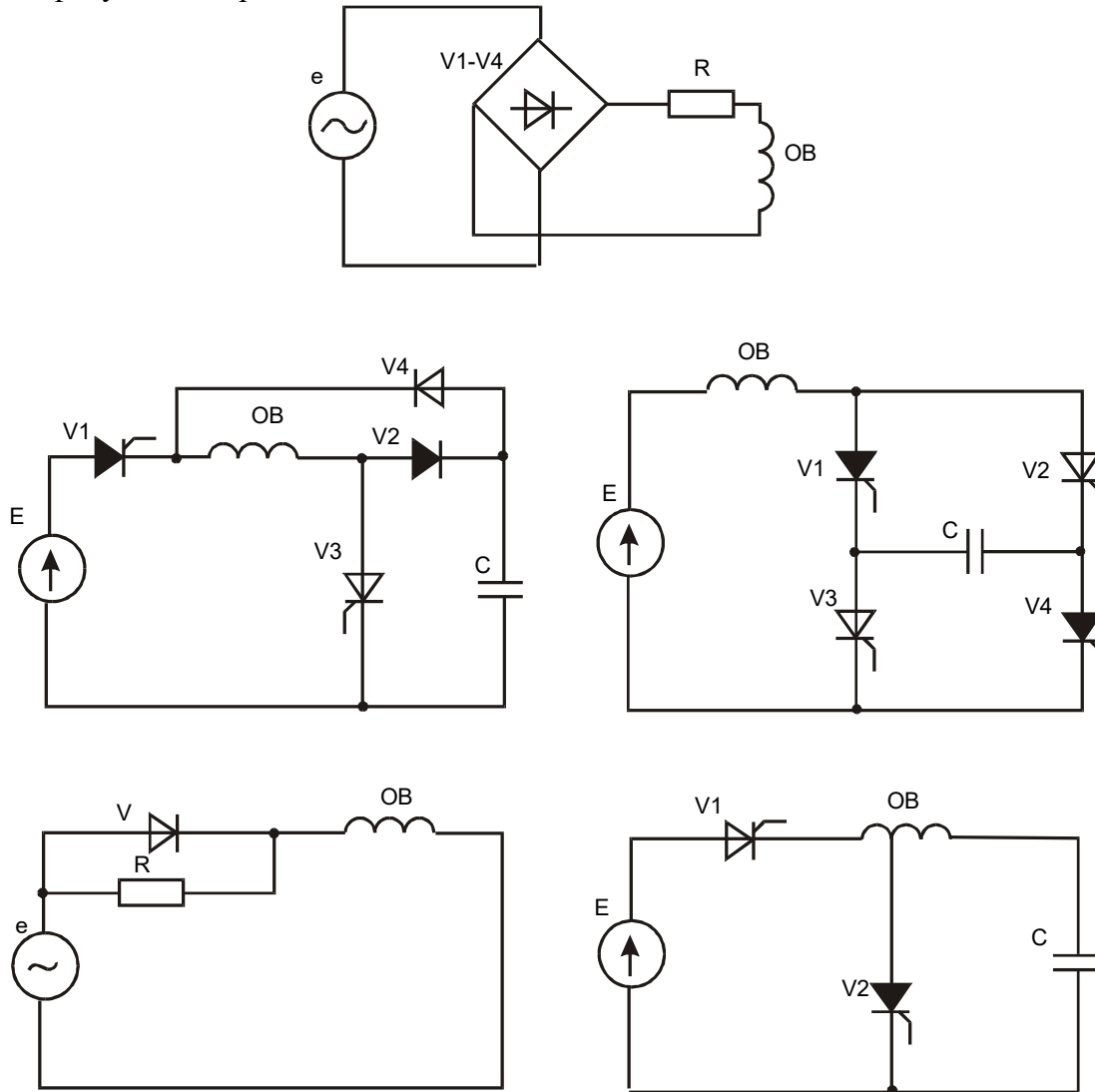


Рис. 7.8. Питание электродинамических вибраторов:

a — сетевое с выпрямительным мостом; *б* — двухтактный асимметричный генератор униполярных импульсов; *в* — мостовой генератор униполярных импульсов; *г* — сетевое асимметричным реверсивным током; *д* — импульсный генератор асимметричного реверсивного тока

При сетевом питании частота вибрации равна частоте сети. Для получения удвоенной частоты необходимо включить обмотку через диодный мост и балластный резистор (рис. 7.8, *a*).

Питание широкополосных вибраторов от тиристорных инверторов биполярным током в обмотке в принципе не отличается от питания электромагнитных вибраторов и осуществляется от таких же схем тиристорных генераторов (см. рис. 7.6, *б-г*).

Питание от инверторов униполярными импульсами тока требует его выпрямления при помощи диодных мостов или деформирования схемы. Деформированные аналоги некоторых схем (рис. 7.6, *б, г*) изображены на рис. 7.8, *б, в*.

Создание генераторов для питания высокочастотных резонансных вибраторов на базе мультивибраторов Роера (аналог схемы рис. 7.7, а) невозможно из-за значительного воздушного зазора электродинамической возбуждающей системы, препятствующего достижению насыщенного состояния магнитопровода. Генераторы с внешней обратной связью (рис. 7.6, б) для питания электромагнитных и электродинамических вибраторов одинаковы и с той лишь разницей, что в последнем случае выходной ток усилителя должен быть только униполярным.

Помимо общих с электромагнитными электродинамические вибраторы обладают новыми, характерными только для них возможностями. Например, создание широкополосного беспружинного вибратора возможно за счет использования изменения направления силы путем питания реверсивным асимметричным током, получаемым от сети (рис. 7.8, з) или от специальных схем тиристорных инверторов (рис. 7.8, д).

7.9. Исследования влияния охлаждения электродов на производительность и качество формирования легированного слоя

Температурный режим легирующего и легируемого электродов при электроискровом легировании оказывает существенное влияние на производительность процесса и качество полученного слоя. Повышение температуры электродов может быть достигнуто двумя способами: подводом тепла от внешних источников тепла, например нагревом в муфельной печи [68], и саморазогревом за счет повышенной энергии эродирующих импульсов искровых разрядов [124] или частоты их следования [126].

Из-за сложности технической реализации первый способ остался на уровне лабораторных исследований, позволивших выявить повышение производительности процесса и толщины нанесенного покрытия в 3—4 раза в зависимости от температуры нагрева электродов, белого слоя — в 1,5-3 раза, а при упрочнении стали графитом ЭГ2 — возрастание микротвердости до 1391 единицы по Виккерсу [68].

Саморазогрев электродов за счет повышенной энергии эродирующих импульсов имеет место в установках для грубого легирования (ЭФИ—25 [336], ЭФИ-25—3Ф [337]). Благодаря совместному воздействию повышенной энергии импульсов и высокой средней температуре электродов удалось достичь производительности до 5 см²/мин и толщины слоя (по выступающим частям слоя) до 1 мм. Однако сплошность покрытия оставалась очень низкой, а шероховатость — высокой.

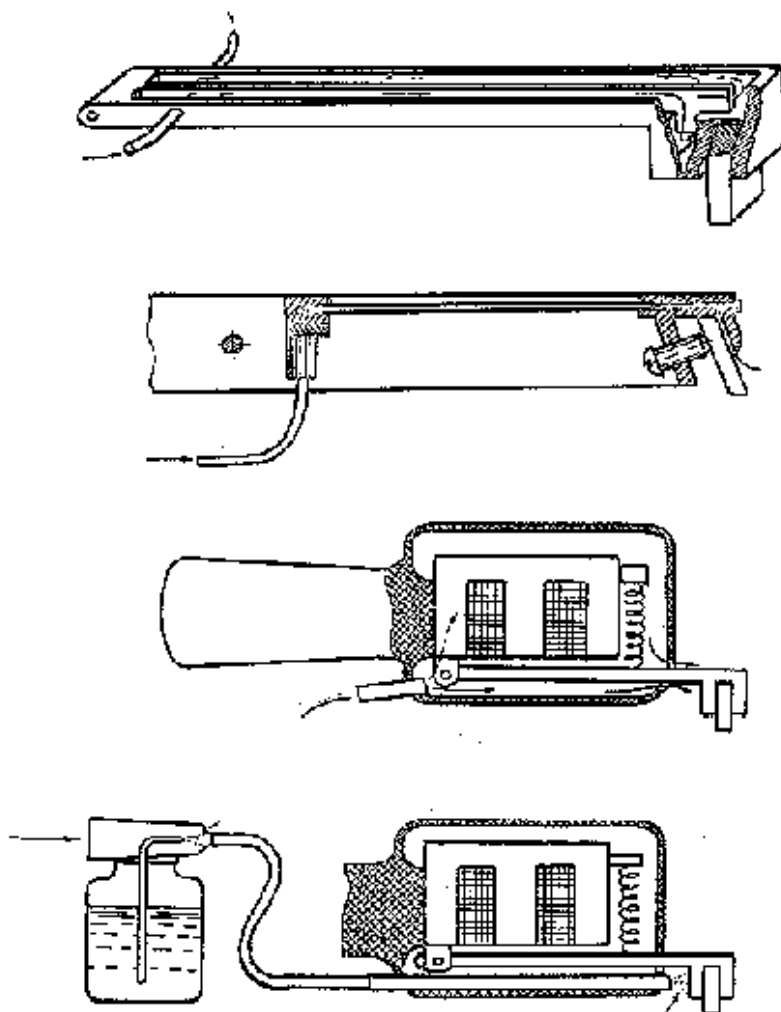


Рис. 7.9. Системы охлаждения вибраторов:

a — водяная радиаторная; *б* — водяная испарительная; *в* — воздушная; *г* — охлаждение туманом

Лучшие результаты показал саморазогрев за счет повышенной частоты импульсов [126]. В обоих случаях повышение температуры улучшает условия взаимодействия переносимого металла с подложкой и, как следствие, приводит к возрастанию коэффициента переноса. Однако этот эффект ограничен критической температурой, за которой следует хрупкое разрушение ранее нанесенного покрытия при электроискровом легировании стали вольфрамом, кратковременное (на 5—7 с) прерывание искровых разрядов при ее легировании цирконием и ряд других негативных явлений. Избежать или уменьшить их проявление удастся переходом от естественного охлаждения электрода к принудительному.

Естественное охлаждение вибратора способно обеспечить необходимый теплоотвод от электрода только в установках мощностью до 500 Вт типа ЭФИ—10 [336], ЭФИ—46, ЭФИ—46А [338] и др. Вибраторы более мощных установок требуют систем принудительного охлаждения. Рассмотрим основные типы таких систем (рис. 7.9): водяные, радиаторную и испарительную, воздушную и охлаждение туманом.

В настоящее время в установках ЭФИ—25, ЭФИ—25—3Ф, ЭФИ—25М наибольшее распространение получила радиаторная система охлаждения (рис. 7.9, *a*), при которой вода через один из каналов якоря подводится к электрододержателю, обтекает его и удаляется через другой канал. Недостатком данной системы являются обязательное наличие водопроводной и канализационной систем, большой расход воды и вероятная

возможность прорыва подводящих воду шлангов, которая при наличии электрической цепи вибратора создает повышенную электроопасность установки. Кроме того, из-за повышенной массы якоря, наполненного водой, система неприменима в высокочастотных установках.

Для охлаждения электрода в установках с повышенной частотой вибрации электродов нами была предложена испарительная система охлаждения (рис. 7.9, б). При ее работе охлаждающая электрод вода полностью превращается в пар. Благодаря высокой удельной теплоте парообразования воды (539 кал/г) по сравнению с ее теплоемкостью (1,0 кал/г.град) данная система обладает в 10—25 раз меньшим расходом воды по сравнению с радиаторной. Образующийся при охлаждении электрода пар полностью улетучивается. Все это исключает необходимость подвода к установке водопроводной и канализационной систем. Функционирование системы в течение смены может быть обеспечено наличием резервуара сравнительно небольшой емкости (5—10 л). Кроме того, отсутствие жидкости в якоре делает массу испарительной системы значительно меньшей, чем радиаторной, что позволяет использовать ее не только в низкочастотных, но и в высокочастотных вибраторах. Благодаря меньшему количеству находящейся в системе воды и отсутствию давления в трубопроводе электробезопасность испарительной системы выше, чем радиаторной.

Испарительная система охлаждения электрода применена нами в вибраторе для упрочнения сквозных и глухих внутренних поверхностей. Вибратор (рис. 7.2, а) состоит из электромагнитной возбуждающей системы 1, якоря 2 с параллелограммоидальной вставкой 3. Для увеличения длины легируемой поверхности было применено крепление якоря на оси 4 в точке с координатой, вычисляемой ниже по формуле (11.9). Такая установка якоря позволяет получить минимальный момент инерции из всевозможных конструкций при одинаковом выбросе якоря. Настройка вибратора на резонансную частоту колебаний производится сменой пружин 5, расположенных в барабане 6. Сила давления пружины якорю передается скользящим поршнем 7 и шаром 8. Давление пружины регулируется винтом 9. Барабан 6 вращается на валу 10, положение которого зафиксировано фиксатором 11 и фиксирующими отверстиями в основании кронштейна 12, служащего для крепления барабанного механизма. Механизм содержит шесть пружин, настроенных на частоты 50, 100, 200, 300, 500 и 1000 Гц. Для уменьшения потока рассеивания между электромагнитной системой и кронштейном расположен медный экран 15.

При легировании глухих отверстий электродом необходим сигнал о достижении дна отверстия, в этот момент подачу вибратора необходимо реверсировать. Такой сигнал получается в момент контакта иглы 18 с дном обрабатываемого отверстия. Давление иглы посредством упругой пружины 19 передается на микровыключатель 20, посылающий сигнал в блок управления регулятора зазора. Охлаждающая электрод вода подводится к нему посредством трубки 16 и специальных каналов в электрододержателе якоря.

При воздушной системе охлаждения происходит путем обдува электрода сжатым воздухом (рис. 7.9, в) с температурой окружающей среды или предварительно охлажденным при помощи вихревой трубки. Система была разработана в лаборатории газовой импульсной электроники и внедрена на Кондопожском бумажном комбинате (Россия) для охлаждения вибраторов установки ЭФИ—66 вместо радиаторной водяной системы охлаждения. Отсутствие механических подвижных деталей системы позволяет рекомендовать ее для высокочастотных вибраторов [126]. Благодаря отсутствию влаги она является самой электробезопасной системой охлаждения и может быть применена также для охлаждения обмотки и магнитопровода высокочастотных вибраторов без

дополнительной их герметизации. При отсутствии магистрального пневмопровода система может работать автономно от компрессора или мощного вентилятора.

Повысить эффективность охлаждения позволяет подвод воздуха через полный трубчатый электрод непосредственно в зону легирования [340].

При использовании пневматического вибратора охлаждения может производиться отработавшим в поршне воздухом, а при легировании в среде защитного газа (аргона, азот, углекислый газ) последний выполняет также функции охлаждающего и экранирующего от окружающей среды агента.

Повышение эффективности воздушной системы охлаждения может быть достигнуто предварительным увлажнением воздуха при помощи пульверизатора, разбрызгивателя или иным методом. Использование увлажнения воздуха приводит к системе охлаждения туманом (рис. 7.9, з), являющейся по существу гибридом воздушной и испарительной систем. Такое решение может быть предложено в автономно работающих установках для уменьшения мощности охлаждающего компрессора или вентилятора.

7.10. Исследование способа виброзащиты инструмента для ручного электроискрового легирования

При электроискровом легировании ручным вибратором оператор подвергается длительному воздействию вибрации. У известных типов вибратора [310] уровень вибрации достигает опасной величины, особенно при легировании на повышенных частотах, и требует принятия мер, направленных на его снижение [341].

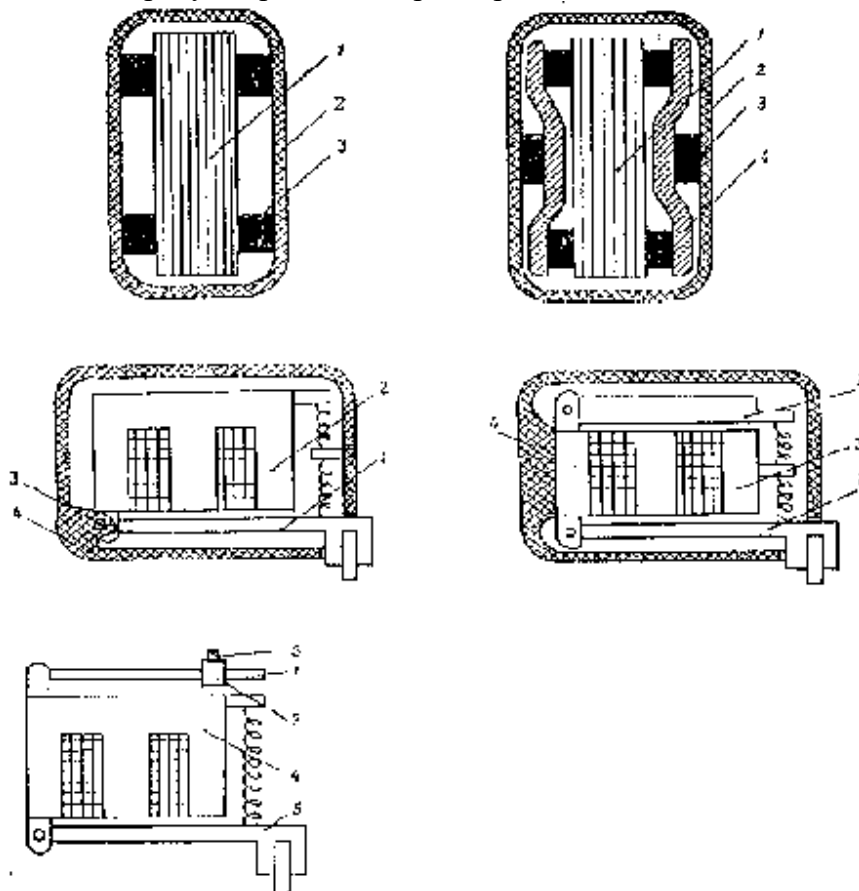


Рис. 7.10. Виброзащищенный инструмент для электроискрового легирования:

а, б — одно- и двухкаскадная амортизация магнитопровода, в, г — уравновешенные вибраторы с совмещенной и раздельной реактивной массами, д — вибраторы с antivibrаторов

Сюда относится (рис. 7.10, а) крепление магнитопровода 1 в корпусе 2 вибратора на упругих (виброизоляция) или упругопластичных (вибродемпфирование) амортизаторах, в качестве которых могут быть использованы резиновые втулки 3. Бульшую эффективность изоляции может обеспечить двухкаскадная амортизация, при которой магнитопровод 1 крепится на двух каскадах амортизаторов 3, разделенных между собой промежуточными массами 4, составляющих 10—20% массы возбудителя (рис. 7.10, б).

Разновидностью амортизации является применение изолирующей руку оператора от корпуса вибратора рукоятки из упругопластичных материалов (пористой резины, поролон и т.п.) или выполненной в виде пневматической подушки. Последние наиболее эффективны, так как изменением давления в камере позволяют подобрать необходимую жесткость индивидуально для каждого оператора.

Другим методом виброзащиты является уменьшение амплитуды колебания рукоятки вибратора. Выше нами отмечалось наличие соотношения между упруго инерционными характеристиками вибратора и частотой колебаний, при которых конус остается неподвижным (см. формулу (6.103)). Однако практическая реализация вибратора с непосредственным использованием данного выражения сопряжена с рядом технических трудностей, связанных с наличием стойки (неподвижного опорного звена).

Эта идея в ином виде нашла воплощение при создании уравновешенных вибраторов, в которых активная 1 и реактивная 2 массы совершают противофазные колебания относительно оси вращения 3, которая при этом остается неподвижной по отношению к корпусу 4 (рис. 7.10, в). Конструктивные затруднения, вызванные установкой оси 3 в корпусе 4, привели к созданию уравновешенного вибратора с разделенными активной 1 и реактивной 2 массами, колеблющимися относительно магнитопровода 3, жестко закрепленного в корпусе 4 (рис. 7.10, г).

Уменьшения вибрации можно достигнуть, применяя также динамические виброгасители — антивибраторы (рис. 7.10, д), представляющие собой упругую балку 1, настраиваемую в резонанс с гасимой частотой передвижением груза 2, фиксируемого винтом 3. Гаситель жестко закреплен на магнитопроводе 4 и при работе вибратора совершает колебания, противофазные якорю 5, уменьшая вибрацию магнитопровода. Необходимо иметь в виду, что антивибратор способен гасить только основную составляющую вибрации, не ослабляя ее гармонических, а также то, что при неправильной регулировке вместо уменьшения вибрации он может дать противоположный эффект. Гашение нескольких фиксированных частот требует такого же количества антивибраторов.

Рассмотрим амортизированное крепление вибратора как наиболее простой и эффективный метод виброзащиты. В общем случае схема виброзащиты насчитывает три каскада амортизации (рис. 7.11, а): двухкаскадное крепление магнитопровода m_M в корпусе m_K при помощи амортизаторов $C_{a1} R_{a1}$ и $C_{a2} R_{a2}$, разделенных промежуточной массой m_{IP} , и изолирующую упругопластичную рукоятку $C_{ип} R_{ип}$. Механическая схема согнутой руки человека может быть представлена элементами $C_{p1} R_{p1}$, m_p , C_{p2} , R_{p2} [342, 343], величина которых в значительной степени зависит от силы сжатия рукоятки и положения руки. Якорь $m_я$ соединен с магнитопроводом m_M пружиной $C_я$, а с деталью (землей) виброударным элементов (ВУ) с коэффициентом восстановления K . Между магнитопроводом и якорем действует электромагнитная возбуждающая сила $f_{эм}$.

В реальных возбудителях масса магнитопровода намного превосходит массу якоря ($m_M \gg m_я$) и для нахождения колебаний якоря можно воспользоваться одномассовой моделью виброударного механизма [124]. Так как амплитуда колебаний якоря значительно больше, чем магнитопровода, то деформация пружины $C_я$ определяется в основном

перемещениями якоря, что позволяет заменить реальную схему (рис. 7.11, а) расчетной (рис. 7.11, б), в которой к магнитопроводу приложена сила f , представляющая собой сумму электромагнитной силы $f_{ЭМ}$ и силы деформации пружины $f_я$:

$$f = f_{ЭМ} + f_я = f_{ЭМ} + C_я x_я = f_{ЭМ} + C_я \sum_{i=1}^n x_i \sin(\omega t + \psi_i) \quad (7.15)$$

где составляющая $f_я$ в виброударных механизмах является негармонической и состоит из набора гармоник: $1 \leq i \leq n$.

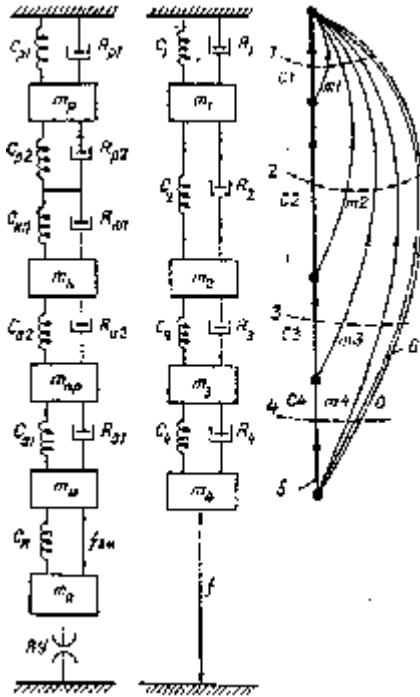


Рис. 7.11. Амортизированное крепление вибратора:

а — механическая, б — расчетная схемы, в — граф. 1—4 — отсечения, 5 — дерево, б — хорда с заданной последовательностью переменной F

Так как применение упругопластичной рукоятки эффективно только когда ее упругость намного меньше руки, то $C_2 \approx C_{ип}$, $R_2 \approx R_{ип}$, а виброскорость, измеряемая в точке А контакта руки оператора и рукоятки возбудителя, $\dot{x}_A = \dot{x}_2$. При отсутствии упругопластичной рукоятки $C_2 = C_{р2}$, $R_2 = R_{р2}$, а виброскорость $x_A = x_2$.

Схему виброзащиты (рис. 7.11, б) рассчитаем методом отсечений [344] в символической форме отдельно для каждой гармоники выражения (7.15). Ее граф приведен на рис. 7.11, в. Матричное управление схемы

$$\begin{aligned} & [g_A] \left\{ \dot{X} \right\} + [A_0] [F] = \\ & = \begin{bmatrix} g_1 + g_{m2} + g_{m3} + g_{m4} & g_{m2} + g_{m3} + g_{m4} & g_{m3} + g_{m4} & g_{m4} \\ g_{m2} + g_{m3} + g_{m4} & g_2 + g_{m3} + g_{m4} & g_{m3} + g_{m4} & g_{m4} \\ g_{m3} + g_{m4} & g_{m3} + g_{m4} & g_3 + g_{m4} & g_{m4} \\ g_{m4} & g_{m4} & g_{m4} & g_4 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{x}_3 \\ \dot{x}_4 \end{Bmatrix} + \\ & + \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \\ 1 \end{Bmatrix} [F] = 0, \end{aligned} \quad (7.16)$$

где $[g_A] = [A][g][A]^T$ — матрица проводимости отсечений; $[A]$ — матрица отсечений; $[A]^T$ — транспонированная матрица отсечений; $[g]$ — диагональная матрица проводимостей с компонентами

$$g_{c1} = R_1 + \frac{C_1}{j\omega}, \quad g_{m1} = j\omega m_1, \quad g_{c2} = R_2 + \frac{C_2}{j\omega}, \quad g_{m2} = j\omega m_2,$$

$$g_{c3} = R_3 + \frac{C_3}{j\omega}, \quad g_{m3} = j\omega m_3, \quad g_{c4} = R_4 + \frac{C_4}{j\omega}, \quad g_{m4} = j\omega m_4,$$

$$g_1 = g_{c1} + g_{m1}, \quad g_2 = g_{c2} + g_{m2}, \quad g_3 = g_{c3} + g_{m3}, \quad g_4 = g_{c4} + g_{m4};$$

$[F]$ — матрица заданных последовательных переменных хорд, $[A_0]$ — матрица их отсечений.

Путем несложных преобразований (7.16) приведем к виду

$$\begin{bmatrix} g_1 & -g_{c2} & 0 & 0 \\ g_{m2} & g_2 & -g_{c3} & 0 \\ g_{m3} & g_{m3} & g_3 & -g_{c4} \\ g_{m4} & g_{m4} & g_{m4} & g_4 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{x}_3 \\ \dot{x}_4 \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{Bmatrix} [F] = 0 \quad (7.17)$$

С учетом того, что для эффективности виброгашения собственные частоты контуров $m_2 C_2 R_2$, $m_3 C_3 R_3$, $m_4 C_4 R_4$ должны быть намного ниже частоты основного колебательного процесса, уравнение (7.17) можно упростить

$$\begin{bmatrix} g_1 & -g_{c2} & 0 & 0 \\ 0 & g_2 & -g_{c3} & 0 \\ 0 & 0 & g_3 & -g_{c4} \\ 0 & 0 & 0 & g_4 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{x}_3 \\ \dot{x}_4 \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{Bmatrix} [F] = 0 \quad (7.18)$$

Решая (7.18) относительно переменных и раскрывая значение проводимостей $g_1 — g_4$; $g_{c1} — g_{c4}$, находим виброскорости магнитопровода, промежуточной массы, корпуса и руки оператора, соответственно равные

$$\dot{x}_4 = -\frac{F}{G_4}, \quad (7.19)$$

$$\dot{x}_3 = \frac{G_{c4}}{G_3} \dot{x}_4 = -\frac{G_{c4}}{G_3 G_4} F, \quad (7.20)$$

$$\dot{x}_2 = \frac{G_{c3}}{G_2} \dot{x}_3 = -\frac{G_{c3} G_{c4}}{G_2 G_3 G_4} F, \quad (7.21)$$

$$\dot{x}_1 = \frac{G_{c2}}{G_1} \dot{x}_2 = -\frac{G_{c2} G_{c3} G_{c4}}{G_1 G_2 G_3 G_4} F, \quad (7.22)$$

Под эффективностью виброзащиты понимают модуль отношения виброскорости незащищенного вибратора

$$\dot{x}_0 = -\frac{F}{j\omega(m_2 + m_4)} = -\frac{F}{G_{m2} + G_{m4}} \quad (7.23)$$

к виброскорости точки A контакта руки оператора и рукоятки защищенного вибратора (выраженный в децибелах). Производя деление выражения (7.23) на (7.22) и (7.21), находим эффективность амортизации вибратора при наличии и отсутствии упругопластичной рукоятки:

$$\Delta L = 20 \lg \left| \frac{G_1 G_2 G_3 G_4}{G_{c2} G_{c3} G_{c4} (G_{m2} + G_{m4})} \right|, \quad (7.24)$$

$$\Delta L = 20 \lg \left| \frac{G_2 G_3 G_4}{G_{c3} G_{c4} (G_{m2} + G_{m4})} \right| \quad \square \quad (7.25)$$

Расчеты, проведенные по формулам (7.24) и (7.25), показали, что однокаскадная амортизация позволяет снизить общий уровень вибрации на 10—20 дБ, двухкаскадная — на 20—30 дБ. Расчетные данные хорошо согласуются с экспериментальными (ошибка не более 3 дБ на каскад).

Выражения (7.19) — (7.23) справедливы и в случае уравновешенного вибратора (рис. 7.12), однако теперь под силой f следует понимать

$$f = f_{\text{ЭМ1}} - f_{\text{ЭМ2}} + C_{\text{Я}} \dot{x}_{\text{Я}} - C_{\text{П}} \dot{x}_{\text{П}} = k_{\text{F}} (f_{\text{ЭМ1}} + C_{\text{Я}} \dot{x}_{\text{Я}}) = k_{\text{F}} f_0, \quad (7.26)$$

где $k_{\text{F}} < 1$ — коэффициент ослабления силы уравновешенного вибратора по отношению к неуравновешенному.

Если учесть, что в уравнении (7.23) сила f_0 сохраняет значение (7.15), то выражения (7.24), (7.25) переписутся в виде

$$\Delta L = 20 \lg \left| \frac{G_1 G_2 G_3 G_4}{G_{c2} G_{c3} G_{c4} (G_{m2} + G_{m4}) k_{\text{F}}} \right| \quad \square \quad (7.27)$$

$$\Delta L = 20 \lg \left| \frac{G_2 G_3 G_4}{G_{c3} G_{c4} (G_{m2} + G_{m4}) k_{\text{F}}} \right| \quad \square \quad (7.28)$$

Анализируя входную цепь вибратора в случае применения antivibratora (рис. 7.13) вышеописанным методом, можно найти эквивалентную силу f , подставив которую в выражения (7.19) — (7.23), найдем виброскорости динамических звеньев цепи виброзащиты:

$$f = f_0 \frac{G_{m4} G_{\text{ВГ}}}{G_{m4} G_{\text{ВГ}} + G_{m_{\text{ВГ}}} G_{\text{СВГ}}}, \quad (7.29)$$

где $G_{m_{\text{ВГ}}} = j\omega m_{\text{ВГ}} b_2$; $G_{\text{СВГ}} = R_{\text{ВГ}} + C_{\text{ВГ}} / j\omega$; $G_{\text{ВГ}} = G_{m_{\text{ВГ}}} + G_{\text{СВГ}}$.

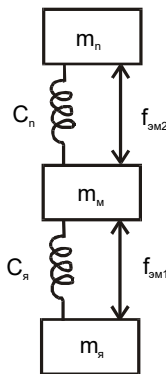


Рис. 7.12. Схема входной цепи уравновешенного вибратора

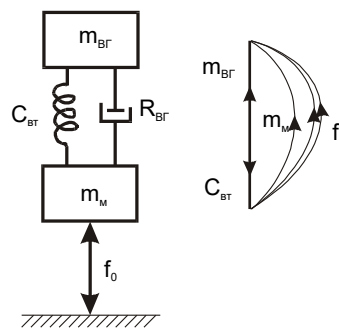


Рис. 7.13. Входная цепь инструмента с antivibratorом:
а — схема, б — граф

Уравнение (7.23) сохраняет свое значение, а (7.24) и (7.25) приобретают вид

$$\Delta L = 201g \left| \frac{G_1 G_2 G_3 G_4 (G_{m4} G_{вг} + G_{мвг} G_{свг})}{G_{c2} G_{c3} G_{c4} (G_{m2} + G_{m4}) G_{вг} G_{m4}} \right| \square \quad (7.30)$$

$$\Delta L = 201g \left| \frac{G_2 G_3 G_4 (G_{m4} G_{вг} + G_{мвг} G_{свг})}{G_{c3} G_{c4} (G_{m2} + G_{m4}) G_{вг} G_{m4}} \right| \square \quad (7.31)$$

Таким образом, формулы (7.24), (7.25), (7.27), (7.28), (7.30), (7.31) позволяют оценить эффективность всех практически встречающихся методов виброзащиты ручного инструмента.

Глава 8 ИССЛЕДОВАНИЕ КИНЕМАТИКИ «ВЕРТУШЕК» ДЛЯ ЭЛЕКТРОИСКРОВОГО ЛЕГИРОВАНИЯ

Периодическое контактирование электродов, необходимое для устойчивого ведения электроискрового легирования, помимо рассмотренных выше вибраторов, достигается также использованием «вертушек» (многоэлектродных вращающихся головок). Легирование «вертушками» обладает по сравнению с вибраторами рядом положительных эффектов. Во-первых, легче обеспечивается косоугольный удар электрода, тангенциальная составляющая которого приводит к «размазыванию» капли перенесенного материала и уменьшению шероховатости нанесенного покрытия [345]. Во-вторых, использование электродов из различных материалов позволяет получать многокомпонентные покрытия с качественно новыми свойствами [346, 347].

В общем случае «вертушка» представляет собой коническую поверхность, вдоль образующей которой расположены легирующие электроды (рис. 8.1). По взаимному расположению осей «вертушки» и легируемой детали можно выделить случаи параллельных, пересекающихся и скрещивающихся осей.

По конструктивному исполнению наиболее распространены головки с радиальным (рис. 8.1, *а*) и аксиальным (рис. 8.1, *б*) расположением электродов. Возможны жесткое крепление электродов, установленных в специальных держателях (ЭФИ—66) [337], и гибкое крепление, обеспечиваемое упругими свойствами легирующего материала (ЭФИ—41, ЭФИ—50) [348], (ЭФИ—54А) [349] или специальным амортизирующим креплением [350, 351].

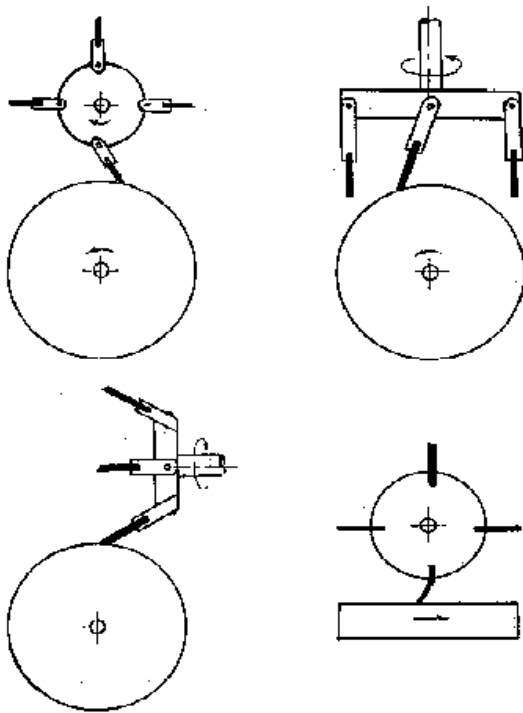


Рис. 8.1. «Вертушки» для электроискрового легирования: а–в — с жесткими шарнирно закрепленными электродами для легирования тел вращения: а — с радиальными электродами и параллельными осями; б — с аксиальными электродами и пересекающимися, в — с коническими электродами и скрещивающимися осями, г — с гибкими электродами для легирования плоских деталей

8.1. Исследование кинематической модели «вертушки» с жесткими электродами

Рассмотрим кинематику наиболее распространенных «вертушек» с жесткими шарнирно закрепленными и радиально расположенными электродами и параллельными осями вращения.

При движении «вертушки» следует различать три стадии взаимного расположения электрода и детали: предконтактную, контактную и постконтактную.

На первой — электрод длиной l (включая держатель) движется как одно целое с основанием «вертушки» радиусом r со скоростью

$$V_0 = \omega_0(l+r), \quad (8.1)$$

где ω_0 — угловая скорость вращения основания «вертушки».

Для анализа кинематики на второй стадии воспользуемся методами теории плоских механизмов [352, 353]. Поместив «вертушку» в комплексную систему координат и соединив точку контакта электрода с осью вращения детали невесомым звеном CN (рис. 8.2), с аппроксимируем движение электрода движением механизма I класса II порядка. Из условий замкнутости векторного четырехугольника получаем уравнение движения головки в комплексной форме:

$$R+L-S-Q=0, \quad (8.2)$$

где $R = r_x + jr_y = r \exp(j\varphi)$ — комплекс положения «вертушки»;
 $S = s_x + js_y = s \exp(j\alpha)$ — то же детали; $L = l_x + jl_y = l \exp(j\gamma)$ — то же электрода;

$Q = -jq = q \exp\left(\frac{-j\pi}{2}\right)$ — комплекс отрезка, соединяющего центры вращения «вертушки» и детали.

Подставляя значения комплексов в (8.2), получим уравнение движения «вертушки» в угловых координатах φ, γ, α [354]:

$$r \exp(j\varphi) + l \exp(j\gamma) - s \exp(j\alpha) + jq = 0$$

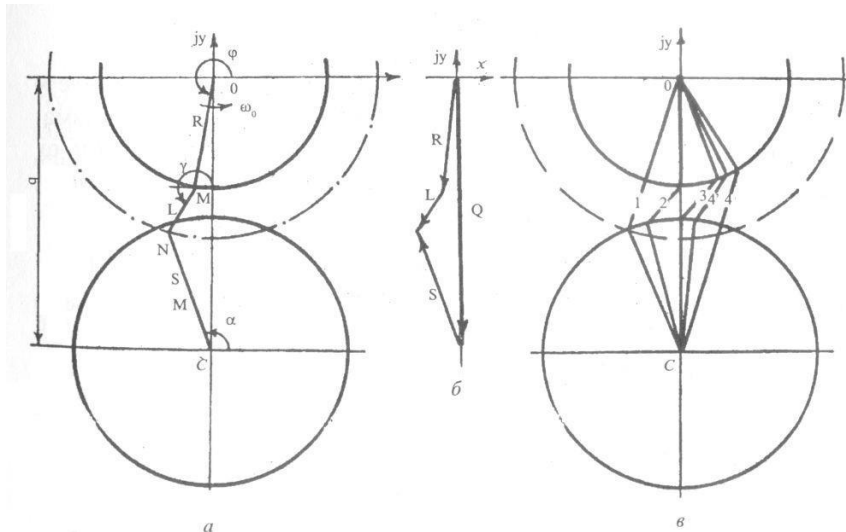


Рис. 8.2. «Вертушка» для легирования тел вращения:

a — замена «вертушки» аппроксимирующим механизмом, b — векторный четырехугольник аппроксимирующего механизма, c — наиболее характерные точки движения «вертушки»

Для нахождения зависимости $\alpha(\varphi)$ между координатными углами φ и α приведем уравнение (8.3) к уравнению модуля комплекса L :

$$|r \exp(j\varphi) + jq - s \exp(j\alpha)| = l, \quad (8.4)$$

которое преобразуется в квадратичное относительно $\cos \alpha$ и имеет два корня, из физических соображений нас интересует только один

$$\cos \alpha = \frac{AC - B\sqrt{B^2 + C^2 - A^2}}{B^2 + C^2} \quad (8.5)$$

где

$$A = r^2 + s^2 + q^2 - l^2 - 2rq \sin \varphi; \quad B = 2s(r \sin \varphi + q); \quad C = 2rs \cos \varphi$$

Уравнение модуля комплекса S

$$|r \exp(j\varphi) + jq + l \exp(j\gamma)| = s, \quad (8.6)$$

позволяет найти зависимость $\gamma(\varphi)$. Из двух его корней аналогично (8.4) берется только

$$\cos \gamma = \frac{-DF - E\sqrt{E^2 + F^2 - D^2}}{E^2 + F^2}, \quad (8.7)$$

где

$$D = r^2 + l^2 + q^2 - s^2 + 2rq \sin \varphi; \quad E = 2l(r \sin \varphi + q); \quad F = 2rl \cos \varphi$$

Сделав допущение о постоянстве скорости звена R (корпуса «вертушки»): $\omega_0 = \text{const}$, найдем скорости остальных звеньев механизма. Для общности анализа вместо фактических скоростей $\omega_\alpha = d\alpha/dt, \omega_\gamma = d\gamma/dt$ будем рассматривать приведенные $\omega_\alpha^* = d\alpha/d\varphi, \omega_\gamma^* = d\gamma/d\varphi$ — связанные с фактическими соотношениями

$$\omega_\alpha = \omega_\alpha^* \cdot \omega_0, \quad \omega_\gamma = \omega_\gamma^* \cdot \omega_0 \quad \square \quad (8.8)$$

Для нахождения приведенных скоростей продифференцируем (8.3) по φ :

$$jr \exp(j\varphi) + jl \exp(j\gamma) \frac{d\gamma}{d\varphi} - js \exp(j\alpha) \frac{d\alpha}{d\varphi} = 0 \quad (8.9)$$

Умножая последнее уравнение поочередно на r и беря Im от полученных выражений, находим скорости $\omega_\alpha^*, \omega_\gamma^*$:

$$\omega_\alpha^* = \frac{r \sin(\varphi - \gamma)}{s \sin(\alpha - \gamma)}, \quad (8.10)$$

$$\omega_\gamma^* = \frac{r \sin(\varphi - \alpha)}{l \sin(\gamma - \alpha)} \quad \square \quad (8.11)$$

Аналогично введем понятие о приведенных ускорениях звеньев механизма $\varepsilon_\alpha^* = d^2\alpha/d\varphi^2$, $\varepsilon_\gamma^* = d^2\gamma/d\varphi^2$. Учитывая, что $\omega_0 = \text{const}$, нетрудно показать, что приведенные ускорения связаны с фактическими соотношениями

$$\varepsilon_\alpha = \varepsilon_\alpha^* \omega_0^2, \quad \varepsilon_\gamma = \varepsilon_\gamma^* \omega_0^2 \quad (8.12)$$

Для их нахождения продифференцируем (8.9) по φ :

$$\begin{aligned} & -r \exp(j\varphi) - l \exp(j\gamma) \left(\frac{d\gamma}{d\varphi} \right)^2 + jl \exp(j\gamma) \frac{d^2\gamma}{d\varphi^2} + s \exp(j\alpha) \left(\frac{d\alpha}{d\varphi} \right)^2 - \\ & - js \exp(j\alpha) \frac{d^2\alpha}{d\varphi^2} = 0. \end{aligned} \quad (8.13)$$

Умножая последнее уравнение поочередно на $\exp(-j\gamma)$, $\exp(-j\alpha)$ и беря Re от полученных выражений, находим ускорения $\varepsilon_\alpha^*, \varepsilon_\gamma^*$

$$\varepsilon_\alpha^* = - \frac{r \cos(\varphi - \alpha) + l \omega_\gamma^{*2} - s \omega_\alpha^{*2} \cos(\alpha - \gamma)}{s \sin(\alpha - \gamma)} \quad \square \quad (8.14) \square$$

$$\varepsilon_\gamma^* = - \frac{r \cos(\varphi - \gamma) + l \omega_\alpha^{*2} \cos(\gamma - \alpha) - s \omega_\alpha^{*2}}{l \sin(\gamma - \alpha)} \quad \square \quad (8.15) \square$$

Рассмотрим подробнее наиболее характерные положения «вертушки», наблюдаемые при ее движении от начала контактирования электрода с деталью до его конца. Удар электрода о деталь будем считать абсолютно неупругим.

Уравнение для определения начала контактирования

$$\sin \varphi_1 = \frac{s^2 - q^2 - (r+l)^2}{2q(r+l)} \quad (8.16)$$

получаем подстановкой условия $\varphi_1 = \gamma_1$ в выражение (8.6). Для нахождения угла α_1 подставляем $\varphi_1 = \gamma_1$ в (8.3) и получаем уравнения модуля комплекса $R + L$:

$$r + l = \left| -jq + s \exp(j\alpha_1) \right|, \quad (8.17)$$

решая которое, находим

$$\sin \alpha_1 = \frac{s^2 + q^2 - (r+l)^2}{2qs} \quad (8.18)$$

Другим характерным положением «вертушки» является угол $\varphi_2 = 3/2\pi$, подставляя который в (8.10)—(8.11), нетрудно показать, что

$$\omega_{\gamma_2}^* - \omega_{\alpha_2}^* = \frac{r(s \cos \alpha_2 - l \cos \gamma_2)}{l \sin(\gamma_2 - \alpha_2)} = 0 \quad \square \quad (8.19)$$

откуда видно, что в момент времени $\varphi_2 = 3/2\pi$ $\square\square$ угол $\gamma_2 - \alpha_2$ между звеньями L и S принимает максимальное значение, находимое из уравнения

$$\cos(\gamma_2 - \alpha_2) = \frac{l^2 - s^2 - (q - r)^2}{2ls} \quad (8.20)$$

Следующим положением является такое, при котором $\alpha_3 = \pi/2$. Значение угла φ_3 , соответствующее ему, найдем из выражения

$$\sin \varphi_3 = \frac{l^2 - r^2 - (q - s)^2}{2r(q - s)}, \quad (8.21)$$

получаемого $\alpha_3 = \pi/2$ подстановкой в (8.4). Подставляя $\alpha_3 = \pi/2$ также в (8.11) и вычитая $\omega_0^* = 1$, не трудно показать, что

$$\omega_{\gamma_3}^* - \omega_0^* = -\frac{r \cos \varphi_3}{l \cos \gamma_3} - 1 = 0 \quad \square \quad (8.22) \square$$

откуда видно, что в данный момент угол $\gamma_3 - \varphi_3$ между звеньями L и S принимает максимальное значение, находимое из уравнения

$$\cos(\gamma_3 - \varphi_3) = \frac{l^2 + r^2 - (q - s)^2}{2lr}, \quad (8.23)$$

Наконец рассмотрим конец контактирования электрода φ_4 , определив его как предельный угол φ , при котором еще может существовать аппроксимирующий механизм. Он является пределом, при котором уравнение (8.5) имеет действительные корни, что приводит к выражению

$$\sin \varphi_4 = \frac{(s + l)^2 - r^2 - q^2}{2qr}, \quad (8.24)$$

Соответствующие ему углы α_4 и γ_4 находятся из (8.5) и (8.7) путем подстановки в них φ_4 , находимого по выражению (8.24):

$$\sin \alpha_4 = -\sin \gamma_4 = \frac{(s + l)^2 - r^2 + q^2}{2q(s + l)}. \quad (8.25)$$

Из (8.25) видно, что

$$\gamma_4 = \alpha_4 + \pi \quad (8.26)$$

то есть при окончании контактирования электродов, расположенных радиально к оси детали. Подставляя значения φ_4 , γ_4 , α_4 в (8.10) и (8.11), покажем, что в данный момент скорости $\omega_{\gamma}^* = \omega_{\alpha}^* = \infty$, и, следовательно, разрыв электрода с деталью наступает несколько раньше, чем это следует из кинематических условий. Поэтому в дальнейшем будем называть φ_4 кинематическим концом контактирования.

Из соотношений (8.16) и (8.24) видно, что одним из условий приемлемости предложенной модели являются ограничения, наложенные на угол поворота звена R : $\varphi_1 \leq \varphi \leq \varphi_4$. Определим другие условия в виде системы неравенств, связывающих между собой модули векторов R , L , S , Q . Максимальное межцентровое расстояние q найдем из условий замкнутости векторного четырехугольника: $q \leq r + l + s$. Для нахождения минимального межцентрового расстояния рассмотрим следующие требования: электрод должен контактировать с деталью только своим концом; при повороте относительно

точки закрепления он не может пересекать касательную к радиусу «вертушки». Вышесказанное налагает на значения углов в формулах (8.16) ограничения: $\gamma_3 - \alpha_3 \geq \pi/2$ и $\gamma_3 - \varphi_3 \geq \pi/2$, в результате чего система неравенств, отражающих адекватность замены «вертушки» рассмотренным аппроксимирующим механизмом, приобретает вид

$$\begin{aligned} \varphi_1 &\leq \varphi \leq \varphi_4 \quad \square \\ \square \quad q &\leq r + l + s \\ \square \quad q &\geq r + \sqrt{l^2 + s^2} \\ \square \quad q &\geq s + \sqrt{r^2 + l^2} \end{aligned} \quad (8.27) \square$$

Разность между граничными углами φ_4 и φ_1

$$\varphi_k = \varphi_4 - \alpha_1 \quad \square \quad (8.28)$$

характеризующую максимально возможную длительность короткого замыкания электрода и детали, назовем предельным углом контактирования. Размеры зоны воздействия единичного импульса на деталь можно оценить предельным углом скольжения

$$\alpha_k = \alpha_4 - \alpha_1 \quad (8.29)$$

Значения предельных углов контактирования φ_k и скольжения α_k для различной длины звеньев L и S и единичной длины звена $r = 1$ приведены на рис. 8.3. Значение q при этом принималось максимальным и вычислялось по последним двум формулам (8.27).

Кинематика электрода при легировании плоских деталей является частным вариантом рассмотренного выше более общего случая и получается из него путем предельного перехода при неограниченном возрастании радиуса детали: $s \rightarrow \infty$. Поскольку теперь угол $\alpha \equiv \pi/2$, то в качестве координаты, определяющей местоположение конца электрода, будем использовать смещение его конца N (рис. 8.4):

$$\alpha = \lim_{s \rightarrow \infty} s \cdot \cos \alpha, \quad (8.30)$$

а вместо параметра $q \rightarrow \infty \square$ — расстояние между корпусом «вертушки» и плоскостью легируемой детали h .

Путем указанного предельного перехода из формул (8.5) и (8.7) находим

$$a = r \cos \varphi - \sqrt{l^2 - (r + h + r \sin \varphi)^2}, \quad (8.31)$$

$$\sin \gamma = \frac{-[h + r(1 + r \sin \varphi)]}{l} \quad (8.32)$$

При этом рассмотренные выше основные положения «вертушки» соответственно принимают вид:

начало контактирования

$$\sin \varphi_1 = -\frac{r + h}{r + l}, \quad \alpha_1 = -\sqrt{(l - h)(2r + l + h)}, \quad (8.33)$$

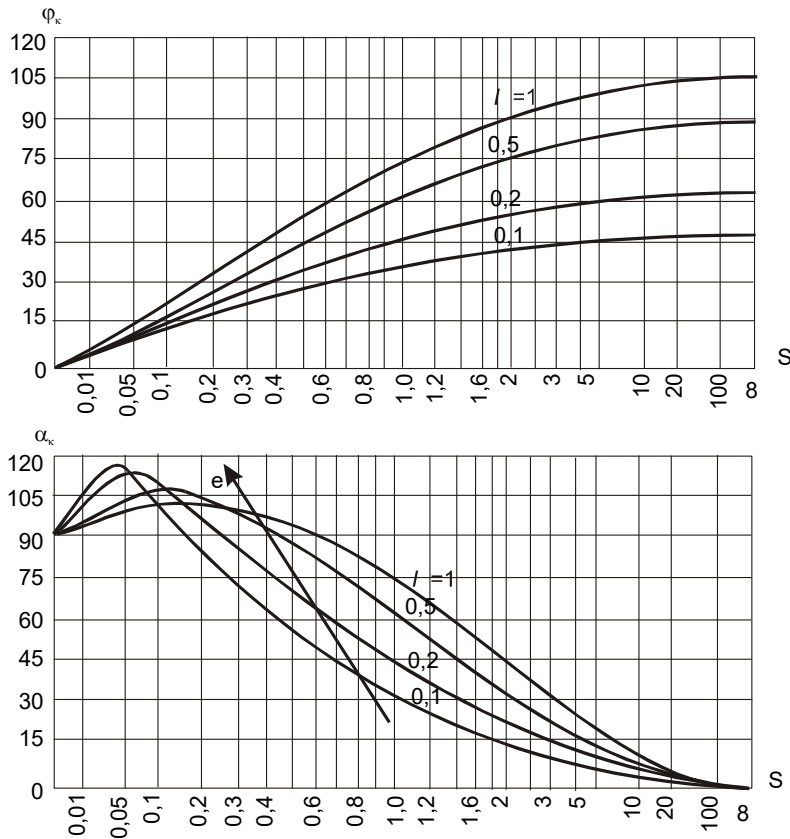


Рис. 8.3. Зависимость предельных углов контактирования φ_K (а) и скольжения α_K (б) от длины электрода l и радиуса детали r

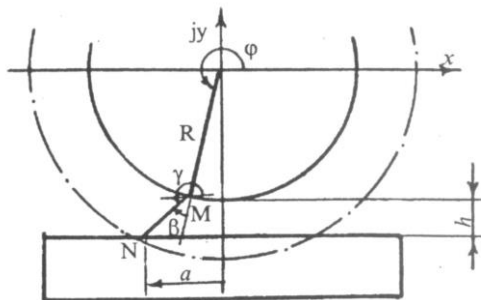


Рис. 8.4. «Вертушка» для легирования плоских деталей:

вертикальное положение радиуса «вертушки»

$$\sin \gamma_2 = \frac{-h}{l}; a_2 = -\sqrt{l^2 - h^2} \quad (8.34)$$

переход конца электрода через ось jy

$$\sin \gamma_3 = \frac{l^2 - r^2 - (r+h)^2}{2r(r+h)}; a_3 = 0 \quad (8.35)$$

кинематический конец контактирования

$$\sin \varphi_4 = \frac{l - r - h}{r}; a_4 = r \cos \varphi_4 \quad (8.36)$$

Значения предельных угла контактирования φ_K и длины скольжения a_K , находимые по формулам

$$\varphi_k = \varphi_4 - \varphi_1, a_k = a_4 - a_1 \quad (8.37)$$

приведены на рис. 8.5. для различной длины звена L и единичной длины звена $r = 1$.

8.2. Начальная стадия контактирования

Выше рассматривался случай абсолютно неупругого удара. В действительности при подходе электрода к детали между ними возникает удар с конечной упругостью, под действием которого электрод отскакивает от детали и движется в обратном направлении со скоростью конца N :

$$V_N^+ = -K^* V_N^- \quad (8.38)$$

где $V_N^- = \omega_0 (r + l)$ — предупредная скорость конца N ; K^* — коэффициент восстановления при вращательном движении относительно точки M .

Для его нахождения введем помимо рассмотренной две новые комплексные системы координат $x_1 y_1$ и $x_2 y_2$, ориентированные согласно рис. 8.6. Тогда разложение предупредной скорости $V_N^- = \omega_0 (r + l)$, совпадающей с осью x_2 , по осям $x_1 y_1$ равно

$$V_{N x_1}^- = \omega_0 (r + l) \sin(\varphi - \alpha), \quad (8.39)$$

$$V_{N y_1}^- = -\omega_0 (r + l) \cos(\varphi - \alpha) \quad (8.40)$$

В данном случае имеет место косой удар с нормальной K_n и тангенциальной K_t составляющими коэффициента восстановления, и при отсутствии связей послеударные значения скоростей конца электрода приняли бы значения

$$V_{N x_1}^+ = -K_n V_{N x_1}^- = -K_n \omega_0 (r + l) \sin(\varphi - \alpha) \quad (8.41)$$

$$V_{N y_1}^+ = K_t V_{N y_1}^- = -K_t \omega_0 (r + l) \cos(\varphi - \alpha) \quad (8.42)$$

При наличии связей послеударная скорость V_N^* может быть направлена только по нормали к оси звена L . Для нахождения ее значения разложим $V_{N x_1}^+$ и $V_{N y_1}^+$ по осям $x_2 y_2$:

$$V_{N x_2}^+ = -\omega_0 (r + l) (K_n \sin^2(\varphi - \alpha) - K_t \cos^2(\varphi - \alpha)) = -K^* \omega_0 (r + l); \quad (8.43)$$

$$V_{N y_2}^+ = -0,5 \omega_0 (K_n + K_t) (r + l) \sin 2(\varphi - \alpha) = K \omega_0 (r + l) \quad (8.44)$$

Коэффициент восстановления при вращательном движении относительно точки M :

$$K^* = K_n \sin^2(\varphi - \alpha) - K_t \cos^2(\varphi - \alpha) \quad (8.45)$$

положителен при вариации угла $\varphi - \alpha$ в диапазоне $\frac{\pi}{2} \leq \varphi - \alpha \leq \pi - \arctg \sqrt{\frac{K_t}{K_n}}$, где

наблюдается отскок электрода от детали, и отрицателен — в диапазоне

$$\pi - \arctg \sqrt{\frac{K_t}{K_n}} \leq \varphi - \alpha \leq \pi$$

, где отскока не наблюдается, и возникающий в момент удара импульс силы компенсируется реакцией, действующей со стороны звена S .

Коэффициент восстановления скорости при ударе вдоль оси звена L

$$K = 0,5 (K_n + K_t) \sin 2(\varphi - \alpha) \quad (8.46)$$

отрицателен при вариации угла $\varphi - \alpha$ во всем диапазоне $\pi/2 \leq \varphi - \alpha \leq \pi$, и ударный импульс всегда компенсируется реакцией связей.

Для нахождения импульсов силы, действующих на звено L со стороны звена S в момент удара, определим предупредную и послеударную $V_{x_2}^+$ скорости произвольной точки y_2 , взятой на звене L :

$$V_{x_2}^- = V_{Nx_2}^- + \frac{(V_{Mx_2}^- - V_{Nx_2}^-)y_2}{l} = \omega_0(r+l-y_2), \quad (8.47)$$

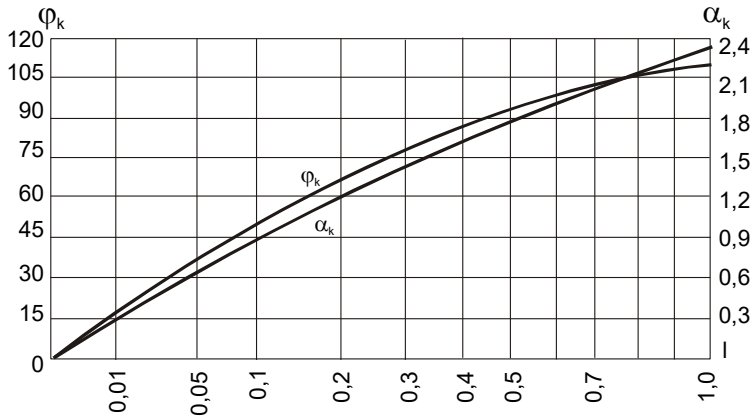


Рис. 8.5. Зависимость предельных угла контактирования φ_k и длины скольжения α_k от длины электрода l

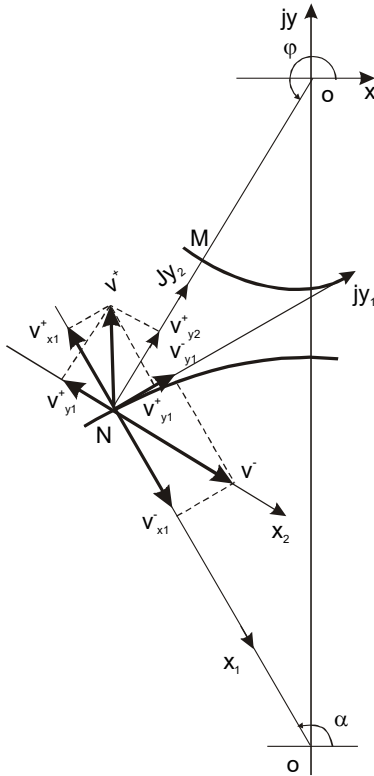


Рис. 8.6. Начальная стадия контактирования

$$V_{x_2}^+ = V_{Nx_2}^- + \frac{(V_{Mx_2}^+ - V_{Nx_2}^+)y_2}{l} = \omega_0 \left(-K^*(r+l) + \frac{[r+K^*(r+l)]y_2}{l} \right). \quad (8.48)$$

Импульс силы, действующий на звено L в точке M при ударе о звено S , пропорционален изменению момента количества движения относительно точки N и при $K^* > 0$ составляет

$$Q = \frac{1}{l} \int_0^l \mu_{y_2} (V_{x_2}^+ - V_{x_2}^-) y_2 dy_2 = \frac{-\omega_0(1+K^*)(r+l)(m y_{c_2}(l-y_{c_2}) - J_0)}{l^2}, \quad (8.49)$$

где y_{c_2} , J_0 — соответственно центр тяжести и момент инерции звена L ; μ_{y_2} — распределенная вдоль длины звена L масса.

Импульс силы в точке N пропорционален изменению количества момента движения относительно точки M :

$$Q_N = Q - Q_M = -\omega_0(r+l)(1+K^*)\frac{m(l-y_{c2})^2 + J_0}{l^2} \quad (8.50)$$

При $K^* \leq 0$ упомянутые величины соответственно равны

$$Q_M = \frac{-\omega_0(r+l)(my_{c2}(l-y_{c2}) - J_0)}{l^2}, \quad (8.51)$$

$$Q_N = \frac{-\omega_0(r+l)(m(l-y_{c2})^2 - J_0)}{l^2}, \quad (8.52)$$

Импульс силы, действующий вдоль звена L , пропорционален фиктивному изменению количества движения, компенсирующемуся реакцией связи:

$$Q_M = -Q_N = m\omega_0 K'(r+l), \quad (8.53)$$

При $K^* > 0$ электрод отскакивает от детали, и его последующее относительное перемещение $\beta = \gamma - \varphi$ определяется из решений дифференциального уравнения:

$$J_M \frac{d^2 \beta}{dt^2} + C_\beta \beta = 0, \quad (8.54)$$

где $I_m = I_0 + m(l-y_{c2})^2$ — момент инерции звена L относительно точки M ; C_β — угловая жесткость пружины, прижимающей звено L к корпусу «вертушки» R . Уравнение (8.54) решается при начальных условиях:

$$t_1 = \frac{\varphi_1}{\omega_0}; \quad \beta(t_1) = 0; \quad \frac{d\beta(t_1)}{dt} = \omega_\beta^+ = \frac{-\omega_0(1+K^*)(r+l)}{l} \quad (8.55)$$

где ω_β^+ — послеударное значение относительной угловой скорости. Решением уравнения (8.54) при начальных условиях (8.55) является

$$\beta = \frac{\omega_\beta^+}{\omega_L} \sin \omega_L(t - t_1) \quad \square \quad (8.56)$$

где $\omega_L = \sqrt{\frac{C_\beta}{J_M}}$ — собственная частота звена L . Производя в (8.55) подстановки $\gamma = \varphi + \beta$ и $t = \varphi/\omega_0$, получаем совместно с уравнением (8.6) трансцендентную систему

$$\gamma = \varphi + \frac{\omega_\beta^+}{\omega_L} \sin \frac{\omega_L}{\omega_0}(\varphi - \varphi_1) \quad \square \quad (8.57)$$

$$\cos \gamma = \frac{-DF - E\sqrt{E^2 + F^2 - D^2}}{E^2 + F^2},$$

где коэффициенты D, E, F те же, что и в формуле (8.7). Решая систему (8.57), получим значения углов φ, γ , соответствующих началу второго удара.

Послеударное значение скоростей звена L и ударные импульсы, действующие на него, находим, как и в предыдущем случае. В зависимости от коэффициента восстановления K^* возможен новый отскок электрода (при $K^* > 0$) или его скольжение по детали (при $K^* \leq 0$).

Таким образом, после первого удара электрод совершает затухающие виброударные колебания, продолжающиеся до тех пор, пока коэффициент восстановления K не станет отрицательным или не разрушится модель аппроксимирующего механизма. Экспериментально удавалось наблюдать до 3—4 виброударных колебаний. При этом возможны различные зоны устойчивости колебаний: D_n, D_n^0 , где n — число ударов, индексом «0» обозначена остановка, после которой следует скольжение, в чем и проявляется аналогия кинематики электрода при легировании вращающейся «вертушкой» и вибрирующим электродом.

8.3. Окончание контактирования

Выше отмечалось, что разрыв электрода с деталью наступает раньше, чем кинематический конец контактирования определяемый по формуле (8.24). Момент разрыва определяется из динамических условий, поэтому назовем его динамическим концом контактирования. Для его нахождения рассмотрим сумму моментов, действующих на зено относительно точки M (рис. 8.7).

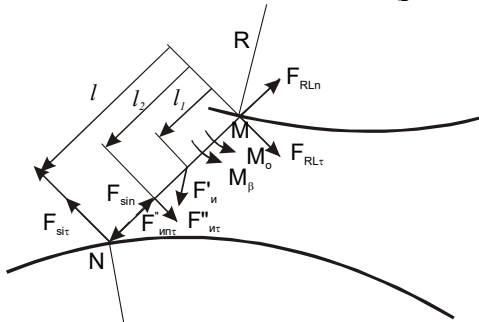


Рис. 8.7. К определению динамического конца контактирования

$$M'_И + M''_И + M_0 + M_\beta + M_S = 0, \quad (8.58)$$

где $M'_И = J_m (F_{И} L_1^*) = -mrl_1 \omega_0^2 \sin \beta$ — момент силы инерции поступательного движения с плюсом M ; $M''_И = J_m (F_{Ит} \cdot L_2^*) = -ml_1 l_2 \varepsilon_\beta$ — момент тангенциальной составляющей силы инерции вращения вокруг плюса M (нормальная составляющая момента не создает); $M_\beta = C\beta$ — момент, обусловленный деформацией пружины при повороте звена L ; $M_S = Z_m (F_{St} \cdot L^*) = -f_{St} l$ — момент тангенциальной составляющей силы реакции звена S на L (нормальная составляющая момента не создает); $l_1 l_2$ — соответственно центры тяжести и качения звена L в системе координат XU .

Звено L (электрод) будет находиться в контакте со звеном S (деталь) только при $f_{St} > 0$, так как при $f_{St} < 0$ происходит разрушение аппроксимирующего механизма. Таким образом, подставляя в (8.4) значения моментов и полагая $M_S = 0$, получаем уравнение для нахождения динамического конца контактирования:

$$mrl_1 \omega_0^2 \sin \beta + m_1 l_1 l_2 \varepsilon_\beta - M_0 + C\beta = 0, \quad (8.59)$$

8.4. Исследование кинематики «вертушки» с гибкими упругими электродами

Помимо рассмотренных на практике применяются также «вертушки» с гибкими упругими элементами, роль которых могут выполнять сами электроды [348, 349] или специальные амортизирующие крепления [350, 351]. Упругий элемент представляет собой балку, жестко зашпеленную в корпусе головки и свободно опертую о деталь (рис. 8.1, з). При работе «вертушки» элемент подвержен продольно-поперечному изгибу, наступающему под действием силы реакции P , направленной нормально к ее поверхности и составляющей с положением недеформированной оси элемента угол β (рис. 8.8). Введем криволинейную систему координат z, θ , где z — расстояние от произвольной точки A до точки зашпеления M вдоль оси балки, θ — угол наклона балки к ее недеформированной оси x' в точке A . Рассмотренные координаты связаны с декартовыми $x'y'$ соотношением

$$\frac{dx'}{dz} = \cos \theta; \quad \frac{dy'}{dz} = \sin \theta, \quad (8.60)$$

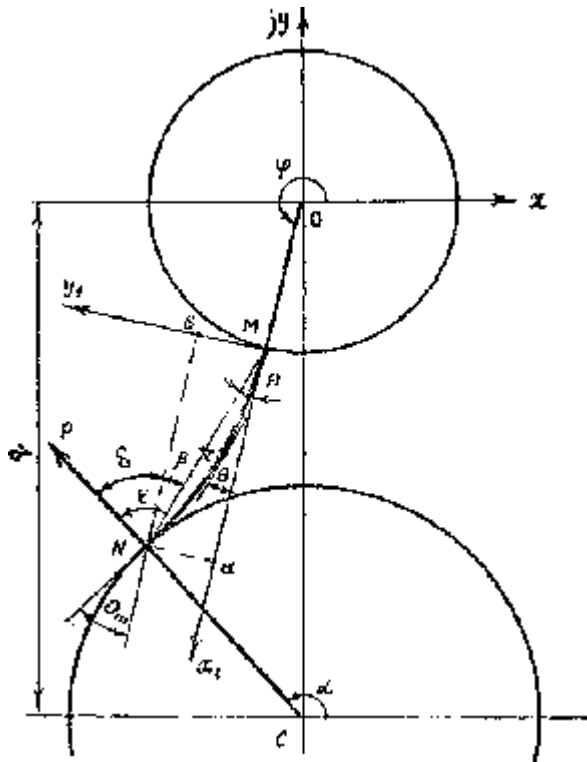


Рис. 8.8. «Вертушка» с гибкими упругими электродами

В работе [355] показано, что дифференциальное уравнение изогнутой оси балки в системе криволинейных координат имеет вид

$$\frac{d^2 \theta}{dz^2} = -\frac{P}{EJ} \sin(\theta + \delta), \quad (8.61)$$

а его решение выражается через эллиптический интеграл I рода:

$$z = \sqrt{\frac{EJ}{P}} (F(K, \Psi) - F(K, \Psi_0)), \quad (8.62)$$

где модуль $K = \sin \frac{\theta_m + \delta}{2}$, а амплитуда ψ соответственно равна: для произвольной точки балки $\psi = \arcsin \frac{1}{K} \sin \frac{\theta + \delta}{2}$, для свободного конца $\psi_m = \pi/2$, для заземленного конца $\psi_0 = \arcsin \frac{1}{K} \sin \frac{\delta}{2}$.

Переходя от криволинейных координат $z\theta$ к декартовым $x'y'$, при помощи выражений (8.60) получаем

$$\begin{aligned} x' \sin \delta + y' \cos \delta &= 2K \sqrt{\frac{EJ}{P}} (\cos \psi_0 - \cos \psi) \\ x' \cos \delta - y' \sin \delta &= \sqrt{\frac{EJ}{P}} (2[E(K, \psi) - E(K, \psi_0)] - [F(K, \psi) - F(K, \psi_0)]) \end{aligned} \quad (8.63)$$

где $E(K, \psi)$ — эллиптический интеграл II рода.

Из (8.63) видно, что уравнение изогнутой оси балки полностью определяется модулем K и амплитудой ψ . Однако отсутствие геометрической наглядности названных параметров затрудняет их практическое использование. Наглядность можно придать, переходя к упругим параметрам: $\xi = l/l_0$, β , являющимся полярными координатами конца хорды искривленной оси балки (рис. 8.8), и $\varepsilon = \beta + \delta$, представляющему собой угол между линией действия силы и хордой. Наличие трех параметров необходимо для графического определения положения хорды электрода.

Первые два параметра найдем, подставляя в (8.63) координаты свободного конца балки a, b , $\psi_m = \pi/2$ и производя соответствующие преобразования:

$$\begin{aligned} \xi = \frac{l}{l_0} &= \frac{\sqrt{(2K \cos \psi_0)^2 + \left(2 \left[E\left(K, \frac{\pi}{2}\right) - E(K, \psi_0)\right] - \left[F\left(K, \frac{\pi}{2}\right) - F(K, \psi_0)\right]\right)^2}}{F\left(K, \frac{\pi}{2}\right) - F(K, \psi_0)} \\ \beta &= \arcsin \frac{2K \cos \psi_0 \cos \delta - \sin \delta \left(2 \left[E\left(K, \frac{\pi}{2}\right) - E(K, \psi_0)\right] - \left[F\left(K, \frac{\pi}{2}\right) - F(K, \psi_0)\right]\right)}{\sqrt{(2K \cos \psi_0)^2 + \left(2 \left[E\left(K, \frac{\pi}{2}\right) - E(K, \psi_0)\right] - \left[F\left(K, \frac{\pi}{2}\right) - F(K, \psi_0)\right]\right)^2}} \end{aligned} \quad (8.64)$$

где угол δ между линией действия силы и неискривленной осью балки вычисляется из выражения

$$\delta = 2 \arcsin K \sin \psi_0 \quad (8.66)$$

Угол ε находится как сумма углов β и δ , определяемых из формул (8.65) и (8.66).

Зависимость между параметрами ξ, β, ε изображена на рис. 8.9, а, зависимость, связывающая параметры ξ, ε с амплитудой ψ_0 точки заземления и модулярным углом $\alpha = \arcsin K = (\theta_m + \delta)/2$ — на рис. 8.9, б.

Замена изогнутой оси электрода хордой переменной длины l позволяет для анализа «вертушки» с гибкими упругими элементами воспользоваться приведенными выше зависимостями, полученными для головки с жесткими шарнирно закрепленными электродами.

Параметры ξ , β , ε найдем графоаналитически, с этой целью для каждого фиксированного угла поворота φ корпуса «вертушки» построим множество вероятных положений электрода, задавшись различными значениями длины хорды l , как это показано на рис. 8.10. Для каждого из положений определим углы β и ε и построим зависимости $l(\varepsilon)$ и $\beta(\varepsilon)$, изображенные на рис. 8.9, а штриховыми линиями, точка пересечения которых и определит координаты ξ , β , ε . Дальнейший переход к модулярному углу α и амплитуде ψ_0 осуществляется при помощи зависимостей $\alpha(\xi, \varepsilon)$, $\psi_0(\xi, \varepsilon)$ (рис. 8.9, б).

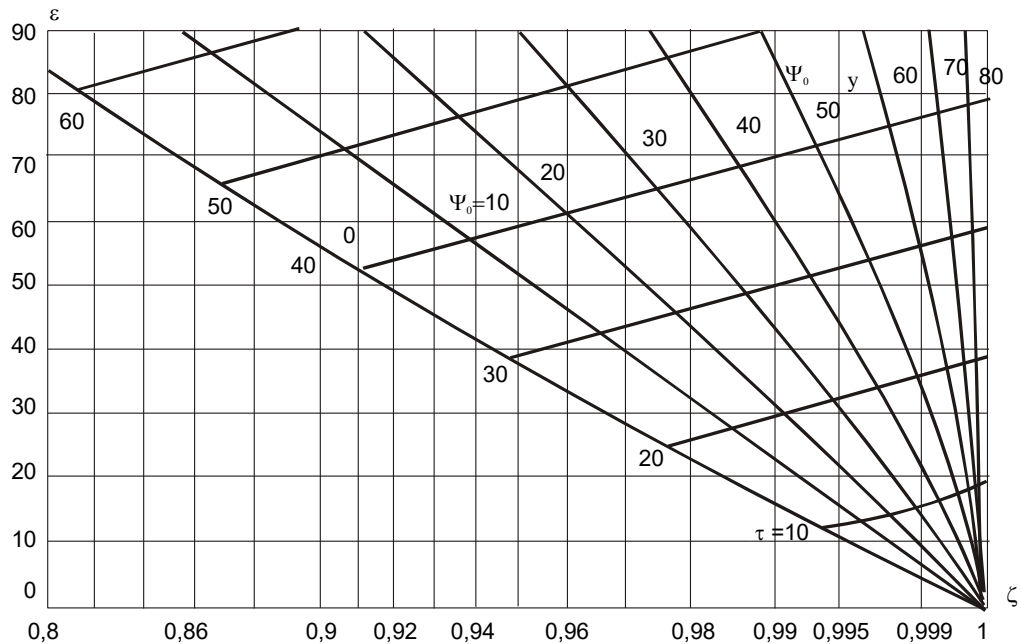
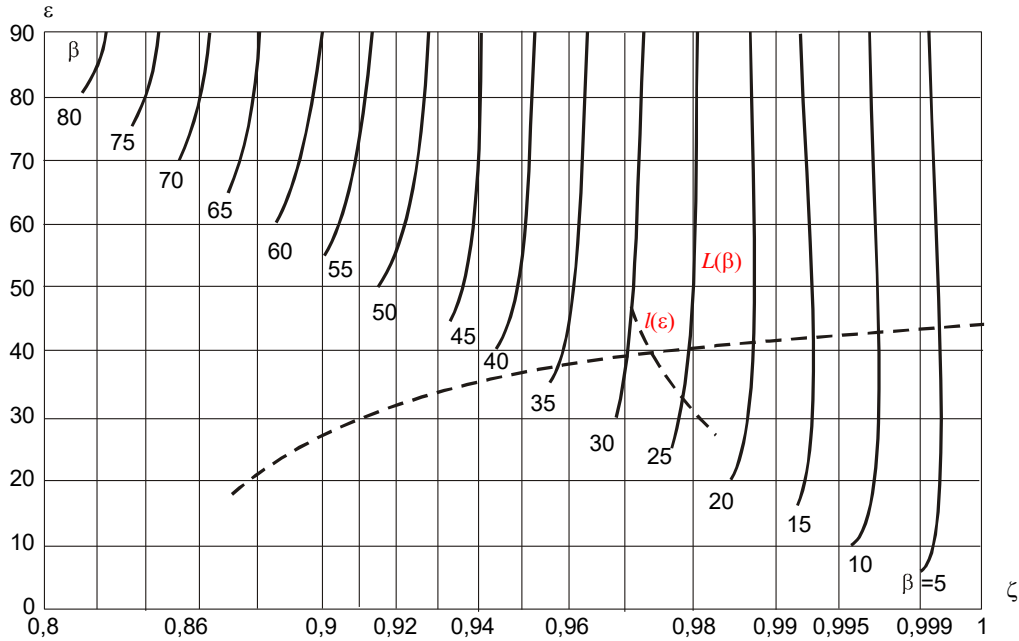


Рис. 8.9. Зависимость упругого параметра β (а), амплитуды y и модулярного угла t (б) от параметров ε , ξ

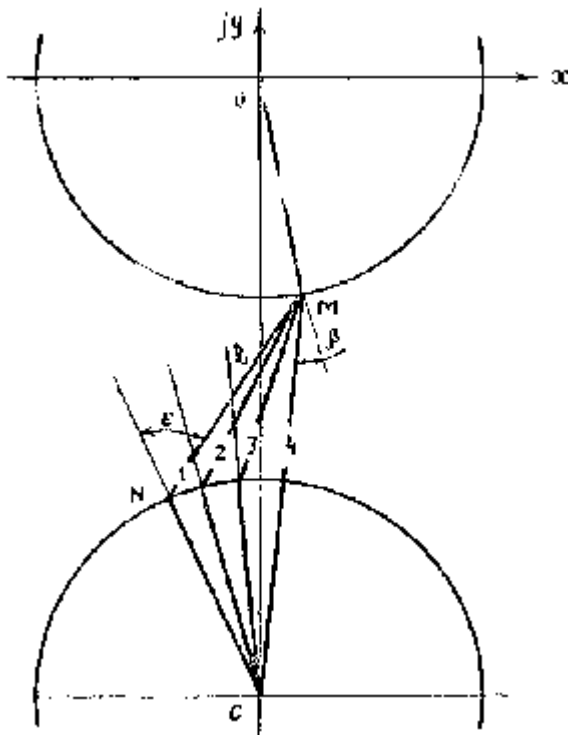


Рис. 8.10. К определению упругих параметров электрода l , β , ε

$$\delta = 2 \arcsin K \sin \psi_o \quad (8.66)$$

Изгибающий момент электрода

$$M = 2K \sqrt{PEJ} \cos \psi \quad (8.67)$$

зависит от координаты сечения z балки и угла поворота корпуса «вертушки» и достигает своего максимума в точке заземления M при угле поворота ψ_o , где o принимает значение

$$M_{\max} = 2K_3 \sqrt{P_3 EJ} \cos \psi_{o3} \quad (8.68)$$

Для нахождения динамического конца контактирования аналогично (8.58) помимо жесткостных характеристик электрода необходимо рассмотреть и инерционные.

8.5. Исследование окончания контактирования гибких упругих электродов

Рассматриваемое до сих пор [356] уравнение изогнутой оси балки (8.61) получено из статических условий. Для учета динамических нагрузок, создаваемых силами инерции электрода, применим использованный нами выше (при расчете колебаний вибратора с гибкими упругими якорями) метод конечных элементов (см. п. 6.3).

В связи со значительным искривлением оси электрода использовавшийся ранее балочный конечный элемент модернизируем, снабдив дополнительной степенью свободы, соответствующей продольной деформации растяжения-сжатия. Разбивку балки на элементы произведем так, чтобы каждый из них можно было бы приближенно считать прямолинейным (обычно достаточно 5—6 элементов). С каждым элементом свяжем локальную систему координат, ось абсцисс z которой совпадает с хордой, стягивающей ее концы. Матрица жесткостей элемента в локальной системе координат принимает квазидиагональный вид

$$[K'] = \frac{E}{L} \begin{bmatrix} S \begin{bmatrix} I & -I \\ -I & I \end{bmatrix} & \\ & J \begin{bmatrix} 12 & -12 & 6c & 6c \\ -12 & 12 & -6c & -6c \\ 6c & -6c & 4c^2 & 2c^2 \\ 6c & -6c & 2c^2 & 4c^2 \end{bmatrix} \end{bmatrix}, \quad (8.69)$$

верхний диагональный блок которой соответствует деформации растяжения—сжатия, нижний — изгибу. Аналогичную структуру имеет и матрица масс:

$$[M'] = \frac{\rho SL}{420} \begin{bmatrix} \begin{bmatrix} 140 & 70 \\ 70 & 140 \end{bmatrix} & \\ & \begin{bmatrix} 156 & 54 & 22c & -13c \\ 54 & 156 & 13c & -22c \\ 22c & 13c & 4c^2 & -3c^2 \\ -13c & -22c & -3c^2 & 4c^2 \end{bmatrix} \end{bmatrix}. \quad (8.70)$$

Обозначения в матрицах (8.69) и (8.70) такие же, как и в (6.38) и (6.39).

Рассмотренные матрицы получены в локальной системе координат zu элемента, для перехода к глобальной системе воспользуемся преобразованием координат вектора при повороте системы на угол θ :

$$\begin{Bmatrix} z \\ u \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \theta & \sin \theta \\ -\sin \theta & \cos \theta \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x \\ y \end{Bmatrix}, \quad (8.71)$$

С учетом последнего выражения и инвариантности изгибающих моментов и угловых деформаций от выбранной системы координат получаем матрицу A преобразования обобщенных сил и деформаций:

$$\begin{Bmatrix} Z_1 \\ Z_2 \\ U_1 \\ U_2 \\ M_1 \\ M_2 \end{Bmatrix} \begin{bmatrix} \cos \theta & & & & & \\ & \cos \theta & & & & \\ -\sin \theta & & \cos \theta & & & \\ & & & \cos \theta & & \\ & & -\sin \theta & & \cos \theta & \\ & & & & & 1 \\ & & & & & & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} X_1 \\ X_2 \\ Y_1 \\ Y_2 \\ M_1 \\ M_2 \end{Bmatrix} = [A] \begin{Bmatrix} X_1 \\ X_2 \\ Y_1 \\ Y_2 \\ M_1 \\ M_2 \end{Bmatrix}. \quad (8.72)$$

Учитывая ее ортогональность, преобразованные к глобальной системе координат матрицы жесткостей и масс элемента принимают вид

$$[\tilde{K}] = [A]'[K'][A], \quad [\tilde{M}] = [A]'[M'][A] \quad \square \quad (8.73)$$

После построения глобальных матриц жесткостей $[K]$ и масс $[M]$ системы суммированием матриц $[K]$, $[M]$ отдельных элементов получаем уравнение динамики балки:

$$[M] \frac{d^2}{dt^2} \{\Delta x\} + [K] \{\Delta x\} = \{P\} \quad \square \quad (8.74)$$

в котором все компоненты вектора $\{P\}$ нулевые, за исключением компонент, соответствующих последнему узлу, отражающих условие контакта электрода с поверхностью детали.

Решается уравнение (8.74) методом прямого пошагового интегрирования. После нахождения вектора деформации $\{\Delta x\}$ очередного j шага находится новое положение оси балки

$$\{x\}_j = \{x\}_{j-1} + \{\Delta x\}_j \quad (8.75)$$

Пренебрегая продольной деформацией балки по сравнению с изгибной, нормируем длину всех конечных элементов:

$$(x_{ij} - x_{i-1,j})^2 + (y_{ij} - y_{i-1,j})^2 = L_i^2, \text{ при } i=1, \dots, N. \quad (8.76)$$

После уточнения найденного положения оси балки производится новый шаг интегрирования уравнения (8.74).

Проделанные расчеты показали, что при любом положении «вертушки» положения оси балки, найденные из кинематических и динамических условий практически совпадают, что позволяет при расчете «вертушки» ограничиться графиками, изображенными на рис. 8.9, а, б.

Таким образом, проделанная работа позволяет описать кинематику движения электрода при легировании вращающимися «вертушками» с жесткими и гибкими упругими электродами. Рассмотрены динамические процессы, возникающие при касании и отрыве электрода от детали и ряд других специальных вопросов.

8.6. «Вертушки» для нанесения поликомпонентных покрытий

Рассмотренные выше (рис.8.1) «вертушки», содержащие основание с установленными на нем подвижно электродами, укрепленными в жестких подпружиненных держателях, гибких-упругих держателях или за счет собственной упругости материала электродов, и ориентированными в аксиальном, радиальном или наклонном относительно оси вращения «вертушки» направлении, при использовании чередующихся электродов из различных материалов позволяют наносить поликомпонентные покрытия [346, 347, 357]. Однако их недостатком является одинаковый энергетический режим для электродов из различных материалов [358, 359].

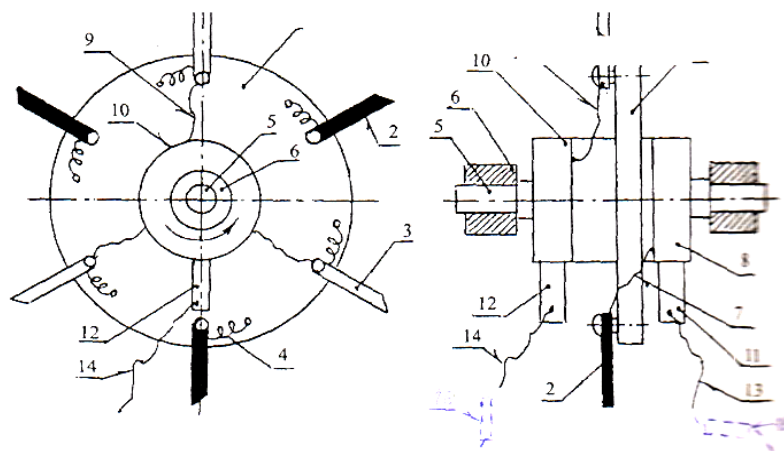


Рис. 8.11. «Вертушка» с гальванически развязанными группами электродов

Данный недостаток устранен в предложенной нами конструкции «вертушки» (рис. 8.11), состоящей из основания 1 с подвижно установленными на нем электродами 2 и 3 из

различных материалов. Электроды подпружинены пружинами 4. Основание 1 вращается на валу 5 в подшипниках 6. Электроды 2 из одного материала соединены проводниками 7 с контактными кольцами 8, а электроды 3 из другого материала - проводником 9 с кольцом 10. С гальванически развязанными кольцами 8 и 10 контактируют соответственно неподвижные скользящие щетки 11 и 12, соединенные проводниками 13 и 14 с различными по энергетическому режиму генераторами эродирующих импульсов [360].

Другим серьезным недостатком существующих «вертушек» является сложность схем синхронизации эродирующих импульсов с пространственным положением легирующих электродов.

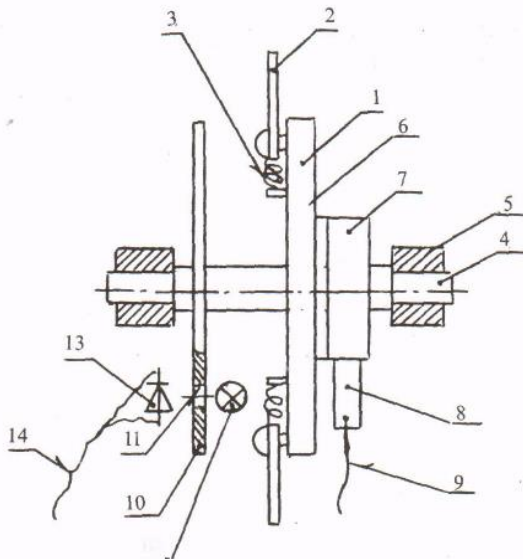


Рис. 8.12. «Вертушка» с генератором синхроимпульсов

Для его устранения нами разработана «вертушка» с синхронизатором [361] (рис.8.12). Она состоит из основания 1, на котором в держателях установлены электроды 2. Упругое крепление последних обеспечивается пружинами 3. Основание 1 вращается на валу 4 в подшипниках 5. Электроды 2 соединены с контактными кольцами 7, ток с которых осуществляется щеткой 8, подключенной проводником 9 к генератору эродирующих импульсов. «Вертушка» оснащена генератором синхроимпульсов фотоэлектрического типа, состоящего из подвижного диска 10 с отверстиями 11 и неподвижных лампы 12 и фотодиода 13. Сигнал с последнего, фиксирующий момент прохождения отверстия над контрольной точкой, посредством кабеля 14 поступает на блок управления генератором эродирующих импульсов.

В зависимости от расположения отверстий на диске 10 возможны различные временные диаграммы синхроимпульсов [361, 362]. При одном отверстии (рис.8.13,а) генерируется один импульс за оборот «вертушки». Решение требует сложной схемы, блока управления для подачи эродирующих импульсов на различные электроды. Схемы блоков управления рассмотрены нами в [363].

При одинаковых отверстиях для всех электродов (рис. 8.13,б) упрощается схема блока управления, но не возможна подача эродирующих импульсов с различным энергетическим режимом на разные электроды, так как отсутствует привязка синхроимпульса к номеру электрода. Решение неприемлемо для нанесения поликомпонентных покрытий.

При отверстии для одного электрода, отличном от остальных (рис. 8.13, в), параметры одного синхроимпульса также отличаются от остальных, и он относительно легко селектируется блоком управления.

Вместо последнего варианта с целью упрощения схемы блока управления возможно использования диска с отверстиями, расположенными в чередующимся порядке в несколько рядов (рис.8.13,з), по числу электродных материалов. Изменение числа последних требует установки другого диска, что усложняет работу оператора.

Данного недостатка лишен диск с индивидуальными отверстиями (рис. 8.13, д) и соответствующими им фотодатчиками. для каждого электрода. Однако конструкция сложна в изготовлении и наладке.

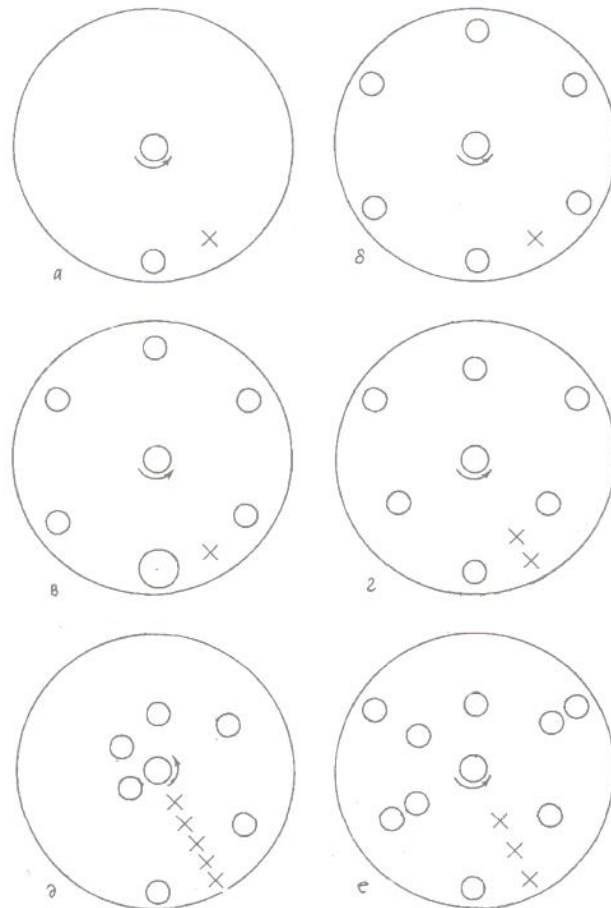


Рис. 8.13. Варианты расположения отверстий на диске синхронизатора:

а - с одним отверстием, б - с однорядным расположением, в - то же с одним выделенным отверстием, г - с многорядным расположением, д - с индивидуальным фотодатчиком для каждого электрода, е - с кодированием информации

Для уменьшения числа фотодатчиков с n до $m = \lfloor \log_2 n \rfloor + 1$ рациональней перейти к диску с двоичным кодированием информации (рис.8.13,е). Сигналы с фотодатчиков направляются на дешифратор, выполненный на базе микросхем К155ИД3, КГ76ИД1, К51ЩД1, К500ИД16ТМ(162М) и др. [303].

Вместо рассмотренного фотоэлектрического генератора синхроимпульсов возможно использование генераторов электромагнитного, герконового и других типов.

Не требуют блока управления «вертушки» с использованием в качестве синхронизатора электромагнитного генератора импульсов (рис. 8.14) с одним или несколькими (с числом равным или меньшим числа легирующих электродов) параллельными выходными каналами [364]. Мощность электромагнитного синхронизатора достаточна для непосредственного запуска тиристоров генератора эродированных импульсов.

При значительной мощности электромашинного генератора импульсов (>200-300Вт) он может быть использован не только как синхронизатор, но и как генератор эродирующих импульсов.

Наилучшим решением, с нашей точки зрения, является использование полуразобщенного генератора эродирующих импульсов с разобщиением по зарядному контуру, осуществляемому электроконтактным распределителем-коммутатором [365]. Установка, реализующая данное решение, состоит (рис. 8.14, а) из «вертушки», содержащей основание 1 с установленными на нем электродами 2 распределителя-коммутатора, содержащего чередующиеся между собой проводящие пластины 3 и изолирующие прокладки 4, контактного кольца 5, соединенного с электродами 2 вертушки. По поверхностям распределителя-коммутатора и контактного кольца скользят щетки 6 и 7, соединенные соответственно с источником постоянного или выпрямленного напряжения 8 и конденсатором 9. Последние оставшимися выводами соединены между собой и с легируемым изделием 10. Основание 1 вертушки распределитель-коммутатор на общем валу 12, вращающемся в подшипниках 13.

При вращении вала 12 щетка 6 скользит по поверхности распределителя-коммутатора 3-4, попеременно замыкая и размыкая цепи источника напряжения 8. Смещение между пластинами 3 и электродами 2 вертушки выбрано так, чтобы пластины 3 со щеткой 6 и электроды 2 с изделием 10 контактировали попеременно. В момент контакта пластинок 3 со щеткой 6 конденсатор 9 заряжается от источника напряжения 8, в момент контакта электрода 2 с изделием 10 – разряжается на межэлектродный промежуток, производят перенос материала электрода 2 на изделие 10.

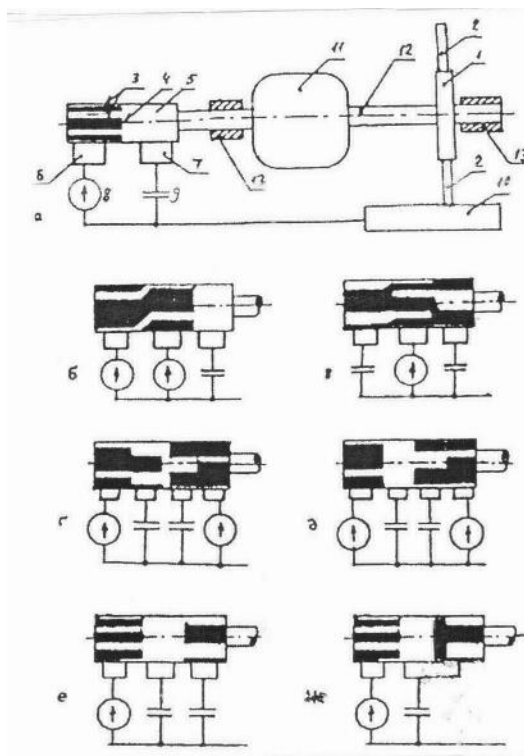


Рис. 8.14. Установка с электроконтактным распределителем-коммутатором:
а – схема установки; 1 – «вертушка»; 2 – электроды; 3 – проводящие пластины; 4 – изолирующие прокладки; 5 – контактное кольцо; 6, 7 – щетки; 8 – источник напряжения; 9 – конденсатор; 10 – легируемые изделия; 11 – электродвигатель; 12 – вал; 13 – подшипники; б-ж – съемные контактные барабаны и коммутируемые ими схемы генераторов импульсов

При нанесении поликомпонентных покрытий энергетически разные режимы эродирующих импульсов достигают или различных источников, или различной емкостью конденсатора, или и тем и другим одновременно.

Облегчить работу оператора при изменении числа электродных материалов поликомпонентного покрытия позволяет размещение группы распределителей-коммутаторов на съемном барабане, расположенном на конце вала, различные варианты которого изображены на рис. 8.14, б-ж.

Конструирование коммутатора-распределителя для «вертушек» рассмотрено в [367].

До сих пор рассматривалась синхронизация «вертушек» по углу поворота основания, однако возможна и синхронизация по временной задержке предшествующего эродирующего импульса [367] шунтов 15, 16, показанных на рис. 8.11 штриховыми линиями.

Помимо генераторов общего типа при ЭИЛ синхронизированными «вертушками» используются специализированные [368, 369], обеспечивающие улучшенное качество наносимого покрытия.

Глава 9 ИССЛЕДОВАНИЕ УСЛОВИЙ СИНХРОНИЗАЦИИ КИНЕМАТИКИ ЭЛЕКТРОДА С ГЕНЕРАТОРОМ ИМПУЛЬСОВ ПРИ ЭЛЕКТРОИСКРОВОМ ЛЕГИРОВАНИИ

Несмотря на то, что необходимость синхронизации механических колебаний электрода с искровым разрядом при электроискровом легировании вибрирующим электродом отмечалась еще на начальных стадиях развития метода [370, 371], данной задаче уделялось недостаточное внимание, вследствие чего в литературе отсутствует систематизированное изложение этого вопроса и рассмотрены лишь частные разрозненные между собой решения.

Исторически первой была автосинхронизация, использовавшаяся при работе неразобщенных генераторов и вибраторов, питающихся от сети переменного тока (установки ЭФИ—25 и др.), суть которой заключается в возникновении разряда при достижении пробивного расстояния между сближающимися электродами. Заметнее всего необходимость синхронизации ощущается при легировании на неразобщенных RC -генераторах, питающихся несглаженным выпрямленным током от однофазной сети [372]. В случае мостовой схемы выпрямления оптимальная постоянная времени зарядной цепи RC связана с частотой вибрации в соотношении $RC = 0,83/f$ [370].

При электроискровом легировании на повышенных частотах синхронная работа неразобщенного генератора и вибратора обеспечивается включением обмотки последнего в зарядную цепь генератора, питающуюся или от многофазного выпрямителя или от однофазного с емкостным сглаживающим фильтром [373].

Включение вибратора в разрядную цепь генератора дает худшие результаты из-за затягивания длительности импульса вследствие значительного индуктивного сопротивления обмотки.

Переход к полуразобщенным схемам, осуществляемый введением в зарядную цепь генератора коммутирующего элемента (рис. 9.1, *а*), позволяет, дозируя энергию разрядного импульса, отсесть стадию короткого замыкания (КЗ), повышая тем самым КПД генератора и улучшая качество легированного слоя за счет снижения вероятности возникновения прижогов и уменьшения дисперсии параметров разрядных импульсов. В несколько измененном виде полуразобщенная схема применяется в установке ЭФИ-7 [124]. В ней использовалась разомкнутая (без обратной связи) схема синхронизации, синхронная работа генератора и вибратора в которой обеспечивается подачей на элементы схемы управляющих импульсов согласно детерминированной временной диаграмме, формируемой блоком управления (БУ).

Аналогичными технологическими возможностями обладают и более устойчивые к случайному сбою в управлении полуразобщенные схемы с шунтированием разрядной цепи генератора коммутирующим элементом на время КЗ электрода с деталью (рис. 9.1, *б*) [237]. Однако такие генераторы уступают первым по КПД, поскольку при шунтировании разрядной цепи ток в зарядной цепи продолжает идти.

Данного недостатка лишены разобщенные генераторы, коммутирующие элементы в которых включены не только в зарядную, но и в разрядную цепь (рис. 9.1, *в*). Для управления ими, как и полуразобщенными генераторами, используется разомкнутая схема синхронизации (рис. 9.1, *в*), удовлетворительно работающая как в установках с отдельными тиристорными генераторами эродированных импульсов и питания электромагнитных вибраторов (ЭФИ-22), так и с совмещенным генератором (ЭФИ—39) [124]. Однако ее использование невозможно или малоэффективно в установках с пневматическим [374], механическим [375] и другими автономно работающими вибраторами, а также «вертушками» с многоэлектродным инструментом [346].

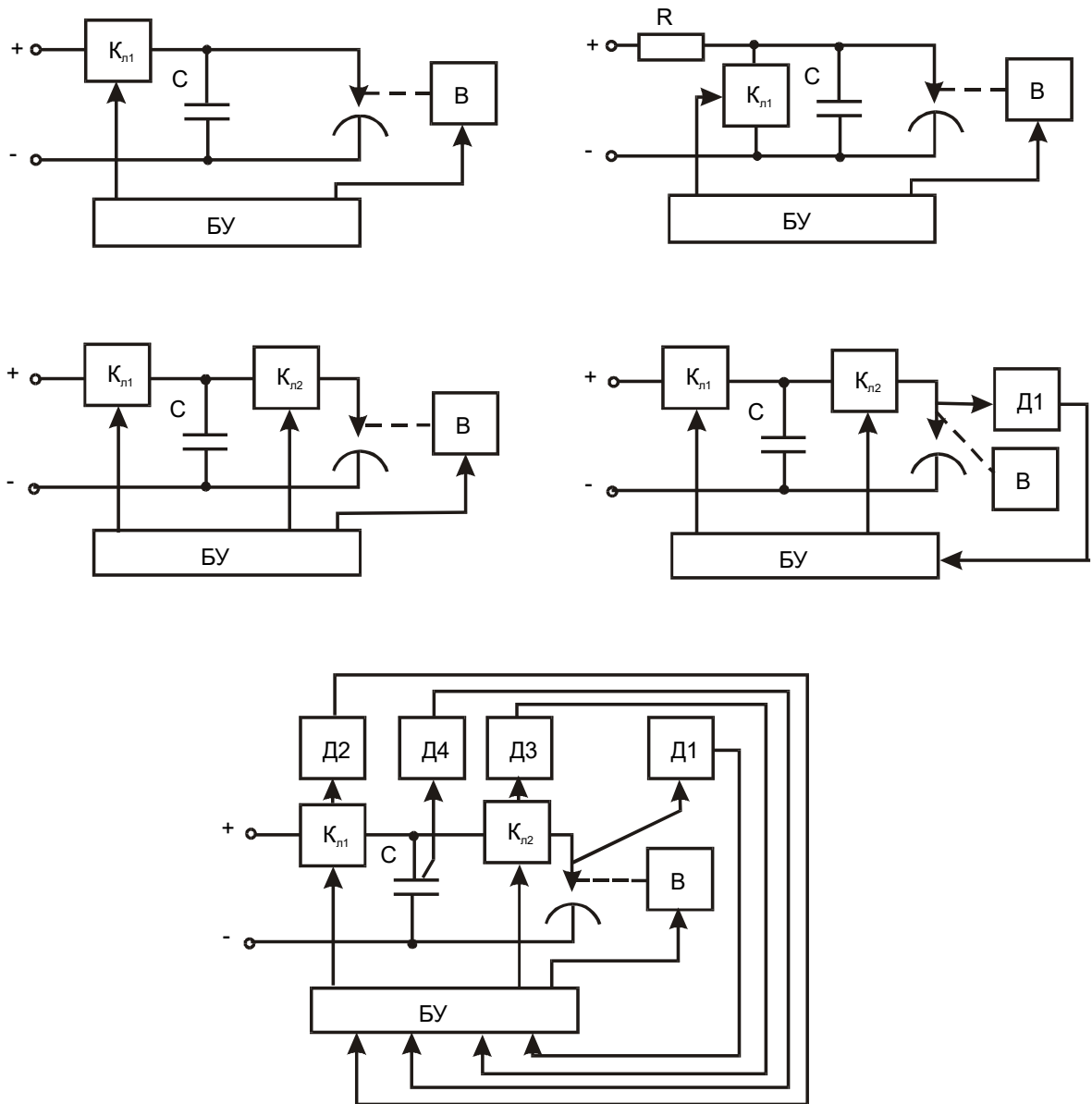


Рис. 9.1. Схемы синхронизации полуразобщенного по зарядной цепи генератора (а); полуразобщенного генератора с шунтированием разрядного контура (б); разомкнутая (в); замкнутая (г); замкнутая с блокировкой аварийного режима (д)

В этом случае необходим переход к замкнутой (с обратной связью) схеме синхронизации (рис. 9.1, г), в которой вибратор или «вертушка», как наиболее инерционный элемент системы, работает автономно, а работа генератора эродирующих импульсов функционально зависит от него.

9.1. Зоны синхронизации

В работе [124] суть синхронизации определялась как совокупность методов и технических устройств, обеспечивающих совмещение начала эродирующего импульса с заданным значением межэлектродного расстояния между сближающимися или удаляющимися электродами. В соответствии с данным подходом межэлектродные расстояния разбивались на зоны естественного и вынужденного инициирования искрового разряда (рис. 9.2, а). Зона А при сближении электродов характеризуется значениями

межэлектродных расстояний x больше пробивного ($x > x_{\text{пр}}$, $x < 0$). Возникновение искрового разряда в ней возможно только при наличии внешнего иницирующего фактора: высоковольтного пробоя, маломощного дежурного дугового разряда, ионизирующего излучения и т.п. Величина зоны A зависит от интенсивности иницирующего фактора.

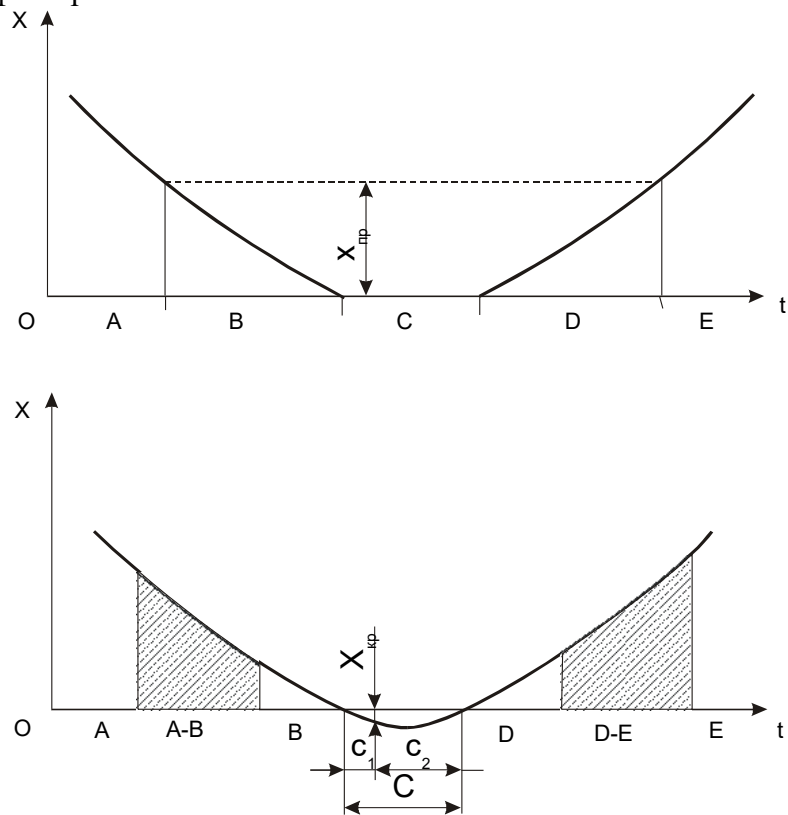


Рис. 9.2. Зоны синхронизации при детерминированной (а) и вероятностной (б) зависимостях $X_{\text{пр}}(U_{\text{пр}})$;

A, B — зоны искусственного и естественного иницирования при сближающихся электродах; E, D — то же при удаляющихся электродах; C — зона короткого замыкания; $A-B, D-E$ — переходные зоны между A и B (D и E); C_1, C_2 — области зоны C , где возможно и невозможно продолжение искрового разряда

Зона B при сближающихся электродах характеризуется расстояниями меньше пробивного ($x < x_{\text{пр}}$, $x < 0$). При пробе промежутка и замыкании электрической цепи искровой разряд в данной зоне возникает естественным образом, без иницирующего фактора.

Зона C металлического контактирования электродов ($x = 0$) характеризуется их устойчивым коротким замыканием.

Зона D соответствует расстояниям меньше пробивного при удаляющихся электродах ($x < x_{\text{пр}}$, $x > 0$). В ней, как и в зоне B , возможно возникновение искрового разряда без внешнего иницирующего фактора.

И наконец, зона E , характеризующаяся значениями расстояний, превышающих пробивное, при удаляющихся электродах ($x > x_{\text{пр}}$, $x > 0$). Как и в зоне A , для возникновения разряда необходим внешний иницирующий фактор.

Недостатком упомянутой работы [124] являлось рассмотрение зависимости пробивного расстояния $x_{\text{пр}}$ от межэлектродного напряжения U как детерминированной функции. Однако, как отмечено в п. 1.1, расстояние $x_{\text{пр}}$ при фиксированном значении напряжения U распределено по логнормальному закону со значительной величиной дисперсии (см. табл. 1.2). Сказанное приводит к размыванию границ между зонами A и B (D и E) и образованию переходных областей $A-B$ и $D-E$ вероятностного пробоя с шириной,

значительно превосходящей зоны гарантированного естественного пробоя B и D (рис. 9.2, б). Естественно, что в этих условиях серьезный подход к практической работе в зоне B с искусственной задержкой включения разрядного контура или с его включением до момента выхода электрода из зоны D не мыслим, и этот вопрос представляет чисто теоретический интерес.

Другим недостатком работы [124] является слишком грубое допущение, рассматривающее зону C как область, в которой $x \equiv 0$, заимствованное из вибротехники, где оно вполне корректно. Фактически же при нахождении электрода в области C наблюдаются его деформация ($x < 0$, $\dot{x} < 0$) под действием инерционных сил и последующий возврат ($x < 0$, $\dot{x} > 0$) под действием сил упругого сопротивления материалов [376]. Благодаря этому зона C в большинстве случаев распадается на две асимметричные C_1 ($-x_{кр} < x < 0$, $\dot{x} < 0$) и C_2 ($x < -x_{кр}$, $\dot{x} < 0$; $x < 0$, $\dot{x} > 0$), где $x_{кр}$ — критическая деформация электрода, соответствующая критической силе межэлектродного давления $F_{кр}$. В зоне C_1 искровой разряд возникнуть не может, но начавшийся в зонах A и B разряд может продолжаться и носит характер взрыва металлических межэлектродных мостиков. При достижении электродом критических значений межэлектродного давления $F_{кр}$ и деформации $x_{кр}$ он переходит в форму устойчивого короткого замыкания (зона C_2), при которой отсутствует перенос. Данная форма сохраняется вплоть до выхода электрода из зоны C_2 в зону D . При значениях амплитуды x_m деформации, меньших ее критического значения $x_{кр}$ ($x_m < x_{кр}$), распада зоны C на областях C_1 и C_2 не происходит, и искровой разряд может продолжаться вплоть до механического размыкания электродов. Однако этот случай имеет место в ограниченной зоне малых значений виброударных скоростей.

Хотя в зоне C_2 существование искрового разряда невозможно, ее можно использовать в качестве зоны синхронизации для инициирования искры из устойчивого короткого замыкания межэлектродного промежутка при разрыве электродов. Такой режим имеет место в генераторах с индуктивным накопителем энергии (см. рис. 5.16) или в генераторах с емкостным накопителем, использующих содержащую индуктивность схему поджига с дежурным дуговым разрядом (см. далее рис. 9.4).

9.2. Принципы и схемы синхронизации

Проведенный литературный анализ позволил выявить три основных типа синхронизации, выбор которых определяется используемыми схемами генератора эродирующих импульсов и вибратора.

При использовании разобщенных генераторов не требуется специальных систем синхронизации и последняя осуществляется за счет возникновения разряда при достижении пробивного расстояния сближающимися электродами (автосинхронизация).

При использовании полуразобщенных и разобщенных генераторов и вибраторов электромагнитного и электродинамического типов применяется разомкнутая схема синхронизации, синхронная работа элементов в которой обеспечивается подачей на них управляющих импульсов согласно детерминированной временной диаграмме, формируемой независимым блоком управления (рис. 9.1, а-в).

Наконец, при использовании неэлектрических типов вибраторов необходим переход к замкнутой схеме синхронизации, где вибратор работает автономно и от него зависит работа генератора эродирующих импульсов (рис. 9.1, г). Замкнутая схема обеспечивает лучшие результаты и в установках с электромагнитными и электродинамическими вибраторами, а также «вертушками».

Как отмечалось выше (п. 7.3), использование повторных контактирований при отскоках позволяет увеличить количество эродирующих импульсов без расширения частотного диапазона работы вибратора. Это достигается использованием в быстродействующих синхронизированных с работой вибратора генераторах: 1. подготовки при максимальной по длительности паузе между импульсами сразу нескольких накопителей энергии; 2. применения двух двухтактных инверторов, рабочий такт одного из которых совмещен во времени с подготовительным тактом другого; 3. совмещения подготовительного и рабочего тактов при перезарядке конденсатора; 4. дозирования энергии прерыванием импульсов при помощи полностью управляемых коммутирующих элементов. Следует отметить малоперспективность второго пути, ведущего к созданию генераторов с повышенными стоимостными и весогабаритными характеристиками за счет дублирования элементов.

Дополнительного повышения производительности синхронизированных установок для электроискрового легирования можно достичь генерацией при каждом контактировании двух эродирующих импульсов, при подходе и отходе электрода от детали, а также серии импульсов во время движения электрода.

Замкнутые схемы синхронизации позволяют не только увеличить производительность данных установок и улучшить качество покрытия, но и осуществить блокировку от аварийных ситуаций, возникающих в случае одновременного включения тиристорных зарядного Кл1 и разрядного Кл2 контуров, рассмотренная схема может быть дополнена датчиками Д2, Д3, осуществляющими съем информации о состоянии ключей, и датчиком Д4 — о напряжении на конденсаторе C (рис. 9.1, d).

Создание синхронизированных установок для электроискрового легирования сопряжено с решением ряда технических задач, в первую очередь разработки датчиков сбора информации и систем инициирования эродирующего импульса в необходимый момент времени.

9.3. Исследование и выбор датчиков сбора информации

Основная трудность создания замкнутых схем заключается в реализации датчика зазора Д1. Использование для этой цели вибродатчиков любого типа [377] технически затруднительно из-за сложности конструкции и монтажа и ограниченного срока службы. Применение велосиметров и акселерометров сопряжено с использованием дополнительной аппаратуры для аналогового или цифрового анализа сигналов. По указанной причине вместо аналоговых датчиков зазора Д1 применяют дискретные, регистрирующие наиболее характерные точки движения электрода: подход к детали и отход от нее, начало и окончание устойчивой фазы металлического КЗ. На рис. 9.3 изображена схема, позволяющая идентифицировать следующие электрические состояния межэлектродного промежутка (МЭП): разомкнутое, когда напряжение $U_{\text{МЭП}}$ на МЭП превышает пробивное $U_{\text{пр}}$ ($U_{\text{МЭП}} > U_{\text{пр}}$); холостого хода (ХХ), при котором $U_{\text{МЭП}} \approx E_1$; искровой ($U_{\text{МЭП}} \approx 20 \text{ В}$) и короткозамкнутой ($U_{\text{МЭП}} \approx 0 \text{ В}$) стадий эродирующего импульса; стабильного металлического КЗ электродов. Для определения подхода нами использован вспомогательный высоковольтный искровой разряд, получаемый от маломощного релаксационного генератора E_2 , R_1 , C_2 . Съем информации с него производится измерительной цепью, состоящей из делителя R_2 — R_3 и триггера Шмитта ТгШ1.

Из размерной искровой обработки известна также периодическая подача калибровочных высокочастотных импульсов [378].

Первый метод предпочтительнее, так как не только позволяет включить с упреждением тиристор разрядного контура разобщенного генератора, но и инициирует эродирующий импульс, увеличивая длительность его искровой и уменьшая короткозамкнутый составляющих. Рабочее напряжение ($U_{\text{МЭП}}$) на МЭП измеряется посредством делителя $R4—R5$ и триггера Шмитта ТгШ2. Для регистрации импульса эродирующего тока через МЭП последовательно с ним включен шунт Ш и усилитель постоянного тока УПТ. Наличие металлического контакта определяется вспомогательной цепью, состоящей из низковольтного (1—5 В) источника напряжения $E3$, резистора $R6$, диода $V3$ и инвертора НЕ. Сигналы с выходных элементов измерительных ветвей поступают на входы 1—4 логического блока (ЛБ), регистрирующего в зависимости от комбинации входных сигналов интересующие нас состояния МЭП согласно табл. 9.1. Состояния входов ЛБ, а также последовательность их чередования используется БУ для управления работой ключевых элементов электроискрового генератора. В момент подхода электрода к детали производится первый эродирующий импульс, знание момента окончания фазы КЗ позволяет инициировать повторный эродирующий импульс при отходе электрода от детали. В некоторых случаях использования упрощенных алгоритмов управления установками, например, при совпадении начала импульса с началом металлического контактирования электрода с деталью или при отсутствии электроискрового легирования при отходе электрода некоторые из измерительных цепей могут быть опущены.

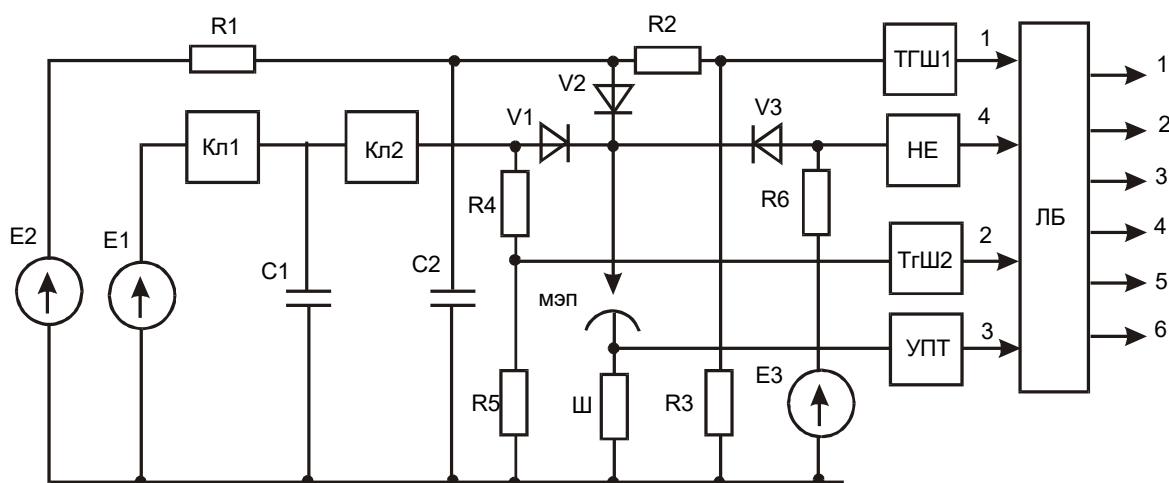


Рис. 9.3. Схема определения электрического состояния межэлектродного промежутка

Используемый в схеме сбора информации (рис. 9.3) инвертор НЕ детально рассмотрен ранее (см. п. 5.13).

Таблица 9.1. Состояния логического блока

Состояние входов ЛБ				Номер выхода ЛБ	Состояние МЭП
1	2	3	4		
0		0	0	1	Подход электрода к детали
			1	2	Металлическое КЗ электродов
		1	0	3	КЗ, стадия эродирующего импульса
	0	0	0	4	XX, эродирующий импульс отсутствует
	1	1	0	5	Искровая стадия эродирующего импульса
	1	0	0	0	6

Остановимся подробнее на триггерах Шмитта ТгШ1, ТгШ2, принципиальная схема которых изображена на рис. 9.4 [300]. При расчете триггера воспользуемся следующими соотношениями: коллекторный ток открытого транзистора V2, работающего в более напряженном режиме ($R6 < R3$), находится из условий

$$(15 - 20)\beta I_{\text{КО}} \leq I_{\text{К2}} \approx I_{\text{эг}} \leq I_{\text{к.доп.}} \quad (9.1)$$

где $I_{\text{КО}}$ — нулевой ток коллектора в наихудшем тепловом режиме, β — коэффициент усиления, $I_{\text{к.доп}}$ — допустимый коллекторный ток. При этом напряжении на эмиттерном резисторе R7:

$$U_э = (0,2 - 0,33)E \quad (9.2)$$

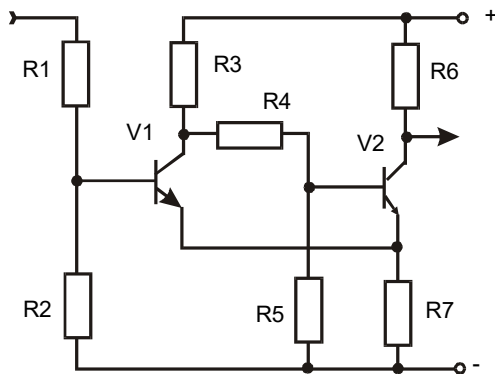


Рис. 9.4. Триггер Шмитта

Из последних двух выражений определяются сопротивления эмиттерного R7 и коллекторного R6 резисторов:

$$R7 = \frac{U_э}{I_{э2}} \quad (9.3)$$

$$R6 = \frac{E - U_э}{I_{\text{к2}}} \quad (9.4)$$

Задаваясь отношением пороговых напряжений переключения транзистора V1

$$\frac{U'_{\text{BX}}}{U''_{\text{BX}}} = \frac{R7 + R3}{R7 + R6} = 1,15 - 1,25 \quad (9.5)$$

найдем сопротивление его коллекторного резистора

$$R3 = \frac{U'_{\text{BX}}}{U''_{\text{BX}}} (R7 + R6) - R7 \quad (9.6)$$

Сопротивления базовых резисторов транзистора V2:

$$R5 = \frac{(0,05 - 0,07)U_3}{I_{\text{КО}}}, \quad (9.7)$$

$$R4 = \frac{E - U_3}{I_{k2} / \beta_{\text{min}} + U_3 / R5}, \quad (9.8)$$

Сопротивления базовых резисторов транзистора V1:

$$R2 = R5, \quad (9.9)$$

$$R1 = \frac{U_{\text{ВХ}} - U_3}{\frac{I_{\text{К1}}}{\beta_{\text{min}}} + \frac{U_3}{R5}}, \quad (9.10)$$

где $U_{\text{ВХ}}$ — верхний предел входной регистрируемой величины, определяемой технологическими параметрами установки: пробивным напряжением для ТгШ1, рабочим — для ТгШ2.

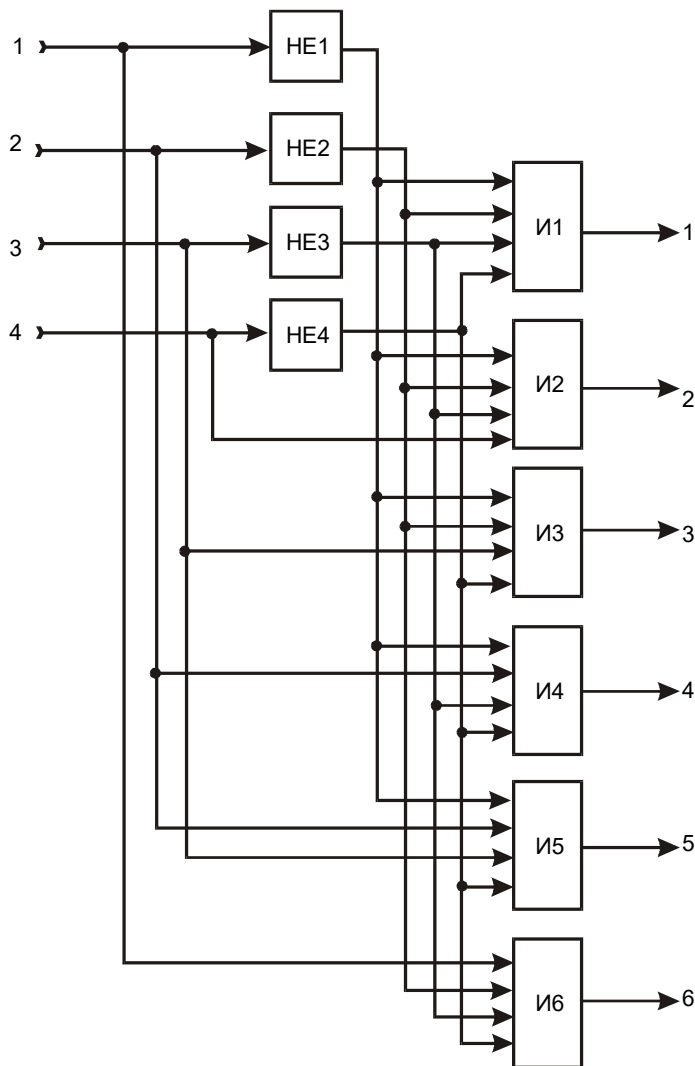


Рис. 9.5. Схема логического блока

В микросхемной реализации триггеров Шмитта может быть рекомендована схема К155ТЛ1, К118ТЛ1Д [272]. При совместном применении микросхем серий 155 (К 155) и

218 (К 218) (см. п. 5.13) можно использовать их общее питание от источника напряжением 5,5—5,6 В.

Применяемый для регистрации тока разрядного контура усилитель постоянного тока УПТ (рис. 9.3) лучше всего использовать в микросхемном исполнении 140УД1А, К140УД1А, К140УД2Б, КР140УД1А, 153УД4 и др. [303]. Реализация УПТ на дискретных полупроводниковых элементах малорентабельна из-за сложности изготовления и настройки.

Логический блок ЛБ (рис. 9.3) собран на микросхемах типов И или НЕ. Зависимость его выходных состояний от входных описывается в табл. 9.1. Пример реализации блока на микросхемах 109ЛИ1 типа 6И и К155ЛИ1 приведен на рис. 9.5. Возможны и другие схемные решения, например на базе дешифраторов К155ИД3, К176ИД1, К511ИД1 и др. [303]

Для предотвращения аварийных ситуаций, возникающих в случае одновременного включения тиристоров зарядного Кл1 и разрядного Кл2 контуров, рассмотренная замкнутая схема синхронизации должна быть оснащена датчиками Д2, Д3, осуществляющими съем информации о состоянии ключей, и датчиком Д4 — о напряжении на конденсаторе С (рис. 9.1, д). Датчиками Д2, Д3 могут служить включенные последовательно с ключами Кл1, Кл2 элементы измерения тока (шунты, трансформаторы тока) или параллельно с ними элементы измерения напряжения (делители, трансформаторы напряжения). Такой же элемент используется и в качестве датчика Д4 измерения напряжения на конденсаторе С.

9.4. Анализ способов и схем иницирования искрового разряда

Использование для электроискрового легирования отхода электрода от детали требует дополнительного иницирования искрового процесса [124], осуществляемого за счет маломощного дежурного дугового или тлеющего разряда, или использованием вспомогательного высоковольтного генератора поджига.

Последний представляет собой двухтактный инвертор, конденсатор которого подключен параллельно силовому конденсатору (параллельный поджиг, рис. 9.6, а) или последовательно с ним (последовательный поджиг, рис. 9.6, б) здесь и далее штриховые линии, соединяющие управляющие электроды тиристоров, следует понимать как одновременную подачу запускающих импульсов на них.

Для улучшения согласования схем силового и пробивного искровых генераторов для подачи иницирующего напряжения можно воспользо-

ваться повышающим импульсным трансформатором (рис. 9.6, в—г). Его расчет подробно рассмотрен в работе [302].

Возможно также использование высокочастотного генератора пробоя, включенного по схеме параллельного или последовательного поджига (рис. 9.6, д—е). Расчет генератора высокочастотных синусоидальных колебаний ГВЧ LC-типа, выполненного на дискретных полупроводниковых элементах, детально изложен в работе [379]. При микросхемной реализации генератора можно воспользоваться схемой 219ГС2 [303] с последующим усилением сигнала. Рекомендуются частотный диапазон 0,5-2МГц.

Генератор поджига, использующий дежурный дуговой разряд, состоит из вспомогательного источника напряжения E_2 (20—40 В), балластного резистора R и индуктивности L (рис. 9.6, ж). Ток дуги может составлять всего десятые доли ампера, в зависимости от постоянной времени $\tau = L/R$ дуга может быть стационарной или импульсной, зажигаемой при разрыве электродов.

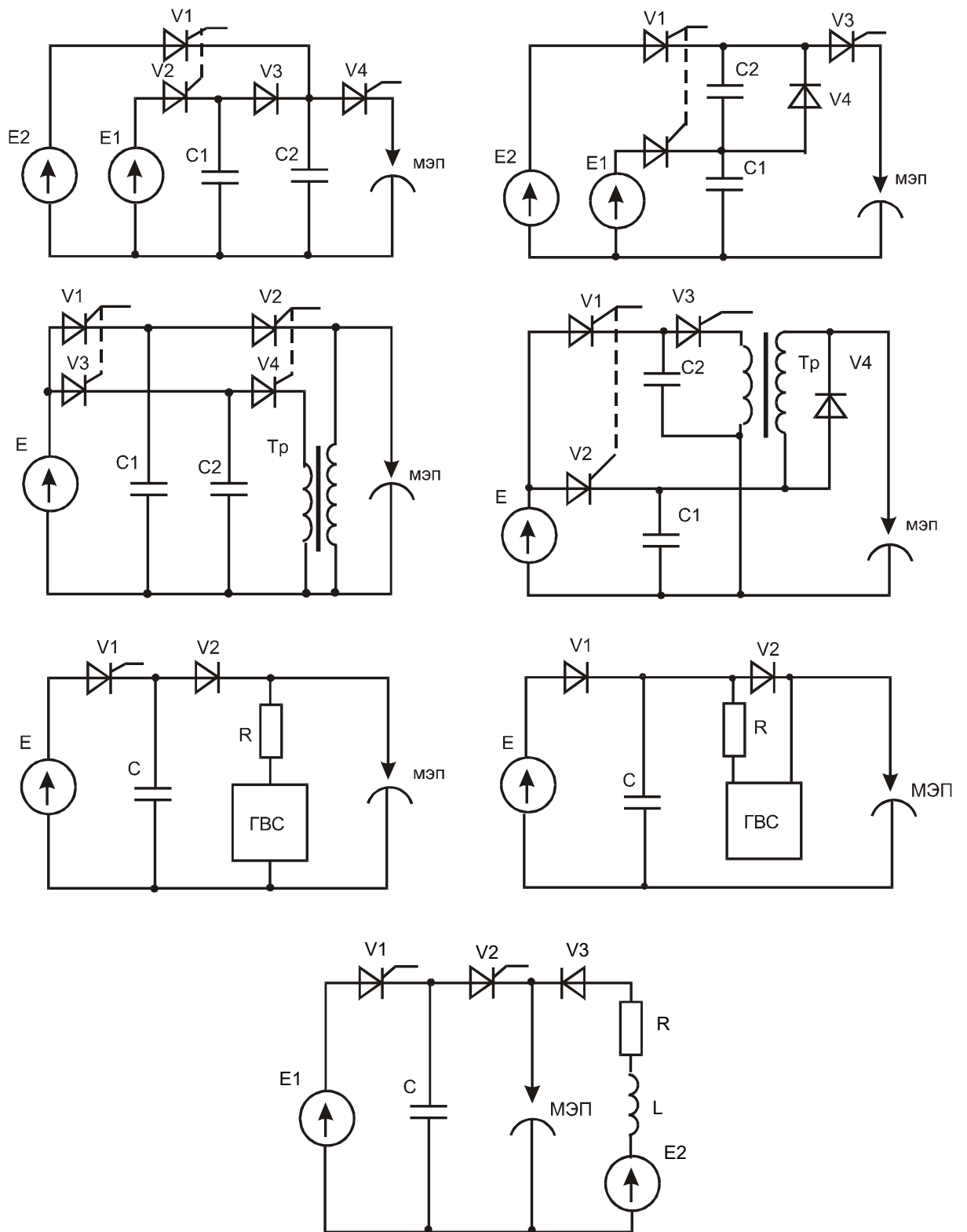


Рис. 9.6. Схемы поджига:

a — параллельная; *б* — последовательная; *в, г* — параллельная и последовательная с повышающими импульсными трансформаторами; *д, е* — параллельная и последовательная с высокочастотными калибровочными импульсами; *ж* — дежурным дуговым разрядом

9.5. Исследования и разработка схем синхронизированных установок для электроискрового легирования

В результате проведенных исследований нами разработан ряд установок для электроискрового легирования с использованием синхронизации работы вибратора и генератора эродирующих импульсов.

Использование влияния фазового сдвига между напряжениями, питающими вибратор и искровой RC -генератор с одно- и двухфазными выпрямителями без сглаживающих фильтров, на перенос металла и качество искрового покрытия позволило нам осуществлять разомкнутые схемы синхронизации с фазовым регулированием процесса легирования, рассмотренным нами выше (п. 5.3, рис. 5.7, *а, б*). Необходимый сдвиг фаз обеспечивается фазовращателем. Возможно также использование преобразователя фаз на базе трехфазного трансформатора или трансформаторной системы с последовательно включенными вторичными обмотками различных фаз (см. рис. 5.7, *в*). Преимуществом установки с использованием фазового регулирования является простота схемного решения, недостатком — несколько повышенный расход электроэнергии при легировании на мягких режимах.

Из генераторов, созданных по первому из четырех перечисленных в п. 9.2 принципов создания установок с замкнутой схемой синхронизации, использующих подход и отход электрода от детали, перспективной является установка (рис. 9.7, *а*) с использованием генератора с двойным накоплением энергии: в индуктивности L и емкости C (см. рис. 5.16, *в*), создающая два эродирующих импульса в зонах подхода и отхода электрода от детали. Энергонакопление производится при стабильном КЗ электродов. В данном состоянии открывается тиристор $V1$ и по цепи $E, V1, L, C$ проходит импульс тока, заряжающий конденсатор C . При разомкнутом МЭП конденсатор зарядился бы до напряжения $U_C = 2E$, при замкнутом МЭП — при условии $U_C = E$ открывается диод $V2$, заряд прекращается, и диод $V1$ закрывается. В этот момент времени в конденсаторе и индуктивности накоплена одинаковая энергия $W = CE^2/2 = LI^2/2$. При отходе электрода от детали МЭП размыкается и в нем выделяется накопленная в индуктивности энергия. При повторном подходе включается тиристор $V3$ и в МЭП выделяется энергия, накопленная в конденсаторе. Если в начале цикла при включении тиристора $V1$ МЭП случайно окажется разомкнутым, то в конденсаторе накопится энергия $W = 2CE^2$, которая выделяется при замыкании тиристора $V3$ и аварийного режима не возникнет. Однако, как показали расчеты [124], зона устойчивых виброударных колебаний электрода с длительной остановкой узка, поэтому для повышения стабильности режима двойного энергонакопления, параллельно МЭП желательно включить запираемый тиристор $V4$ (на рис. 9.7, *а* изображен штриховой линией), что позволяет расширить режим работы двойного энергонакопления и на разомкнутое состояние МЭП. Запирающий импульс на тиристор подается в момент разрыва электродов. Для обеспечения полного выделения накопленной в конденсаторе энергии параллельно тиристор $V3$ желательно включить обратный диод $V5$ (на рис. 9.7, *а* изображен штриховой линией). В установке использован упрощенный вариант блока сбора информации, представленного на рис. 9.3.

Третий путь (совмещение в едином процессе подготовительного и рабочего тактов) реализован нами при легировании с использованием отхода электрода от детали и повторных контактирования при отскоках (рис. 9.7, *б*) на базе мостового тиристорного инвертора с перезарядкой конденсатора, расположенного в диагонали моста, включенного последовательно с МЭП (см. рис. 5.14, *е*). Для инициирования искрового разряда используется высокочастотный пробой. Пробивное напряжение непрерывно поступает на

МЭП от генератора высокой частоты (ГВЧ) через повышающий трансформатор Тр. При возникновении искрового разряда или КЗ электродов трансформатор шунтируется, и все напряжение ГВЧ падает на балластном сопротивлении R . Помимо первичной и вторичной обмоток трансформатор имеет третью, сигнал с которой поступает на БУ. Начало запускающих импульсов пар тиристоров $V1$, $V4$ и $V2$, $V3$ формируются поочередно по переднему фронту огибающей высокочастотного импульса модулированных колебаний, приходящих на БУ с трансформатора. Окончания запускающих импульсов формируются по заднему фронту огибающей. Развязывающий диод $V5$ исключает шунтирование МЭП обмоткой трансформатора. Слишком длительная пауза между огибающей высокочастотного импульса говорит о возникновении КЗ электродов и формирует форсирующий импульс вибратора для отрыва электрода от детали. Повышенная длительность огибающей говорит об отводе электрода от детали и блокирует включение тиристоров генератора для предотвращения поражения обслуживающего персонала электрическим током. Вместо ГВЧ непрерывных колебаний и балластного резистора R может быть использован генератор срываемых при шунтировании МЭП колебаний без резистора.

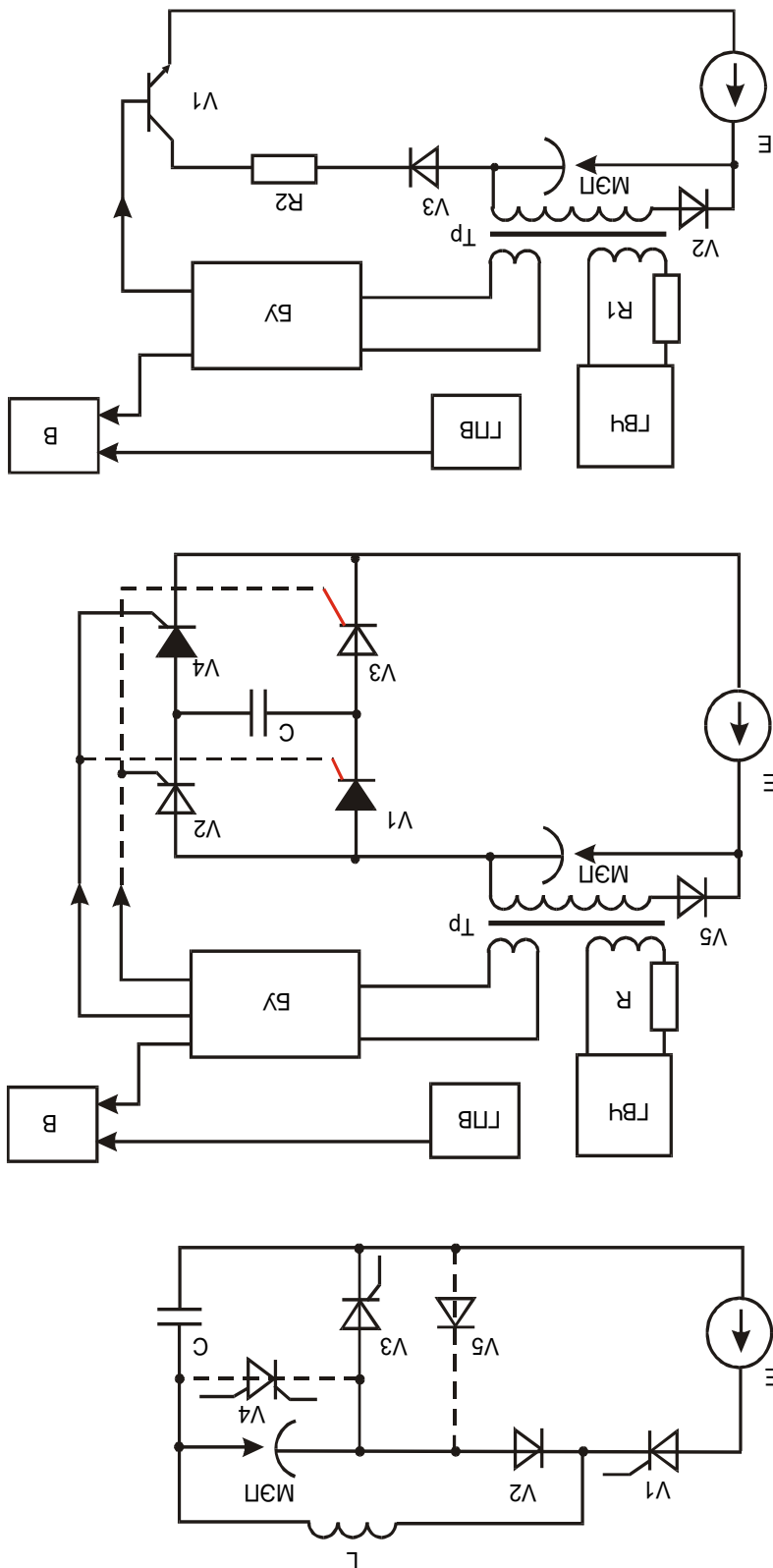


Рис. 9.7. Схемы многоимпульсных генераторов: с двойным энергонакоплением в конденсаторе и индуктивности (а); мостового инвертора с перезарядкой конденсатора (б); транзисторного прерывателя (в)

Несмотря на ряд положительных качеств тиристорных ключевых элементов разработка на их основе генераторов с повышенной гибкостью управления затруднительна, так как дозирование энергии в этом случае производится только изменением емкости и напряжения зарядки конденсатора или индуктивности и тока в ней, и вопросы выключения тиристоров в необходимый момент времени требуют дополнительных

схемных решений (см. п. 5.9). Появление в последнее время силовых транзисторов и запираемых тиристоров позволяет заменить инверторные генераторы импульсов более простыми в схемном решении прерывателями, использовавшимися ранее только в прецизионных электроискровых установках [283]. Принципиальная схема синхронизированной установки с транзисторным прерывателем (см. рис. 5.17, в), используемым вместо рассмотренного выше мостового инвертора, приведена на рис. 9.7, в. В данном случае БУ вместо коротких запускающих тиристоры импульсов вырабатывает длительный импульс, открывающий транзистор. Момент его запираения, совпадающий с переходом эродирующего импульса в стадию КЗ, можно определить по исчезновению на импульсе напряжения на МЭП характерной для искровой стадии ступеньки величиной $U \approx 20\text{В}$ [13]. Высоковольтный диод $V3$ предотвращает пробой транзистора напряжением поджига МЭП. Аналогичная схема может быть реализована и на запираемых тиристорах.

Выводы. 1. Рассмотрены принципы синхронизации механических колебаний вибрирующего электрода с эродирующими импульсами при электроискровом легировании.

2. Рассмотрены схемные решения дискретных датчиков зазора, фиксирующих его наиболее характерные точки, и датчиков состояния ключевых элементов генератора эродирующих импульсов.

3. Разработаны схемы генераторов поджига для многоимпульсного электроискрового легирования, создающего несколько эродирующих импульсов за один период колебаний электрода.

4. Предложены схемные решения синхронизированных установок для электроискрового легирования на базе RC -генераторов и питающих вибраторы фазовращателей, инверторов с двойным энергонакоплением в индуктивности и емкости, мостовых инверторов с перезарядкой конденсатора, прерывателей на транзисторах и запираемых тиристорах.

Глава 10 ИССЛЕДОВАНИЕ И РАЗРАБОТКА ЭЛЕМЕНТОВ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СИСТЕМ ДЛЯ УПРАВЛЕНИЯ ПРОЦЕССАМИ ПРИ МЕХАНИЗАЦИИ И АВТОМАТИЗАЦИИ ЭЛЕКТРОИСКРОВОГО ЛЕГИРОВАНИЯ

Стремление к повышению производительности труда при любом технологическом процессе, в том числе и при электроискровом легировании, приводит к необходимости частичного или полного высвобождения человека из непосредственного участия в выполнении технологических операций с возложением этих функций на технические средства. Различают следующие уровни высвобождения человека из технологического процесса: механизация, автоматизация, роботизация и др. Первый из них характеризуется частичным высвобождением, в основном из обрабатывающих операций. Для сервисных операций (установка и съём изделия из технологического оборудования, задание режимов обработки, контроль качества, транспортные операции) требуется ручной труд. На более высоком уровне — автоматизации — часть сервисных операций (установка и съём деталей, контроль качества) передается машине. Наконец, при роботизации технологический процесс полностью осуществляется без участия человека, за которым остается только контроль за технологическим оборудованием и вмешательство в процесс

при возникновении экстремальных ситуаций. Необходимый уровень высвобождения человека определяется как развитием материально-технического уровня производительных сил, так и объемом производства. Для электроискрового легирования он в основном находится на стадии механизации и частичной автоматизации. Переход к более высоким уровням требует широкого внедрения информационно-технологических технологий, использующих новейшие достижения роботизации [382] и вычислительной техники.

Создание механизированных установок рационально начать с анализа физико-механических закономерностей, классификации обрабатываемых поверхностей и форм движения электрода-инструмента при легировании, так как этот комплекс явлений, составляющих технологический процесс, по-видимому, является определяющим в повышении производительности процесса и качества формируемого металлопокрытия и его роль изучена недостаточно [24, 383, 384].

10.1. Классификация обрабатываемых поверхностей и движений электрода при электроискровом легировании

Электроискровое легирование материалов связано с применением ручных и механизированных установок, характерной особенностью которых является сложный кинематический комплекс движений.

Основной характеристикой движения электрода является степень свободы, то есть число независимых движений, в которых участвует электрод [68]. Большим числом степеней свободы человеческой руки и удачно выбранным алгоритмом управления ими объясняется высокое качество легирования квалифицированным оператором.

Из-за большого числа степеней свободы руки оператора симитировать ее движение [24] даже приближенно возможно только при роботизации процесса [382]. Однако роботы являются уникальным и дорогостоящим оборудованием, создание которого оправдано лишь при поточном и крупносерийном производстве. В условиях же мелкосерийного и ремонтного производства рациональнее обойтись механизированными установками. В последних используются сильно усеченные по числу степеней свободы комплексы относительных движений электрода и детали. Анализ литературных данных показал, что наиболее часто электроискровому легированию подвергаются локальные поверхности рабочей детали или инструмента, которые можно классифицировать по геометрическим формам и размерам (рис. 10.1).

1. По ширине обрабатываемой части:

— узкие, когда ширина легируемой части не превышает сечения электрода: режущие кромки фрез [385], ножей [113, 114, 386] и других инструментов [66, 245, 387-389], бандажей паровозных колес [68] и т.п.;

— широкие, когда указанное условие не выполняется: большинство легируемых деталей [6, 13, 22, 145].

2. По сложности конфигурации:

— простые, когда одна из координат в декартовой или полярной системе постоянна: плоскость [389], круговой цилиндр [390];

— сложные, когда изменяются все координаты, но через любую точку можно провести плоское сечение с постоянной одной из координат: поверхность вращения в полярных координатах [390], цилиндрическая поверхность с произвольной направляющей в декартовых координатах [391] и т.п.;



Рис. 10.1. Классификация легируемых поверхностей

- особо сложные, когда таких сечений не существует;
- разрывные, состоящие из одинаковых или различных участков трех первых типов: зубья фрез [385], пил, шестеренок [392].

Дальнейший анализ позволил классифицировать движения электрода при контактном легировании, выделив следующие группы (рис. 10.2).

1. Движение, обеспечивающее периодическое контактирование электрода с деталью:
 - нормальная к поверхности детали вибрация [68, 145];
 - вращательное движение многоэлектродного инструмента [393];
 - скольжение электрода по детали, создающее его случайные колебания и контактирования [66, 68, 394].
2. Нормальная подача, компенсирующая износ электрода [68, 394] и осуществляющая слежение за профилем детали сложной конфигурации [385, 395]. Естественно, в последнем случае требуются более быстродействующие регуляторы зазора, чем только при компенсации износа электрода.
3. Сканирование электрода по поверхности, предназначенное для обхода им легируемой поверхности по следующим траекториям:
 - одномерная линия — при легировании узких поверхностей [68, 396];
 - прямолинейно-возвратное сканирование — при легировании плоскостей [395];
 - винтовая линия — при легировании поверхностей вращения [397];
 - архимедова спираль — при легировании торцевой поверхности цилиндров, сферы [398];
 - кусочно-непрерывная — при легировании разрывных поверхностей [385].
4. Вспомогательное движение, предназначенное для улучшения качества легируемой поверхности:
 - тангенциальная вибрация, одно- и двухкоординатная [134].
 - орбитальное (плоскопараллельное круговое) движение [399];
 - концентрическое [400] или эксцентрическое вращение [106];
 - угловая вибрация [398];
 - вращение роликового [401] или дискового [49] электродов относительно неподвижной оси (движение с изменяемой рабочей зоной электрода).

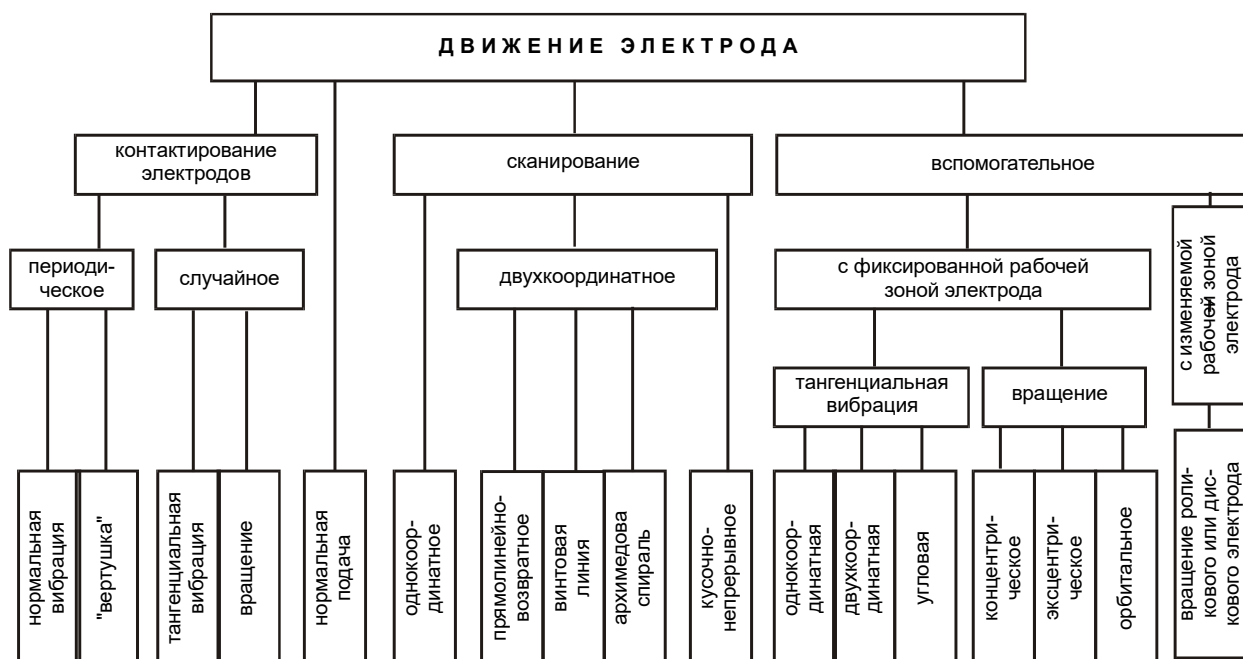


Рис. 10.2. Классификация кинематических движений легирующего электрода

Из перечисленных классов движений нормальная вибрация и вращение многоэлектродного инструмента, относящиеся к первой группе, обеспечивающие периодическое контактирование электрода с деталью, были подробно рассмотрены нами ранее (соответственно в главах 6 и 8). Здесь акцентируем внимание на подробном рассмотрении движений второй и третьей групп и методах их реализации, являющихся основой создания механизированных установок для электроискрового легирования.

10.2. Сканирующая подача электрода

Сканирующая подача предназначена для обхода электродом-инструментом поверхности легируемого изделия. Она может являться однокоординатной при легировании узкой и двухкоординатной — при легировании широкой поверхности (согласно классификации п. 10.1). Как отмечалось выше, основными траекториями двухкоординатной сканирующей подачи в зависимости от формы легируемой поверхности являются: прямолинейно-возвратное сканирование, винтовая линия или архимедова спираль. При легировании разрывных поверхностей используется кусочно-непрерывная развертка.

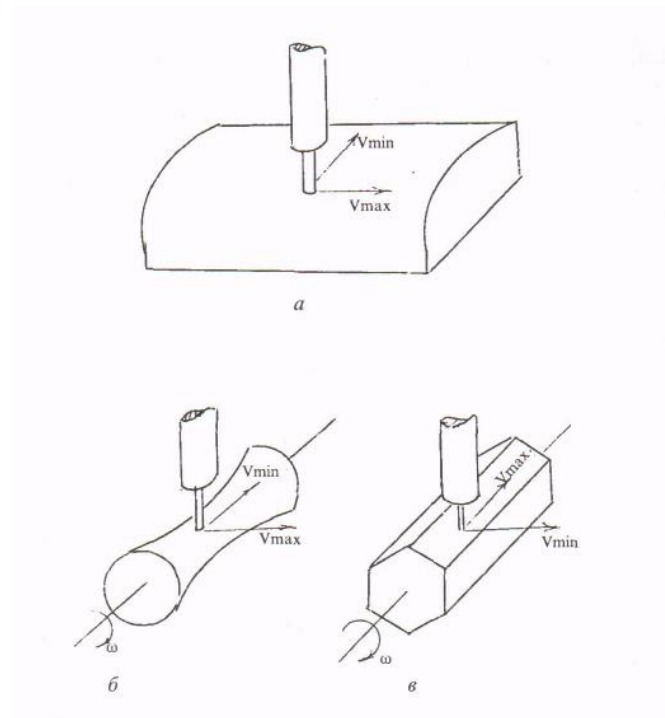


Рис. 10.3. Сканирование электрода по поверхности детали:

a — в декартовых координатах; *б, в* — в полярных координатах с преобладающей кривизной в аксиальном и угловом направлениях

Формирование сканирующего движения в подачах относится к сфере циклического автоматического управления с жестко заданной программой и достигается простыми средствами — перемещением электрода с постоянной линейной скоростью по каждой из координат детали. Поскольку в большинстве случаев механизированные установки для электроискрового легирования создаются на базе токарных (при легировании тел вращения), строгальных или фрезерных (при легировании плоских изделий) станков, то для осуществления двухкоординатного сканирования электрода может быть использована штатная подача обрабатывающего инструмента или детали данных станков. Лучшие результаты обеспечивает замена асинхронного привода подачи на регулируемый привод постоянного тока отдельно по каждой из координат (рис. 10.3), что позволяет организовать более гибкое управление скоростью. Последнюю необходимо выбирать так (как это будет показано далее в п. 13.3), чтобы за время одного эродирующего импульса смещение электрода составляло не менее $1/3$ медианы распределения полуоси эллипса лунки единичного разряда по каждой координате:

$$V_{скx} \geq \frac{af}{3}, \quad V_{ску} \geq \frac{bf}{3}, \quad (10.1)$$

где $V_{скx}$, $V_{ску}$ — скорости сканирования электрода по координатам X , Y ; a , b — медианы распределения полуосей лунок единичных разрядов по данным координатам; f — частота эродирующих импульсов. Гц.

Для меньшей по скорости сканирования координаты (например, X) можно использовать вместо непрерывной подачи шаговую с величиной шага не менее $1/3$ медианы распределения полуоси эллипса:

$$h_x \geq \frac{a}{3}. \quad (10.2)$$

Несколько сложнее обстоит дело при сканировании электрода по архимедовой спирали, так как в этом случае для обеспечения условия постоянной окружной скорости вращающейся детали скорость ее вращения должна изменяться обратно пропорционально мгновенному радиусу местоположения сканирующего электрода. Сказанное может быть достигнуто включением в привод вращения детали последовательно с двигателем постоянного тока реостата, механически сопряженного с регулятором подачи электрода.

При легировании изделий сложной конфигурации (согласно классификации п. 10.1) меньшая скорость подачи должна быть сориентирована вдоль координатной оси, взятой в направлении большей кривизны легируемой поверхности, и наоборот (рис. 10.3, а).

При легировании вращающихся изделий на установках, созданных на базе токарного станка, под кривизной поверхности изделия следует понимать кривизну ее развертки относительно деформированной в плоскость цилиндрической поверхности с радиусом, равным среднему радиусу $R_{\text{ср}}$ легируемой детали (рис. 10.3, б, в). Математически поверхность развертки есть плоскость $z(x, y)$, получаемая из исходной поверхности $R(X, \varphi)$ преобразованием

$$x=X, \quad y=R_{\text{ср}}\varphi, \quad z(x, y)=R(X, \varphi)-R_{\text{ср}}, \quad (10.3)$$

Из (10.3) видно, что при легировании тел вращения большая кривизна ориентирована вдоль аксиального направления, меньшая — вдоль углового (рис. 10.3, б); при легировании некруговых цилиндрических поверхностей — наоборот (рис. 10.3, в). Необходимый для последнего случая режим подачи инструмента с преобладающей скоростью подачи в аксиальном направлении в серийно выпускаемых токарных станках отсутствует и поэтому для таких работ их привод требует усовершенствования.

10.3. Автоматизация нормальной подачи электрода

При автоматизации электроискрового легирования большое значение приобретает разработка систем ориентации электрода относительно обрабатываемой поверхности. Данные системы должны обеспечить выполнение статических и динамических условий функционирования процесса. Первые заключаются в обеспечении перемещения легирующего электрода $h_{\text{эл}}$ в пределах не менее максимальных изменений макрогеометрии профиля обрабатываемого изделия z_{max} :

$$h_{\text{эл}} > z_{\text{max}}. \quad (10.4)$$

Вторые должны гарантировать скорость нормальной подачи электрода $V_{\text{эл}}$ не ниже скорости изменения профиля изделия. Поскольку последняя зависит от направления движения, то большая из скоростей сканирования (тангенциальной подачи) $V_{\text{ск max}}$ электрода должна совпадать по направлению с линией уровня, а меньшая $V_{\text{ск min}}$ — с градиентом $\text{grad } Z$ обрабатываемой детали. Таким образом скорости нормальной подачи и градиентного сканирования связаны между собой неравенством

$$V_{\text{эл}} > |\text{grad } z| V_{\text{ск min}}. \quad (10.5)$$

Так, при легировании тел вращения (рис. 10.3, б) в установках, созданных на базе токарного станка, максимальной скоростью сканирования должна быть окружная скорость изделия, а минимальной — аксиальная скорость подачи электрода ($V_{\text{окр}} > V_{\text{акс}}$); при легировании же многогранника (рис. 10.3, в) максимальной должна быть скорость аксиальной подачи, а минимальной — окружная скорость изделия ($V_{\text{акс}} > V_{\text{окр}}$).

В общем случае градиентное направление сканирования не всегда удается осуществить, поэтому на практике скорость нормальной подачи должна быть связана со скоростями сканирования вдоль каждой из координатных осей соотношением

$$V_{эл} \geq \frac{dz}{dx} V_{скх}, \quad V_{эл} \geq \frac{dz}{dy} V_{ску} \quad (10.6)$$

В этом случае при легировании искривленных поверхностей изделие необходимо располагать таким образом, чтобы направление поверхности с большей кривизной было ориентировано вдоль координатной оси с меньшей подачей, и наоборот. Пример крепления легируемой детали с искривленной поверхностью в установке, созданной на базе строгального или фрезерного станка, показан на рис. 10.3, а.

10.4. Регулирование зазора по электрическим параметрам

Наиболее просто условие (10.6) достигается в случае легирования простых согласно рассмотренной в п. 10.1 форм обрабатываемых поверхностей, когда $\text{grad } Z \equiv 0$. В этом случае необходимо обеспечить только нормальную подачу электрода, компенсирующую его износ. К настоящему времени разработана большая гамма регуляторов подачи различных типов, подробная схема классификации которых приведена на рис. 10.4. Отсутствие приемлемых датчиков непосредственного измерения зазора заставляет перейти к его регулированию по косвенным параметрам. Прежде всего следует отметить регуляторы по электрическим параметрам (среднему току и пробивному напряжению). По принципу действия они могут быть прямого (без использования специального источника энергии для сервопривода) и непрямого (с дополнительным источником энергии) действия.

Простейшими являются мостовые регуляторы прямого действия с регулированием по среднему току и сервоприводом на базе электродвигателя постоянного тока (рис. 10.5, а). Регулятор работает следующим образом. При оптимальном зазоре поддерживается заданный уровень среднего тока и мост, составленный из плеч $R1$, C —МЭП, $R2$, $R3$, в одну диагональ которого включен источник постоянного напряжения E , в другую — исполнительный электродвигатель ЭД, сбалансирован. При сближении электродов происходит увеличение среднего тока в резисторе $R1$ и уменьшение падения напряжения на участке цепи C —МЭП, приводящие к дисбалансу моста. Под действием появившегося на его диагонали напряжения двигатель приходит в движение, электроды раздвигаются, что увеличивает ток в резисторе $R1$, дисбаланс моста компенсируется, и двигатель останавливается. При удалении электродов ток в резисторе $R1$ уменьшается, что также приводит к дисбалансу моста. Однако в этом случае напряжение на его диагонали имеет полярность, обратную выше рассмотренному случаю, в результате чего электроды сближаются, увеличивая ток в зарядном контуре и уменьшая дисбаланс моста.

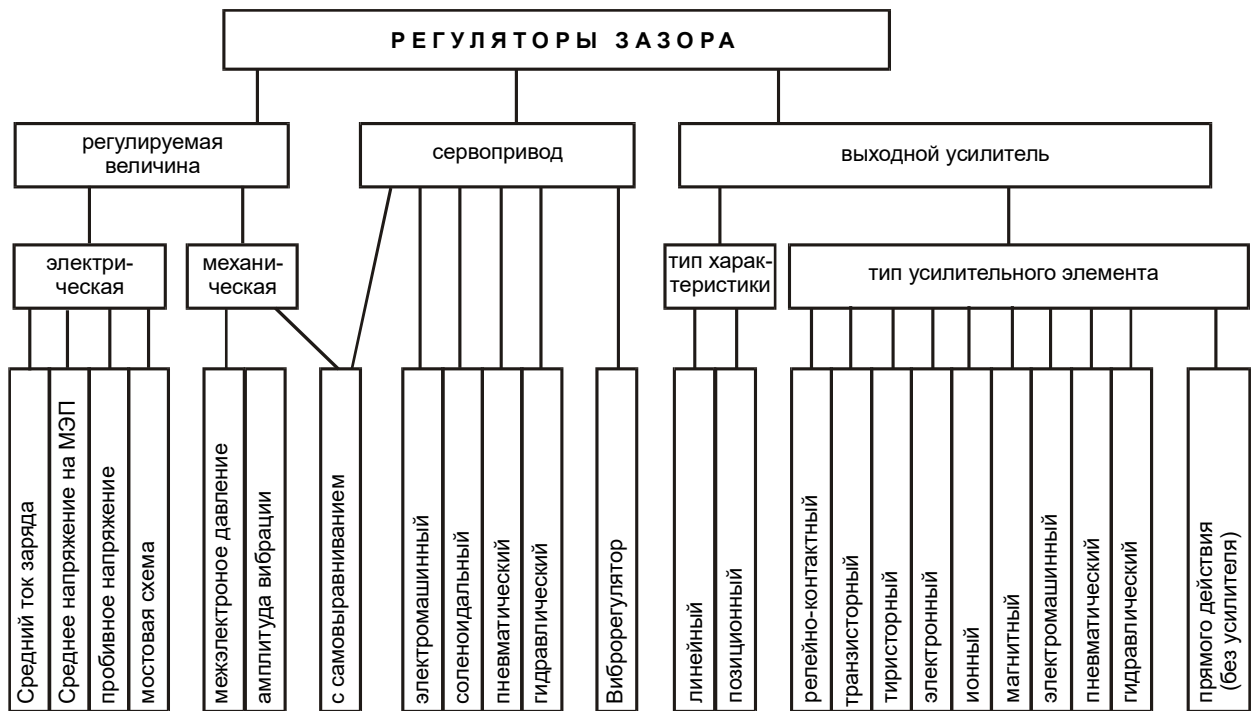


Рис. 10.4. Классификация регуляторов зазора

Другим типом регулятора прямого действия с регулированием по среднему току является соленоидальный (рис. 10.5, б). Управляющий сигнал в этом случае снимается с балластного резистора $R1RC$ -генератора. Резистор $R2$ служит для настройки регулятора.

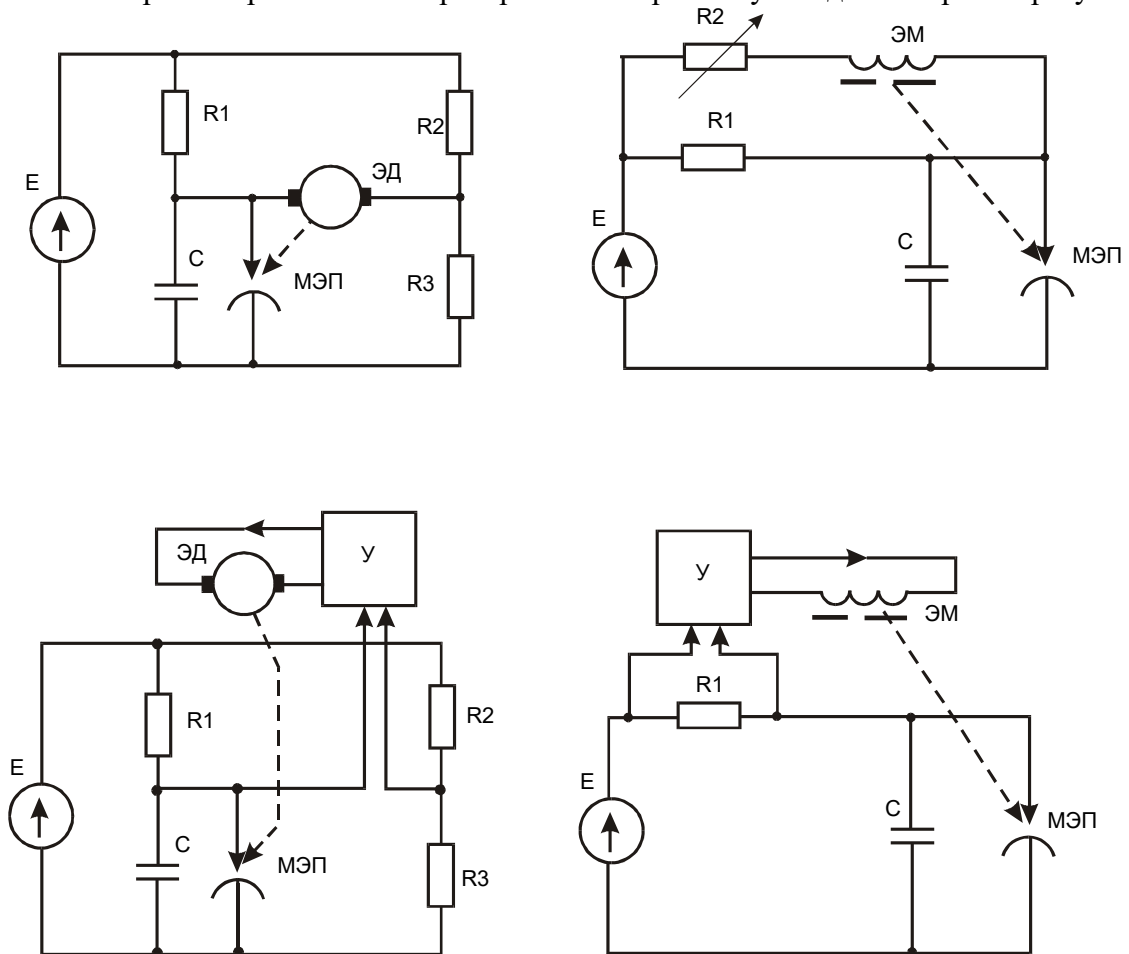


рис. 10.5. Схемы линейных регуляторов зазора:

а, б — прямого действия; в, г — непрямого действия; а, в — мостовые; б, г — соленоидальные

Недостатками регуляторов прямого действия являются их низкая чувствительность и сопряженная с ней значительная величина мертвой зоны, что приводит к неравномерному поддержанию регулируемого параметра, увеличению числа импульсов холостого хода и возрастанию вероятности возникновения прижогов, что в итоге снижает производительность установки и качество наносимого поверхностного слоя.

Для повышения чувствительности следует перейти к регуляторам непрямого действия, для чего в их схему следует ввести усилитель. Схемы полученных таким образом линейных регуляторов непрямого действия, являющихся аналогами рассмотренных выше регуляторов прямого действия, приведены на рис. 10.5, *в*, *г*. В качестве выходных каскадов усилителей чаще всего используются полупроводниковые, выполненные на базе мощных транзисторов (рис. 10.6) [402], реже тиристоров [403], хотя известно и использование других типов: электронных, магнитных, электромашинных и даже пневматических и гидравлических. Последние два используются при одноименных с ними типах сервоприводов.

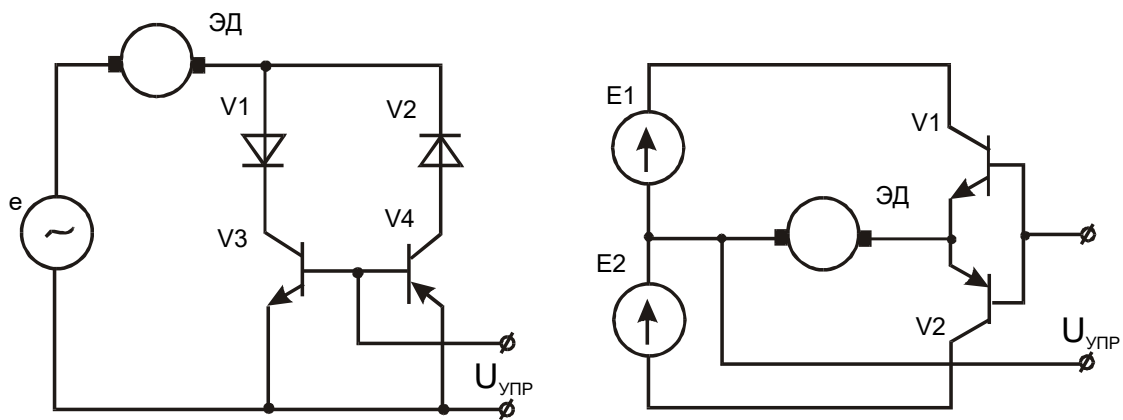


Рис. 10.6. Выходные каскады транзисторных усилителей:

а — с питанием переменным током; *б* — с питанием постоянным током

Введение усилителей позволяет избавиться от ряда недостатков, свойственных регуляторам прямого действия, однако это достигается значительным усложнением конструкции и удорожанием стоимости.

Стремление упростить схему и удешевить стоимость регуляторов привело к использованию наряду с линейными усилителями нелинейных с релейными характеристиками. В качестве элементов с такими характеристиками были задействованы электромагнитные реле, полупроводниковые приборы (транзисторы и тиристоры), работающие в ключевом режиме, требующем значительно меньшей установленной мощности, чем в линейном режиме. На их базе были созданы более простые и дешевые позиционные регуляторы с конечным числом фиксированных состояний. Простейшие из них — двухпозиционные (типа вперед—назад) представлены на рис. 10.7, *а*, *б*. Реле *Р* включается в схему регуляторов (см. рис. 10.5) вместо усилителя *У*. Такие регуляторы постоянно находятся в динамике, что не только снижает ресурс их работы, но и отрицательно сказывается на качестве легированного слоя из-за неизбежного в этом случае перерегулирования.

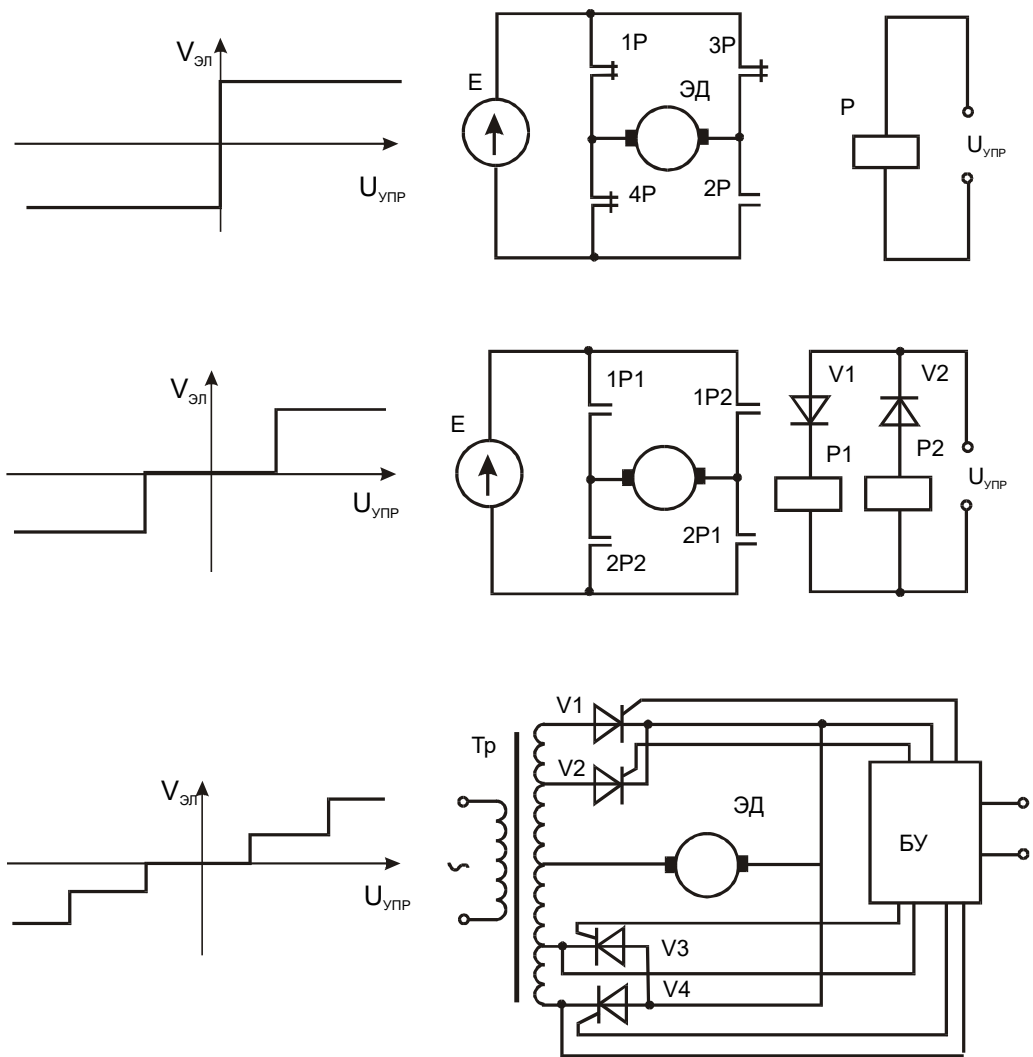


Рис. 10.7. Позиционные регуляторы зазора (а, в, д) и их характеристики (б, г, е):
 а, б — двухпозиционные; в, г — трехпозиционные; д, е — пятипозиционные

Введение ограниченной зоны нечувствительности в области оптимальных режимов легирования и переход к трехпозиционным регуляторам (типа вперед—стоп—назад) (рис. 10.7, в, г) устраняет непрерывное «дерганье» последних, увеличивая ресурс их работы и улучшая качество легированного слоя. Релейный блок P1, V1, P2, V2 включается в диагональ моста (рис. 10.5, в) вместо усилителя U. Возрастание числа ступеней регулирования позволяет создать в пределе релейный регулятор, не уступающий линейному. Нами был изготовлен и испытан в комплекте со спаренной установкой ЭФИ—25—3Ф под вибраторы от ЭФИ—25 пятипозиционный тиристорный регулятор (типа быстро вперед—медленно вперед—стоп—медленно назад—быстро назад, рис. 10.7, д, е). Вход блока управления тиристорами БУ включается, как и релейный блок предыдущего регулятора, в диагональ моста (рис. 10.5, в). Из четырех тиристоров регулятора одновременно работает только один, или все выключены (в позиции «стоп»). Данный регулятор по качеству регулирования не уступает линейному, а по стоимости значительно дешевле. Дальнейшее увеличение ступеней регулирования малоэффективно, так как значительно увеличивает стоимость, не улучшая качества регулирования. Блок управления регулятора выполнен на базе тех же элементов (см. рис. 5.21), что и блоки управления генераторами эродлирующих импульсов.

10.5. Силовое регулирование зазора

В работах [68, 390] отмечалась возможность использования для электроискрового легирования мягкой подвески вибратора. Однако не были определены условия, при которых мягкая подвеска имеет преимущества по сравнению с жесткой. Поэтому нами был проведен ряд теоретических [136] и экспериментальных [137] исследований. Теоретические базировались на результатах анализа одно- и двухмассовой модели вибратора (см. п. 6.6). По полученной из первой зависимости средней силы давления детали на электрод от среднего зазора построены графики (рис. 10.8) при различных относительных частотах p . Для стабильного самовыравнивания работы вибратора на мягкой подвеске без внешнего регулятора необходимо, чтобы производная $d\lambda_{\text{ср}}/d\xi_{\text{ср}} < 0$. Из рис. 10.8 видно, что областью существования самовыравнивания является дорезонансная $p^{-1} < 1$. Поскольку при этом должны возбуждаться виброударные режимы вибрации, то, как это видно из диаграммы зон устойчивости колебаний (рис. 6.3), следует второе необходимое условие существования самовыравнивания — постоянная составляющая возбуждающей силы $\xi_0 < 1$. Указанная область соответствует типовым режимам работы широкополосного вибратора. Для сравнения отметим, что в зоне работы высокочастотных резонансных вибраторов ($p \approx 1, \xi_0 > 1$) среднее значение силы $\xi_{\text{ср}} \approx 0,5$ (как это следует из (6.91) и (7.11)), и самовыравнивание невозможно.

При легировании изделий сложной геометрической конфигурации необходимо выполнение дополнительных условий. Статическое условие (10.4) — диапазон изменения геометрических размеров изделия не должен превышать максимально возможного перемещения подвески обрабатывающего электрода. Динамическое условие (10.5) и (10.6) — скорость изменения геометрических размеров изделия не должна превышать быстродействия вибратора на мягкой подвеске. В случае невыполнения статического условия расширить диапазон силового регулирования зазора можно, заменив самовыравнивание принудительным регулированием по силе давления электрода на деталь, то есть заменив регулятор прямого действия на регулятор непрямого. Естественно, что такое решение требует дополнительных затрат.

Так как работа генератора эродирующих импульсов (особенно неразобщенного) зависит от величины зазора, то указанный принцип регулирования реализует также и регулирование электрических величин. Так, для RC -генератора зависимость между пробивным напряжением и зазором выражается уравнением

$$U_{\text{пр}} = E \left(1 - \exp \left(\frac{-\varphi_{\text{max}}}{a} \right) \right), \quad (10.7)$$

а зависимость между средним током и зазором — уравнением

$$I_{\text{ср}} = I_{\text{кз}} \left[0,5a\pi^{-1} \left(1 - \exp \left(\frac{-\varphi_{\text{max}}}{a} \right) \right) + 1 - \frac{0,5\varphi_{\text{max}}}{\pi} \right], \quad (10.8)$$

где $U_{\text{пр}}$, E — напряжения пробивное и холостого хода; $I_{\text{ср}}$ — среднее значение тока; $I_{\text{кз}} = E/R$ — ток короткого замыкания; $a = \omega RC$ — параметр, связывающий постоянную времени зарядной цепи RC -генератора с частотой вибрации ω ; $\varphi_{\text{max}} = \omega t$ — максимальное относительное время отсутствия контакта электрода с деталью, равное максимальному времени заряда конденсатора φ_3 .

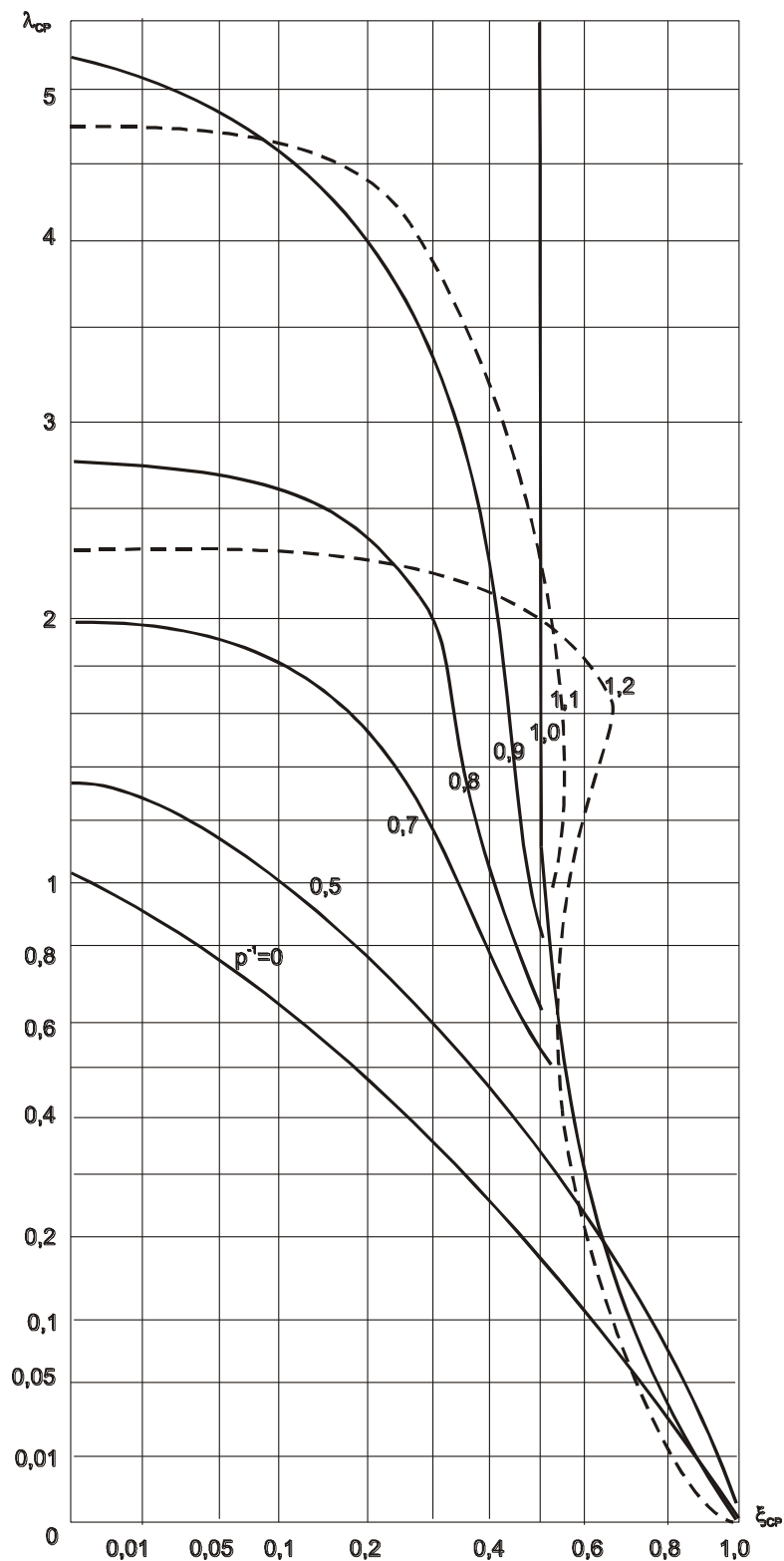


Рис. 10.8. Зависимость среднего значения зазора $\lambda_{ср}$ от усредненной силы межэлектродного давления $\xi_{ср}$ и относительной частоты p : $\lambda_{ср}(p, \xi_{ср})$

Графики функций $U_{пр}(\varphi_{max})$ и $I_{ср}(\varphi_{max})$, связывающих между собой электрические параметры генератора со временем отсутствия контакта электрода с деталью, при различных значениях параметра a приведены на рис. 5.3. Зависимость времени отсутствия контактирования электродов от средней силы давления между ними представлена на рис. 10.9.

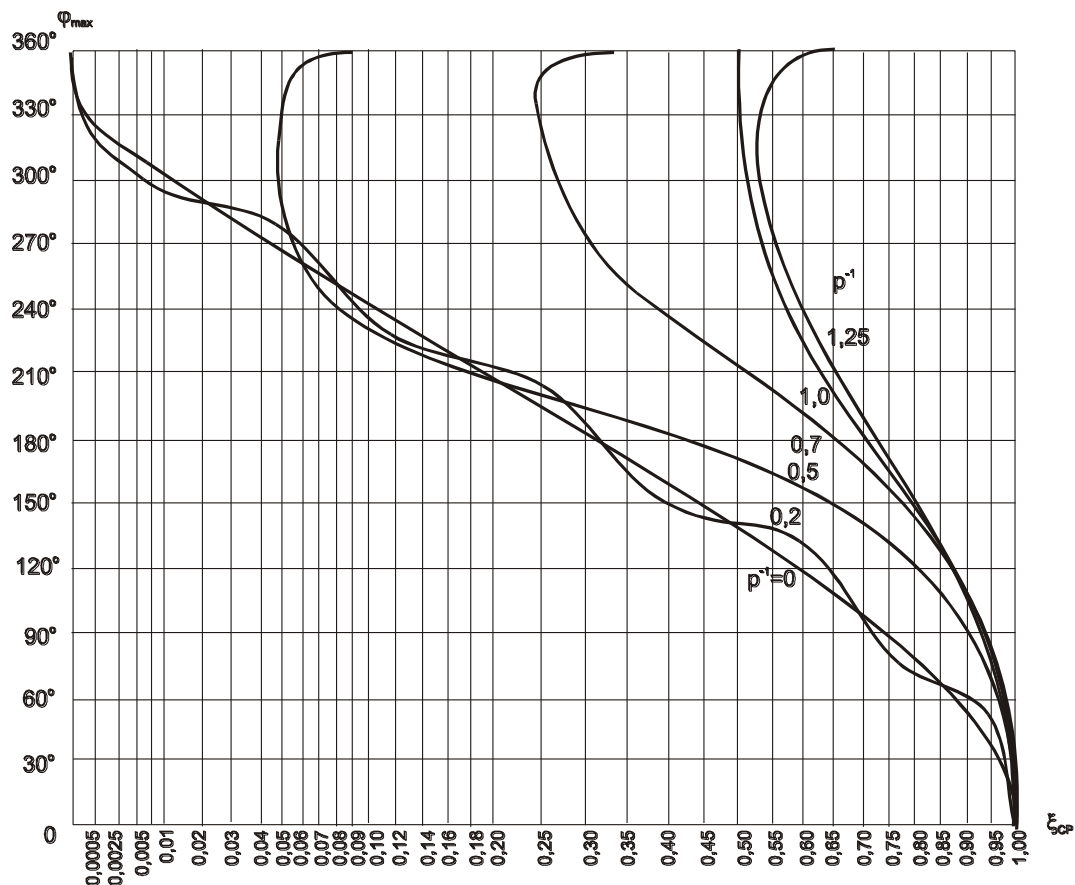


Рис. 10.9. Зависимость длительности бесконтактного движения электрода S_{\max} от усредненной силы межэлектродного давления ξ_{cp} и относительной частоты p : $S_{\max}(p, \xi_{\text{cp}})$

Таким образом, нами получены зависимости, связывающие между собой основные электрические ($U_{\text{пр}}, I_{\text{ср}}, a$) и механические ($\lambda_{\text{ср}}, \xi_{\text{ср}}, \varphi_{\max}, p$) параметры установки.

Для экспериментальной проверки концепции нами была создана установка (рис. 10.10) [137] с мягкой подвеской вибратора 1. Последний крепился на рычаге 2, шарнирно установленном на стойке 3. Рычаг находился в равновесии под действием моментов следующих сил: веса подвижной системы, средней силы давления детали 4 на электрод 5, силы $F_{\text{пр}}$ натяжения пружины 6 и силы тяги $F_{\text{эм}}$ электромагнита 7. Последние две в сумме составляют внешнюю силу давления на корпус вибратора $F_{\text{вн}}$. Ее регулирование осуществляется изменением переменного напряжения $U_{\text{эм}}$ на выпрямительном мосту 8, собранном на диодах Д304, питающем электромагнит 7 постоянным током. Электромагнит развивает усилие 50 Н при силе тока 5 А. Для получения пологой тяговой характеристики $F_{\text{эм}}(\delta)$ был выбран соленоидальный электромагнит с широким ходом штока. Его обмотка содержит 1200 витков и обладает сопротивлением 3 Ом. Для сравнительного анализа различных способов регулирования напряжения на выпрямителе В изменяется вручную латором Тр (при самовыравнивании) или автоматически при помощи электронного блока регулятора 9, выходной каскад которого является фазочувствительным усилителем-выпрямителем, собранным на мощных транзисторах П210. На вход регулятора подается сигнал, пропорциональный пробивному напряжению или среднему току (при регулировании по электрическим параметрам установки), или силе давления электрода на деталь (при принудительном силовом регулировании). Первый снимается с межэлектродного промежутка при помощи датчиков 10, последний является дифференциальным сигналом двух тензодатчиков, измеряющих силы натяжения пружины 6 и тяги электромагнита 7.

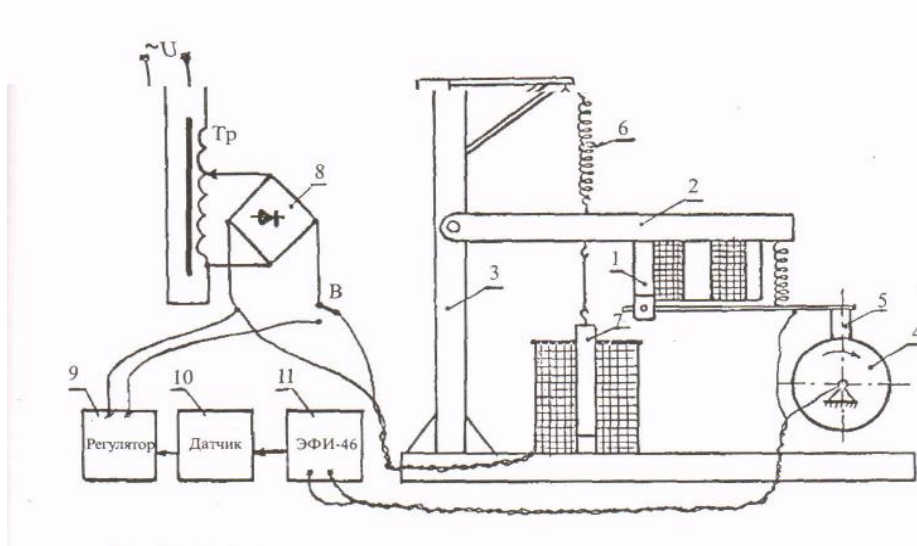


Рис. 10.10. Схема установки для силового регулирования зазора

Вибратор с системой подвески и электромагнитом крепился в суппорте токарного станка, в патроне которого зажималось легируемое изделие, свободным концом центрируемое в задней бабке. Для расширения диапазона скоростей сканирующей подачи и увеличения гибкости ее регулирования штатный асинхронный электропривод станка был заменен приводом постоянного тока с отдельными двигателями по каждой из координат. Были подвергнуты легированию изделия различной геометрической конфигурации: простой (кольцо с размерами $D = 50$ мм, $d = 20$ мм, $L = 50$ мм, рис. 10.11, а), сложной с изменением профиля в аксиальном направлении (конус с размерами $D_1 = 50$ мм, $D_2 = 30$ мм, $d = 20$ мм, $L = 30$ мм, рис. 10.11, б) и сложной с изменением профиля в угловом направлении (шестигранник с размерами $A = 25$ мм, $d = 20$ мм, $L = 50$ мм, рис. 10.11, в); кольцо с эксцентрическим смещением внутреннего и внешнего диаметров с размерами $D = 50$ мм, $d = 20$ мм, $L = 50$ мм, $A = 10$ мм, рис. 10.11, г). В первом случае градиент легируемой поверхности $\text{grad} \equiv 0$, во втором он содержит только аксиальную составляющую, в двух последних — только угловую. Согласно рекомендациям п. 10.2 в первых двух случаях окружная скорость вращения детали превалировала над скоростью аксиальной подачи ($V_{\text{окр}} = \omega r \gg V_{\text{скх}}$), в двух последних — превалировала скорость аксиальной подачи ($V_{\text{скх}} \gg V_{\text{окр}}$). Последний режим был бы невозможен при штатном электроприводе токарного станка.

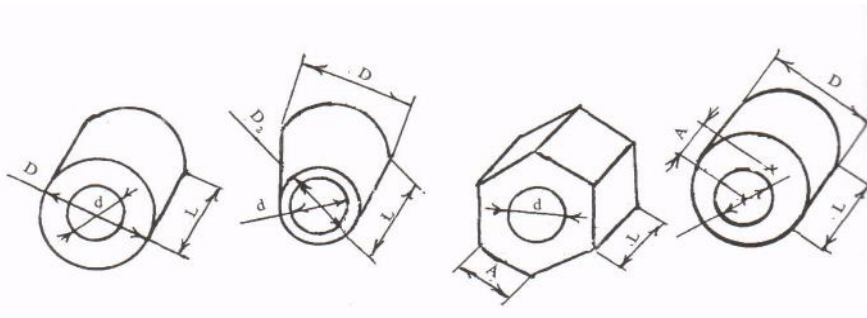


Рис. 10.11. Образцы легируемых деталей

При электроискровом легировании плоских изделий возможно крепление вибратора в суппорте строгального или фрезерного станка.

Сравнительный анализ различных типов регулировки показал, что при изменении геометрических размеров изделия в пределах перемещения корпуса вибратора использование мягкой подвески с самовыравниванием обеспечивает качество покрытия, не уступающее легированию с регуляторами по электрическим параметрам, а по динамическим характеристикам даже превосходят их. При этом следует отметить и более низкую стоимость таких установок. При больших отклонениях геометрических размеров изделия регулирование прямого действия по силе давления электрода на деталь и регулирование по электрическим параметрам практически эквивалентны при электроискровом легировании неразобщенными генераторами. При легировании же разобщенными генераторами, где энергия импульса дозирована и вследствие этого среднее значение тока в большей мере определяется схемным решением, чем величиной зазора, силовое регулирование превосходит регулирование по электрическим параметрам.

10.6. Регулирование зазора по амплитуде колебаний высокочастотных резонансных вибраторов

Как отмечалось выше, в зоне работы высокочастотных резонансных вибраторов ($p \approx 1$, $\xi_0 > 1$) среднее значение силы $\bar{\xi}_{\text{ср}} \equiv 0,5$ (как это следует из (6.91) и (7.11)) и самовыравнивание невозможно. По той же причине невозможно и силовое регулирование зазора непрямого действия. В этом случае среднее значение зазора не определено и может принимать практически любое значение (рис. 10.8). При этом можно регулировать зазор, задав ему любое фиксированное значение из диапазона $\lambda_{\text{ср}} > 1$. Благодаря наличию виброударного резонанса (см. п. 7.2), в установившихся колебаниях виброударная скорость примет фиксированное значение $\dot{\lambda}_{\text{уд}} = \frac{\pi}{(K+1)}$, практически не зависящее от амплитуды колебаний. Однако существующие конструкции вибраторов обладают малым ходом якоря $h_{\text{эл}}$ и реализовать на практике саморегулирование зазора при электроискровом легировании вибратором на жесткой подвеске, амплитуда вибрации которого превышает колебания макронеровностей легируемого изделия, не удастся даже для простых (согласно классификации п. 10.1) изделий, у которых $\text{grad } z \equiv 0$.

Существенному увеличению амплитуды вибрации препятствует накопление в механическом колебательном контуре вибратора значительной энергии:

$$W = MV^2/2 = 2\pi^2 M(fX)^2, \quad (10.9)$$

пропорциональной квадрату произведения частоты колебаний f на их амплитуду X . Из сравнения численных оценок видно, что если при приведенной массе якоря 20 г, частоте колебаний 100 Гц и амплитуде 1 мм эта энергия равняется 0,004 Дж, то при той же массе, частоте 1000 Гц и амплитуде 2 мм (минимальная величина, необходимая для саморегулирования зазора при электроискровом легировании деталей простой конфигурации вибратором на жесткой подвеске) она составляет 1,6 Дж. И хотя энергообмен контура с окружающей средой значительно меньше этой величины, плотность накопления колебательной энергии в контуре может привести к механическим напряжениям, превышающим предел прочности материала якоря. О саморегулировании таким методом зазора при легировании деталей сложной конфигурации говорить вообще не приходится.

Невозможность реализации режима саморегулирования зазора при легировании вибратором на жесткой подвеске не препятствует, однако, созданию регулятора зазора непрямого действия по амплитуде вибрации.

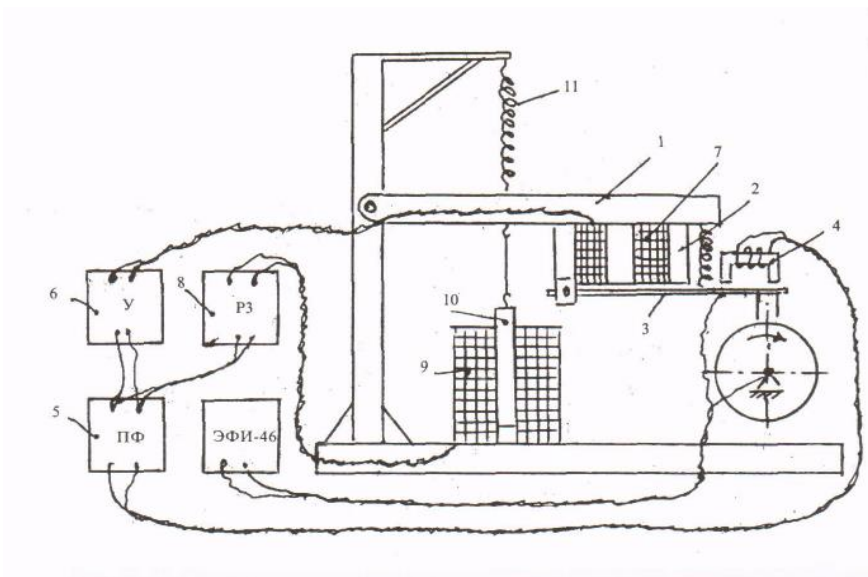


Рис. 10.12. Схема установки для регулирования зазора по амплитуде вибрации

Регулятор (рис. 10.12) состоит из установленного на мягкой подвеске 1 электромагнитного вибратора 2 с якорем 3, совершающим виброударные автоколебания. Автоколебательный режим вибрации обеспечивается наличием обратной связи, осуществляемой по цепи: датчик обратной связи 4, полосовой фильтр 5, усилитель 6, возбуждающая обмотка 7. Пропорциональный амплитуде вибрации сигнал обратной связи с датчика 4 через фильтр 5 параллельно усилителю 6 поступает на регулятор зазора 8, где производится его сравнение с эталонной величиной. При удалении электрода от детали увеличивается амплитуда колебаний, и регулятор 8 увеличивает напряжение, подаваемое на соленоид 9, под его действием шток 10 приближает вибратор 2 к детали, компенсируя рассогласование между заданным и фактическим значениями амплитуды. При приближении электрода к детали амплитуда вибрации падает, напряжение рассогласования, вырабатываемое регулятором 8, уменьшается, и электрод под действием пружины 11 подвески 1 удаляется от детали.

Регулирование зазора по амплитуде колебаний высокочастотного резонансного вибратора обеспечивает более качественное поддержание заданного значения зазора, чем регулирование по электрическим параметрам, что в свою очередь увеличивает производительность установки и улучшает качество наносимого покрытия.

10.7. Виброрегуляторы

Рассмотренные регуляторы зазора позволили решить задачу обеспечения статических условий (10.4) поддержания МЭП для изделий любой сложности геометрической конфигурации. Однако динамические условия (10.6) при легировании особо сложных (согласно классификации п. 10.1) изделий не всегда выполняются из-за высокой инерционности сервопривода регуляторов. Для ее уменьшения объединим функции вибратора и регулятора зазора в единой конструкции с большим ходом якоря, разделив, однако, системы их питания. Полученное устройство, называемое виброрегулятором (рис.

10.13, а), состоит из соленоида 1 с большим ходом якоря-штока 2. На обмотку соленоида подается напряжение от двух последовательно включенных источников: генератора высокочастотных гармонических или импульсных колебаний 3, служащего для возбуждения вибрации штока 2, и выходного каскада усиления электронного блока 4 регулятора зазора, сервоприводом которого является тот же шток 2. Реверсивное движение штока обеспечивается пружиной 5. Возможно использование соленоида 1 с двумя отдельными обмотками для подключения генератора колебаний и регулятора зазора.

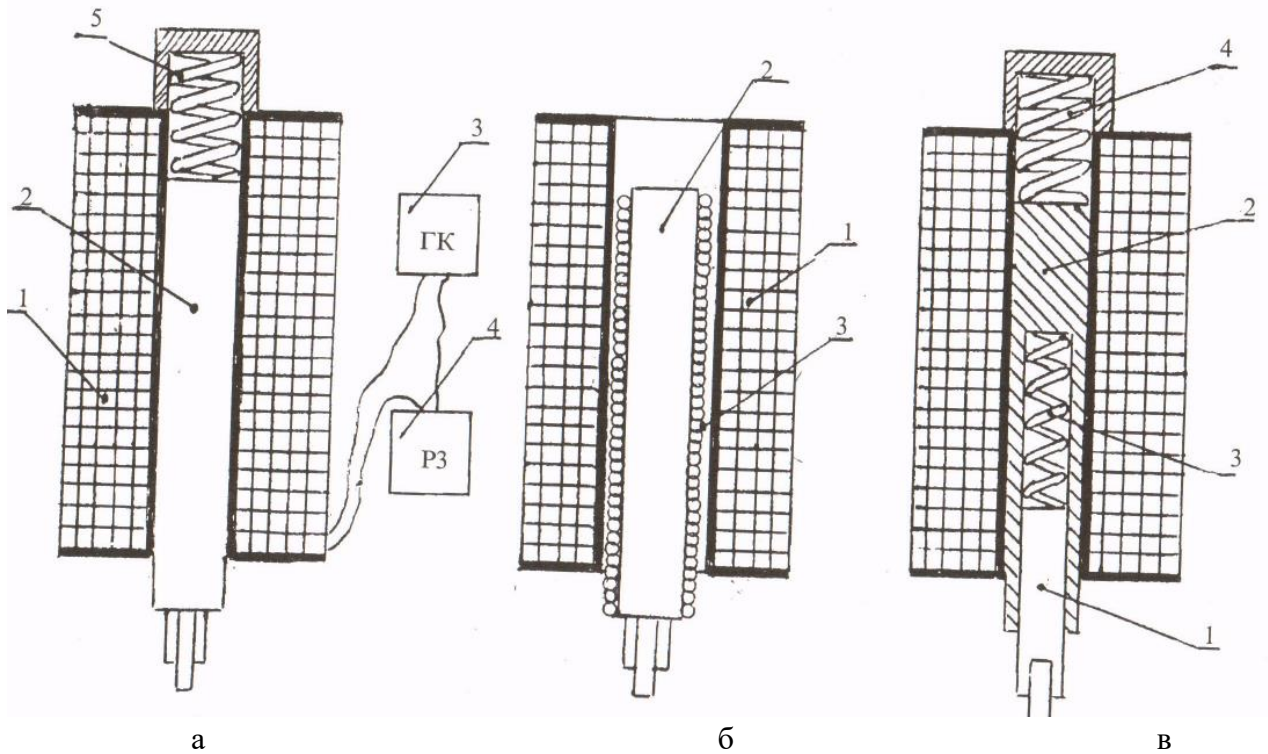


Рис. 10.13. Виброрегуляторы:

а — электромагнитный низкочастотный; б — электродинамический; в — электромагнитный высокочастотный

Аналогичная по идее конструкция виброрегулятора, созданная на базе электродинамического вибратора, рассмотрена в работе [404]. В данной конструкции благодаря реверсивной электродинамической силе отпадает необходимость в наличии возвращающей пружины (рис. 10.13, б). Неподвижная обмотка 1 служит для создания постоянного магнитного потока, замыкаемого по магнитопроводу 2. Расположенная в магнитном поле подвижная обмотка 3 предназначена для создания вибрации и перемещений, регулирующих зазор.

Поскольку для регулирования зазора в виброрегуляторах необходимо использование якоря-штока с большим ходом, то предельная частота его вибрации ниже, чем у классических вибраторов. Для ее увеличения нами предложена конструкция виброрегулятора с двумя степенями свободы (рис. 10.13, в), шток которого состоит из двух неодинаковых по массе частей 1 и 2, соединенных между собой жесткой пружиной 3, мягкая пружина 4 расположена между более массивной частью штока и основанием виброрегулятора. Данная конструкция обладает двумя связанными собственными частотами:

$$\omega_{1,2} = \sqrt{\frac{1}{2} \left[\frac{C_1 + C_2}{M_1} + \frac{C_2}{M_2} \mp \sqrt{\left(\frac{C_1 + C_2}{M_1} + \frac{C_2}{M_2} \right)^2 - \frac{4C_1C_2}{M_1M_2}} \right]}, \quad (10.10)$$

большая из которых соответствует преимущественно частоте вибрации электрода, меньшая — частотному спектру регулирования зазора. В резонансных виброрегуляторах при частоте возбуждающей вибрации силы

$$\omega = \sqrt{\frac{C_2}{M_2}}, \quad (10.11)$$

виброрегулятор работает в режиме антивибратора [325], и у него возбуждаются колебания только меньшей по массе части 1 штока. К сожалению, данный режим возможен только в резонансных вибраторах, когда форма виброударных колебаний близка к гармонической.

В работах [124, 137] нами рассмотрены виброрегуляторы радиального и осциллирующего типов конструкции И.В. Добынды, созданные на базе вращающегося многоэлектродного инструмента.

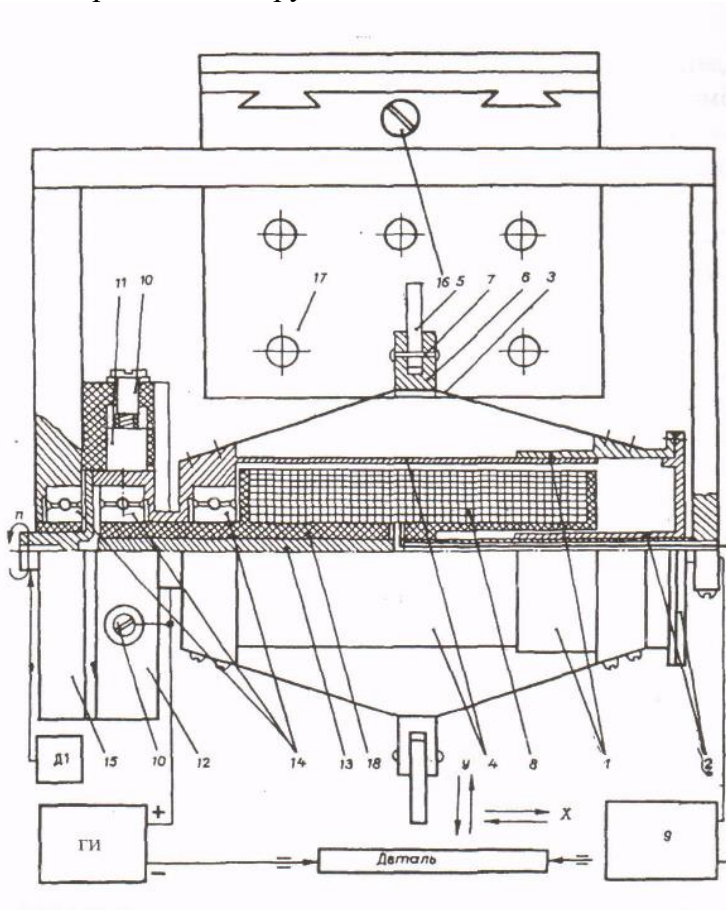


Рис. 10.14. Виброрегулятор радиального типа для легирования сложнопрофильной поверхности

Виброрегулятор радиального типа (рис. 10.14) состоит из якоря 1, скользящей муфты 2, связанной с неподвижной муфтой 4 упругими пружинами 3, создающими двойную мягкую посадку с установленными на них электродами 5 в электрододержателях 6, связанных с шарниром 7. Обмотка виброрегулятора 8, питаемая от источника 9, расположенная в неподвижной муфте на изолирующей трубке 13, обеспечивает вертикальную вибрацию через якорь и упругие пружины легирующих электродов с амплитудой 0,1—1,5 мм. Виброрегулятор подключен к генератору эродирующих

импульсов ГИ посредством щеточных контактов 10, 11, установленных в щеткодержателе 12 и изолирован от станка втулки 18. Двигатель Д1 сообщает виброрегулятору вращение в вертикальной плоскости со скоростью 0—800 об/мин. Сканирование электрода осуществляется с помощью электродвигателя, связанного с суппортом станка 17. Виброрегулятор установлен в держателе 15 на подшипниках 14. Ходовой винт 16 формирует перемещение по оси Y.

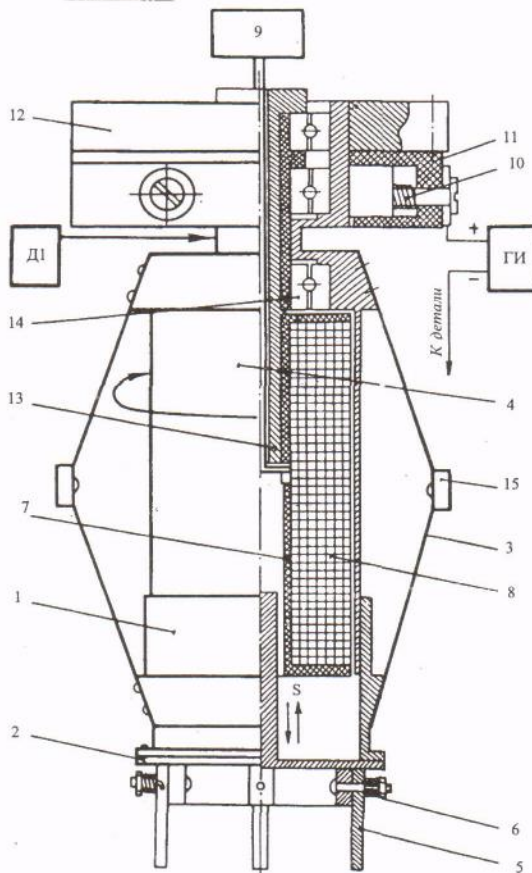


Рис. 10.15. Виброрегулятор осциллирующего типа для легирования деталей больших поверхностей:

1 — скользящая муфта; 2 — якорь; 3 — упругие пружины; 4 — неподвижная муфта; 5 — электрод; 6 — прижимная пружина; 7 — каркас; 8 — катушка вибратора; 9 — питание вибратора; 10 — прижимный винт щетки; 11 — щеткодержатель; 12 — скоба виброрегулятора; 13 — втулка токопровода; 14 — подшипники; 15 — противовес

Виброрегулятор осциллирующего типа (рис. 10.15) в конструктивном решении аналогичен виброрегулятору радиального типа и отличается от него лишь траекторией движения легирующих электродов 5, расположенных на якоре 2.

Работа виброрегуляторов различных типов с источником импульсов ЭФИ—46 дала устойчивое регулирование среднего тока в диапазоне (0,2—1,0) $I_{КЗ}$ на разных режимах работы. Благодаря высокому быстродействию удалось осуществить легирование различных деталей сложной конфигурации.

10.8. Легирование разрывных поверхностей

Особенностью легирования поверхностей, терпящих разрыв, например ступенчатых валов (рис. 10.16, *a*), является то, что необходимые для их механизации условия (10.5) или (10.6) не могут быть достигнуты, так как модуль градиента их поверхности в точках разрыва $\text{grad } Z = \infty$. Такие поверхности следует рассматривать как кусочно-непрерывные, и задачу механизации электроискрового легирования решать отдельно для каждого интервала непрерывности. В точках разрыва необходимо обеспечить скачкообразный переход с одного интервала непрерывности на другой. Таким образом, регулятор для легирования разрывных поверхностей должен быть двухуровневым: на первом уровне осуществляется легирование локально непрерывных интервалов при помощи одного из рассмотренных выше типов регуляторов, на втором — переход с одного интервала на другой в точках разрыва. Последний либо задается программно, либо обеспечивается ощупыванием поверхности. В первом случае программа смены интервалов в зависимости от используемого шаблона считывается механическим, фотоэлектрическим или цифровым методом. Во втором — роль шаблона играет сама обрабатываемая деталь, которая ощупывается механическим, фотоэлектрическим, электроконтактным или электроискровым щупом (рис. 10.16, *б-д*). Роль последнего может выполнять один из двух механически связанных обрабатывающих электродов при легировании на двухконтурных установках. В этом случае сигналом к переходу на очередной интервал является наступление режима холостого хода на первом по ходу подачи электроде.

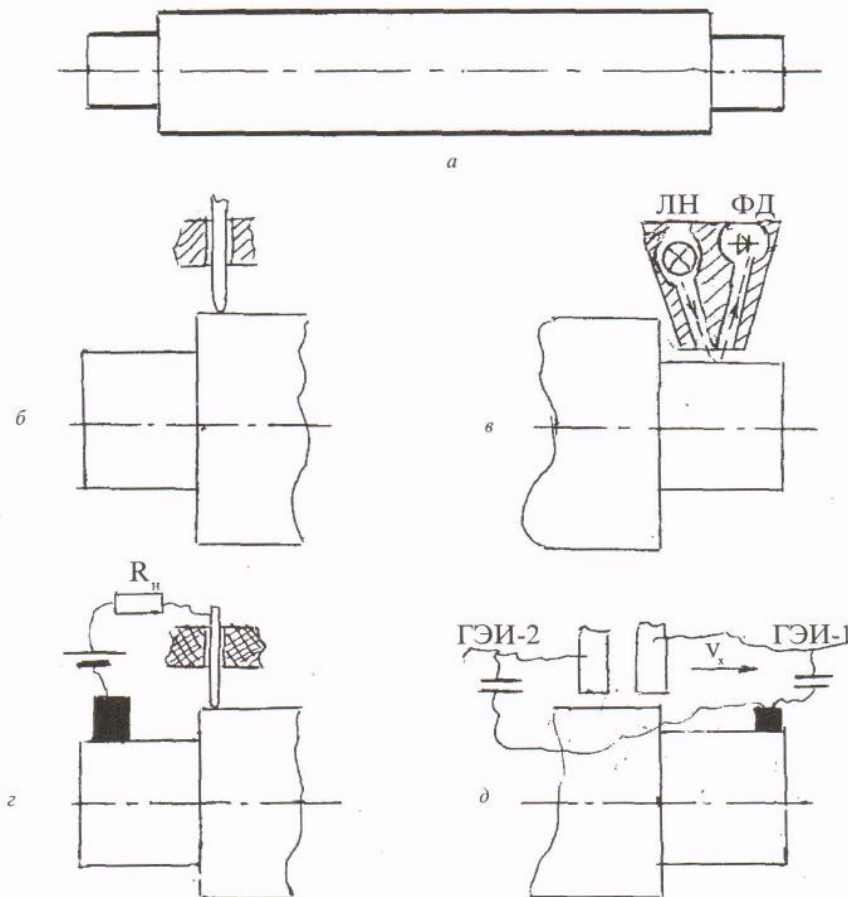


Рис. 10.16. Электроискровое легирование разрывных поверхностей:

a — образец детали — ступенчатый вал (обрабатываемые поверхности обведены жирной линией); *б, д* — щупы: *б* — механический; *в* — фотоэлектрический; *в* — электроконтактный; *г* — электроискровой

Общим недостатком существующих установок для легирования разрывных поверхностей является узкая специализация, что делает их использование рентабельным только в установках крупносерийного и массового производства. В качестве примера одной из них можно привести автоматизированную установку для легирования зубьев фрез [385] со сложным кинематическим комплексом движений, где каждый зуб легируется отдельно.

Задача расширения диапазона легируемых деталей частично решена нами при разработке двухконтурной установки для легирования ступенчатых валов с электроискровым щупом, работающим по указанному выше принципу. Установка позволяет легировать валы с большой вариацией геометрических размеров.

Дальнейшее расширение диапазона легируемых деталей и повышение универсальности установок возможно только при переходе к роботизированному оборудованию [382] на базе широкого использования информационно-технологических технологий с привлечением последних достижений вычислительной техники.

10.9. Управление качеством легированного слоя

Для получения качественного покрытия при легировании изделий оперативное управление процессом должно осуществляться на базе информации о текущем состоянии наносимого слоя по цепи обратной связи. Контроль качества легированного слоя в настоящее время производится по данным лабораторных исследований. Трудоемкость этой процедуры не позволяет организовать контроль во время обработки и использовать его для оперативного вмешательства в ход процесса. Управление процессом при механизированном электроискровом легировании ведется лишь по времени обработки на базе полученных при исследовании технологических рекомендаций. Данный метод груб для того, чтобы учесть все возможные отклонения процесса от оптимума.

Тем не менее давно известно, что приближенную оперативную информацию о состоянии процесса можно получить косвенным путем по спектру искры [68, 105] без привлечения дорогостоящих лабораторных исследований, требующих к тому же значительных затрат времени. Данный метод контроля успешно используется при ручном легировании квалифицированными операторами.

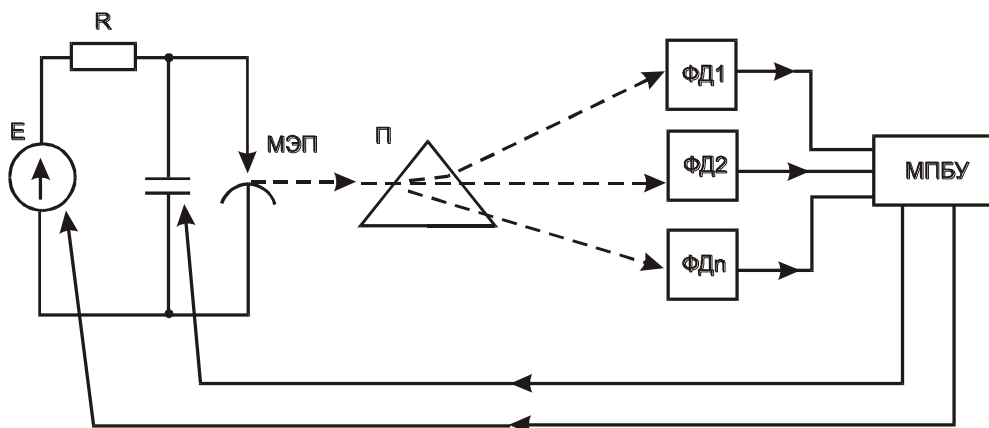


Рис. 10.17. Управление легированием по спектру искры

Внедрение его в практику механизированного легирования требует столь сложного алгоритма обработки информации, что его реализация возможна только на базе использования микропроцессорной технологии. Схема механизированной установки, реализующей данный метод, изображена на рис. 10.17. Световой сигнал, излучаемый искрой, разделяется призмой П минимум на два луча и поступает на фотодиоды ФД1, ..., ФДп. Преобразованный ими в электрические сигналы, он поступает на микропроцессорный блок управления (МПБУ), где сравнивается с эталонным сигналом, хранящимся в памяти МПБУ. В зависимости от соотношения яркостей отдельных спектральных составляющих производится корректировка емкости конденсаторной батареи и напряжения ее зарядки. После достижения соотношения яркостей, необходимых для завершения процесса, установка автоматически отключается.

Задача расширения диапазона легируемых деталей частично решена нами при разработке двухконтурной установки для легирования ступенчатых валов с электроискровым щупом, работающим по указанному выше принципу. Установка позволяет легировать валы с большой вариацией геометрических размеров.

Дальнейшее расширение диапазона легируемых деталей и повышение универсальности установок возможно только при переходе к роботизированному оборудованию на базе широкого использования информационно емких технологий с привлечением последних достижений вычислительной техники.

Глава 11 ИССЛЕДОВАНИЕ И РАСЧЕТ ПРИ КОНСТРУИРОВАНИИ ВИБРАТОРОВ

11.1. Исследование и выбор конструкции якорей высокочастотных вибраторов

Многообразие типов используемых при электроискровом легировании электромагнитных вибраторов объясняется различным конструктивным исполнением их основных узлов и деталей, в первую очередь магнитопровода и якоря [124, 405].

Основные типы используемых магнитопроводов: Ш-образный (см. рис. 6.1, в), П-образный (см. рис. 6.1, г - ж) и соленоидальный (см. рис. 6.1, б). В некоторых вибраторах специального назначения могут использоваться и другие типы магнитопроводов: вибраторов повышенного тягового усилия с несколькими последовательно включенными воздушными зазорами [406] (см. рис. 6.1, а), двухтактного вибратора (см. рис. 6.1, з), трехфазный магнитопровод вибраторов повышенной (300 Гц) частоты (см. рис. 7.5, а); магнитопроводы парафазных вибраторов последовательного (рис. 7.3, в) и параллельного (рис. 7.3, а) типов, тетрафазного (см. рис. 7.3, д) и др.

В зависимости от схемы подвески якоря последний может быть поступательного (см. рис. 6.1, а, б) или поворотного (см. рис. 6.1, в—ж) типа. В установках для легирования первый тип нашел ограниченное применение в основном в паре с соленоидальным магнитопроводом в маломощных установках (ЭФИ—42, ЭФИ—42А), а также в виброрегуляторах радиального (см. рис. 10.14) и осциллирующего (см. рис. 10.15) типов [137]. В подавляющем большинстве установок используется якорь поворотного типа.

Конструктивно якорь низкочастотного (до 300 Гц) вибратора может быть выполнен из неферромагнитного материала и содержит вставку, шихтованную из замыкающих пластин трансформаторной стали (см. рис. 6.1,

г) (ЭФИ—25, ЭФИ—25 М), или выполнен в виде единой детали, фрезерованной из конструкционной стали (см. рис. 6.1, в) (ЭФИ—10, ЭФИ—46).

Если в вибраторах с питанием от сети и преобразователей или генераторов низкой частоты динамические свойства якоря и потери в нем не имеют существенного значения, то при переходе к более высокочастотному диапазону они начинают играть значительную роль.

Собственная частота вибраторов с сосредоточенными параметрами увеличивается с возрастанием жесткостных и уменьшением инерционных свойств (массы или момента инерции) подвижной системы. Уменьшения последних в вибраторах поворотного типа можно достичь как общим снижением массы якоря, так и ее перераспределением вдоль траверсы. Первый фактор достигается уменьшением массы ферромагнитных материалов в подвижной части якоря, для чего их использование ограничено малогабаритной вставкой прямоугольной, трапецеидальной или параллелограммоидальной формы (см. рис. 6.1, *д—ж*). Наиболее подходящим материалом для изготовления вставки и других частей магнитопровода является тонколистовая (до 0,2 мм) трансформаторная сталь. Ферриты и магнитоэлектрики не приемлемы из-за повышенной хрупкости. Хорошие результаты дает использование волокнистых структур, армированных в направлении оси изгиба тонкими стальными нитями, однако их изготовление требует уникальной дорогостоящей технологии, что делает их малоприменимыми.

Для нахождения оптимального расположения вставки [405] в вибраторах с концевым креплением траверсы (см. рис. 6.1, *д, е*) рассмотрим момент инерции последней:

$$J = J_T + J_Э + J_Ф, \quad (11.1)$$

слагающийся из моментов инерции: распределенной массы траверсы $J_T = m_T L^2/3$, электрода с электрододержателем $J_Э = m_Э L^2$, ферромагнитной вставки $J_Ф = m_Ф a^2$, где L — длина траверсы, a — расстояние между вставкой и креплением траверсы.

Оптимальное значение расстояния a найдем из условий максимума углового ускорения

$$\ddot{\gamma} = \frac{aP}{J_T + J_Э + m_Ф a^2}, \quad (11.2)$$

где P — сила тяги электромагнита.

Взяв производную $d\ddot{\gamma}/da$ и приравняв ее нулю, получим условие оптимального расположения вставки

$$J_Ф = J_T + J_Э, \quad (11.3)$$

и оптимальное значение расстояния

$$a_{\text{opt}} = L \sqrt{\frac{m_T + m_Э}{3 m_Ф}}. \quad (11.4)$$

Для вибраторов с траверсой якоря со срединным креплением (см. рис. 6.1, *ж*), используемых для легирования внутренних поверхностей, момент инерции

$$J = J_Л + J_П + J_Э + J_Ф \quad (11.5)$$

слагается из моментов инерции левой $J_Л = m_Л a^2/3$ и правой $J_П = m_П b^2/3$ частей траверсы, электрода с держателем $J_Э = m_Э b^2$ и ферромагнитной вставки $J_Ф = m_Ф a^2$, где a, b — длина левой и правой частей. При одинаковом сечении левой и правой частей траверсы

$$\frac{m_Л}{m_П} = \frac{a}{b}, \quad (11.6)$$

и угловое ускорение при фиксированных P, b

$$\ddot{\gamma} = \frac{M}{J} = \frac{aP}{\left(J_{\Pi} + J_{\Theta} + m_{\Phi}a^2 + \frac{m_{\Pi}a^3}{3b} \right)}, \quad (11.7)$$

Аналогично предыдущей конструкции находим условие оптимальности расположения вставки

$$J_{\Phi} + 2J_{\Pi} = J_{\Pi} + J_{\Theta} \quad (11.8)$$

и оптимальную длину правой части траверсы как корень кубического уравнения

$$\frac{2m_{\Pi}a^3}{3b} + m_{\Phi}a^2 - J_{\Pi} - J_{\Theta} = 0 \quad (11.9)$$

11.2. Определение тягового усилия электромагнита

Тяговое усилие может быть найдено дифференцированием запасенной в магнитной цепи энергии по перемещению [407, 408]:

$$P_{\text{ЭМ}} = -dW_{\text{ЭМ}}/dx \quad (11.10)$$

Магнитная энергия может быть найдена интегрированием по объему ее плотности

$$W_{\text{ЭМ}} = 0,5 \int_V BH \cdot dV \quad (11.11)$$

Последнее выражение может быть преобразовано к виду

$$W_{\text{ЭМ}} = 0,5F\Phi = 0,5R\Phi^2 = 0,5GF^2 \quad (11.12)$$

где R, G — сопротивление и проводимость магнитной цепи. Подставляя (11.12) в (11.10), получаем

$$P_{\text{ЭМ}} = GF \cdot \frac{dF}{dx} + 0,5F^2 \cdot \frac{dF}{dx} \quad (11.13)$$

или

$$P_{\text{ЭМ}} = R_{\Phi} \cdot \frac{d\Phi}{dx} + 0,5\Phi^2 \cdot \frac{dR}{dx} \quad (11.14)$$

Наиболее распространенными являются режимы: фиксированной МДС $F = \text{const}$ при питании электромагнита постоянным током и фиксированного потока $\Phi = \text{const}$ — при питании переменным напряжением. В первом случае выражение (11.13) выражается в

$$P_{\text{ЭМ}} = 0,5F^2 \cdot \frac{dG}{dx} \quad (11.15)$$

во втором — выражение (11.14) — в

$$P_{\text{ЭМ}} = 0,5\Phi^2 \cdot \frac{dR}{dx} \quad (11.16)$$

Из (11.15) и (11.16) видно, что основная сложность нахождения тягового усилия электромагнита заключается в расчете сопротивлений и проводимостей магнитных цепей, так как он сопряжен с необходимостью учета всех потоков рассеяния и выпучивания магнитных полей.

11.3. Анализ и расчет магнитных сопротивлений и проводимостей

Полное аналитическое решение данной задачи возможно в ограниченном числе случаев. В основном же используют графо-аналитические методы. Аналитически рассчитываются проводимости магнитного зазора и выпучивания вблизи него, графически — проводимости рассеяния [407, 409].

Проводимость основного воздушного G зазора между двумя стержнями площадью S или одним стержнем и плоскостью при малом ($< 0,05$) значении отношения δ/d для круглого или $\delta/\min(a, b)$ прямоугольного сечений магнитопровода

$$G = \frac{\mu_0 S}{\delta} \quad (11.17)$$

Потоки выпучивания вблизи основного зазора рассчитываются как конструкция, состоящая из основных элементарных блоков, формы, размеры и проводимости которых приведены на рис. 11.1, заимствованном из [411] для случая стержень—стержень. Для случая стержень—плоскость согласно методу зеркальных отображений должны быть в два раза увеличены как проводимости, так и фиктивное расчетное значение зазора $\delta' = 2\delta$.

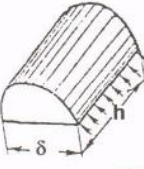
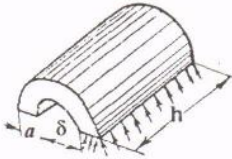


№	Эскиз	Проводимость
1		Полуцилиндр: $G_1 = \mu_0 0,26h$
2		Полукольцо: $G_2 = \mu_0 \frac{0,64h}{(\delta/a)+1}$
3		Сферический квадрант: $G_3 = \mu_0 0,077\delta$
4		Квадрант сферической оболочки: $G_4 = \mu_0 0,25a$

Рис. 11.1. Проводимости элементарных путей потока

Существует также метод расчета, при котором выпучивание учитывается использованием вместо истинных размеров полюсов при определении проводимости (11.17) фиктивных расчетных [411], однако он приводит к неаналитическим значениям поправочных коэффициентов, затрудняющих нахождение производных dR/dx , dG/dx при расчете тяговых усилий электромагнита.

Для стержня магнитопровода с торцом, расположенным наклонно к плоскости (типовой случай для поворотного вибратора), при малой неравномерности зазора ($\delta_{\max}/\delta_{\min} < 1,5$) магнитная проводимость может быть найдена по среднему значению зазора δ_0 по формуле (11.17). При ярко выраженной неравномерности проводимость,

найденную по среднему зазору, необходимо умножить на поправочный коэффициент [411]:

$$\chi = 0,5\rho \ln \frac{\rho+1}{\rho-1} \quad (11.18)$$

где

$$\rho = \frac{2R_0}{a \cdot \left(1 - \frac{\Delta}{\delta}\right)} \quad (11.19)$$

здесь R_0 — расстояние от оси вращения якоря до центра стержня рассматриваемого магнитопровода; Δ — расстояние между торцом магнитопровода и параллельной ему прямой, проходящей через центр вращения оси якоря (рис. 11.2).

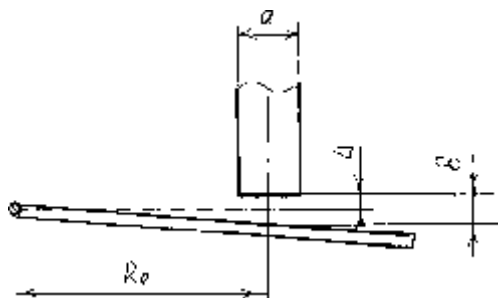
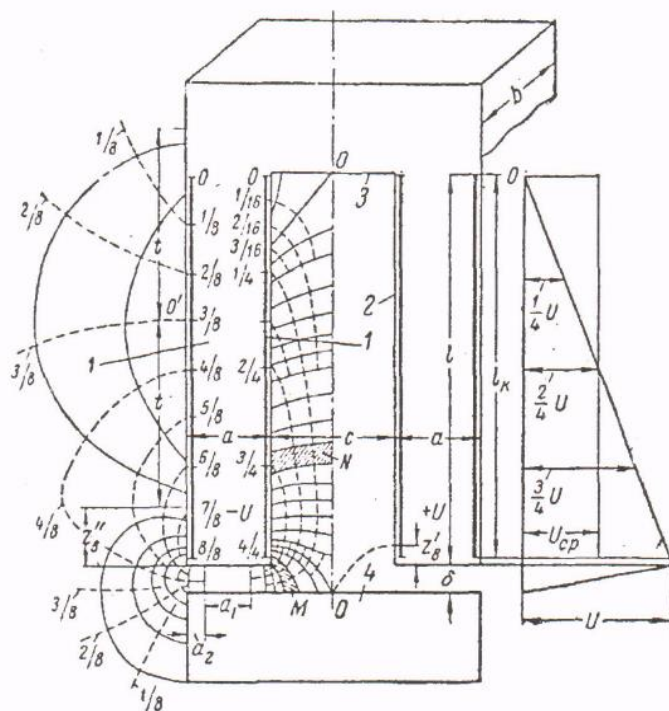
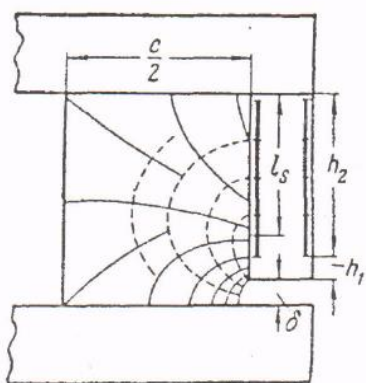


Рис. 11.2. К расчету проводимости зазора стержень—наклонная плоскость



a



б

Рис. 11.3. Поле П-образной магнитной цепи с распределенной намагничивающей силой.

a — $a=2,6$; $b = 3,0$; $c = 3,6$; $l = 11,1$; $\Delta = 0,4$; $t = 5,5$; $z'_b=0,5$; $l/c = 3,08$; $\delta-c=7,7$; $\delta=0,5$; $h_1=0,4$; $h_2=3,5$; $l_s = 3,0$; $l = h_1+h_2 = 3,9$; $l/c = 0,507$ (размеры в сантиметрах)

Расчет поля рассеяния электромагнита производится графически. При этом приняты следующие допущения [407]:

1. Магнитное сопротивление стали равно нулю, вследствие чего магнитодвижущая сила (МДС) катушки изменяется линейно вдоль ее длины.
2. Поля выпучивания и рассеяния для плоских магнитных полей плоско-параллельны.
3. Обмотка реальной катушки заменяется бесконечно тонким проводящим слоем той же длины, что и МДС. Такая замена, внося незначительную погрешность, позволяет заменить вихревое поле безвихревым.

4. Вне проводящего слоя линии магнитных индукций и потенциалов пересекаются под прямыми углами. К поверхности же проводящего слоя они могут быть расположены под различными углами.

5. Средние длина и ширина единичной трубки одинаковы.

Проводимость рассеяния находим суммированием проводимостей n параллельных магнитных трубок, каждая из которых состоит из m последовательно соединенных ячеек (рис. 11.3):

$$G = \sum_{i=1}^n \left(\sum_{j=1}^m \frac{1}{G_{ij}} \right)^{-1}, \quad (11.20)$$

где проводимость каждой отдельно взятой ячейки с геометрическими размерами a_{ij} , b_{ij} , c_{ij}

$$G_{ij} = \frac{\mu_0 a_{ij} b_{ij}}{c_{ij}}. \quad (11.21)$$

При одинаковой проводимости ячеек G_0 выражение (11.20) упрощается, принимая вид

$$G = G_0 \sum_{i=1}^n \frac{1}{m_i}, \quad (11.22)$$

Точность расчета во многом зависит от удачного выбора разбиения пространства на ячейки и остается невысокой (10—15%). Однако с учетом того, что проводимость рассеяния значительно ниже проводимости рабочего зазора, этого вполне достаточно для практического расчета электромагнитов.

Наиболее сложно расчет магнитных проводимостей воздушных участков цепи осуществляется для вибраторов соленоидального типа с втяжным якорем, особенно для виброрегуляторов, так как они обладают широким ходом штока. Для них графическим методом рассчитываются не только проводимости рассеяния, но и рабочих зазоров. Для этого рассчитываемый участок цепи представляется в виде конструкции, собранной из элементарных осесимметричных блоков шести типов с размерами, указанными на рис. 11.4, заимствованном из [412].

Проводимость блоков I типа G_1 может быть найдена по формуле (11.17), принимающей для нашего случая вид

$$G_1 = \frac{0,25\pi\mu_0 d_1^2}{\delta_0} = \frac{0,25\pi\mu_0 (d_0 - 2\delta_0)^2}{\delta_0}. \quad (11.23)$$

Проводимость блоков IV типа находится по формуле

$$G_4 = \frac{2\pi h}{\ln\left(\frac{d_0}{d_c}\right)}, \quad (11.24)$$

приведенной на рис. 11.5, заимствованном из [411]. Там же указаны выражения для нахождения удельных проводимостей между двумя параллельными цилиндрами, цилиндром и плоскостью и цилиндром, расположенным между равноудаленными от него плоскостями.

№	Картина поля	Границы изменения
1		$x \leq \frac{1}{v+u}$ $\delta_0 \geq b + \delta_r$
2		$\frac{1}{v+u} < x < \frac{1}{v}$ $b < \delta_0 < b + \delta_r$
3		$\frac{1}{v} \leq x \leq \frac{4}{\pi \tau_0}$ $\frac{\pi d_0}{4} \leq \delta_0 \leq b$
4		$\frac{4}{\pi \tau_0} < x < \frac{2}{\pi u}$ $\frac{\pi \delta_r}{2} < \delta_0 < \frac{\pi d_0}{4}$
5		$x = \frac{2}{\pi u}$ $\frac{2\delta_0}{\pi} = \delta_r$
6		$x > \frac{2}{\pi u}$ $\frac{2\delta_0}{\pi} < \delta_r$

Рис. 11.4. Проводимости вибраторов соленоидального типа

Блоки III и V типов представляют собой четверть цилиндра с образующей в форме окружности (рис. 11.5, п.3), и по аналогии с прямыми круговыми полуцилиндрами (рис. 11.2, п. 1) их проводимости

$$G_3 = G_5 = 0,26\pi\mu_0(d_c + d_0). \quad (11.25)$$

Блоки II и VI типов являются внутренним и внешним четвертьторами и нахождение их проводимостей требует специального исследования. Для этого поместим тороидальный слой радиуса ρ и толщиной d в полярную систему координат (рис. 11.6, а). Магнитное сопротивление внутренней четверти слоя

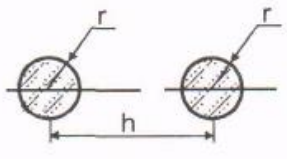
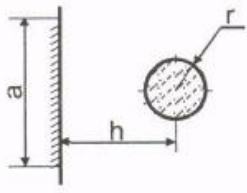
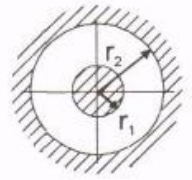
№	Эскиз	Удельная проводимость
1		<p>Параллельные цилиндры одинакового диаметра:</p> $g_1 = \mu_0 \frac{\pi}{\ln(n + \sqrt{n^2 - 1})}, \quad n = h/2r \quad (1)$
2		<p>Цилиндр, параллельный плоскости: при $a > 4h$</p> $g_2 = \mu_0 \frac{2\pi}{\ln(2n + \sqrt{4n^2 - 1})}; \quad n = h/2r; \quad (2)$ <p>при $a = (1,25 - 2,5)h$</p> $g_{2a} = k_a g_2; \quad (2a)^*$ $k_a = 0,85 - 0,92.$ <p>Цилиндр, параллельный двум симметрично расположенным плоскостям:</p> $g_{2\delta} = k_\delta g_2 \quad (26)^*$ $k_\delta = 1,25 - 1,4$
3		<p>Параллельные цилиндры один внутри другого (коаксиальные):</p> $g_3 = \mu_0 \frac{2\pi}{\ln(r_2/r_1)} \quad (3)$

Рис. 11.5. Формулы для вычисления удельных проводимостей воздушных путей

* Формулы (2а) и (2б) являются приближенными: коэффициенты в них получаются на основании графических картин поля.

$$\begin{aligned}
 R_2 &= \int \frac{dl}{\mu_0 S} = \frac{\rho}{2\pi\mu_0 \cdot d\rho} \int_{\frac{\pi}{2}}^{\pi} \frac{d}{\frac{d_0}{2} + \rho \cos} = \\
 &= \frac{1}{\pi\mu_0 \cdot d\rho \sqrt{\frac{1}{\beta^2} - 1}} \left(\frac{\pi}{2} - \arctg \sqrt{\frac{1-\beta}{1+\beta}} \right), \quad (11.26)
 \end{aligned}$$

где $\beta = \frac{2\rho}{d_0}$; внешний —

$$R_6 = \frac{\rho}{2\pi\mu_0\rho \cdot dl} \int_0^{\pi/2} \frac{d\varphi}{\frac{d_0}{2} + \rho \cos \frac{\varphi}{2}} =$$

$$= \frac{1}{\pi\mu_0 \cdot d\rho \sqrt{\frac{1}{\beta^2} - 1}} \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{1-\beta}{1+\beta}}$$
(11.27)

Магнитная проводимость внутренней четверти толстостенной ($\delta_r \leq \rho \leq d_0/2$) тороидальной оболочки находится интегрированием проводимости слоя, обратной его сопротивлению (11.26), по радиусу ρ :

$$G_2 = 0,5\pi\mu_0 d_0 \int_b^B \sqrt{\frac{1}{\beta^2} - 1} \left(\frac{\pi}{2} - \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{1-\beta}{1+\beta}} \right)^{-1} d\beta =$$

$$= 0,5\pi\mu_0 d_0 [g_2(b) - g_2(B)],$$
(11.28)

где $b = 2 \frac{\delta_r}{d_0}$; $B = \frac{\delta_0}{d_0}$ табулированная функция удельной проводимости

$$g_2(\beta) = \int_{\beta}^1 \sqrt{\frac{1}{\beta^2} - 1} \left(\frac{\pi}{2} - \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{1-\beta}{1+\beta}} \right)^{-1} d\beta,$$
(11.29)

значения которой, найденные численным интегрированием, приведены на монограмме (рис. 11.6, б). При ее использовании необходимо провести перпендикуляр к шкале β из интересующего нас значения аргумента до пересечения со шкалой g_2 .

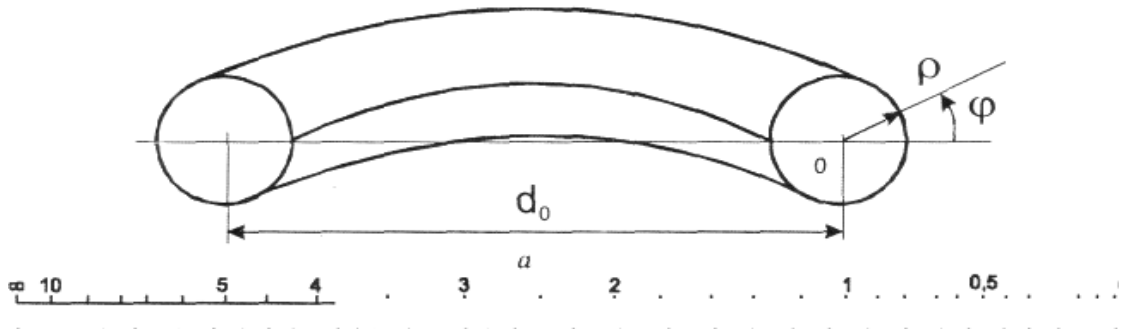


Рис. 11.6. К расчету магнитных проводимостей тороидальной оболочки:

a — к расчету магнитного сопротивления тонкого слоя; b — номограммы зависимостей внутренней g_2 и внешней g_6 удельной проводимостей тороидальной оболочки от относительной толщины β

Аналогично интегрированием (11.27) находим проводимость внешней четверти толстостенной оболочки

$$G_6 = 0,5\pi\mu_0 d_0 \int_b^B \sqrt{\frac{1}{\beta^2} - 1} \operatorname{arctg}^{-1} \sqrt{\frac{1-\beta}{1+\beta}} d\beta = 0,5\pi\mu_0 d_0 [g_6(b) - g_6(B)],$$
(11.30)

где табулированная функция удельной проводимости

$$g_6(\beta) = \int_{\beta}^1 \sqrt{\frac{1}{\beta^2} - 1} \operatorname{arctg}^{-1} \sqrt{\frac{1-\beta}{1+\beta}} d\beta$$
(11.31)

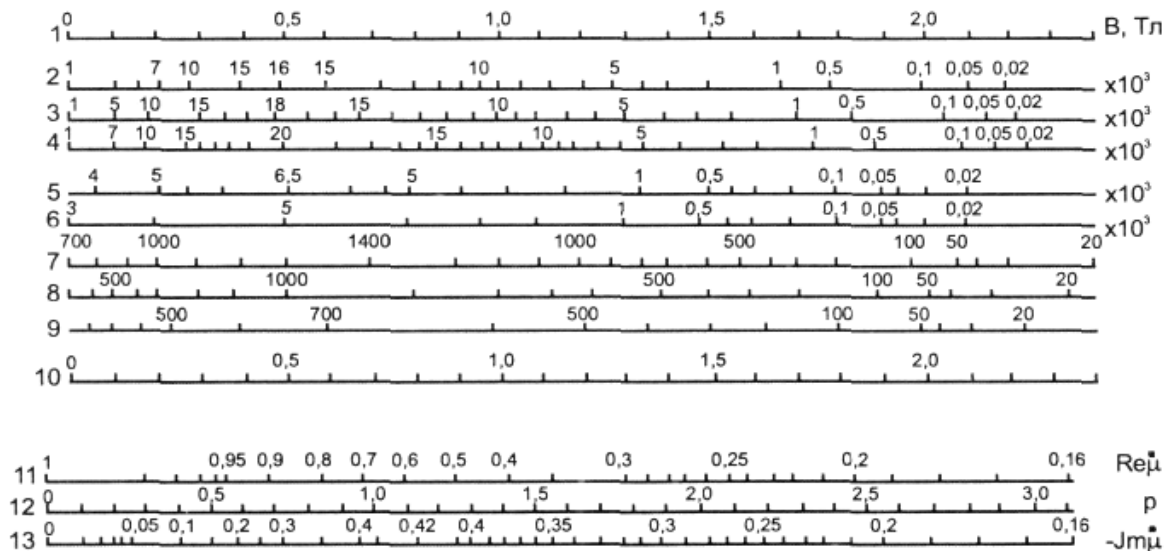


Рис. 11.7. Номограммы для расчета магнитных сопротивлений стальных участков магнитопроводов:

1, 10 — индукция B ; 2—9 — относительная магнитная проницаемость сталей: холоднокатаных: Э310 (2), Э320 (3), Э330 (4); горячекатаных: Э43(5), Э41(6); конструкционных: Ст10 (7), Ст20 (8), Ст30 (9); 11—13 — зависимость приведенной магнитной проницаемости $\mu = \mu' - j\mu''$ (11,13) от параметра p глубины проникновения поля в конструкционную сталь (12)

Существует также основанный на теории подобия полуэмпирический метод корректирующих функций [412], при котором искомая проводимость представляется в виде произведения проводимости базисной конструкции на корректирующую функцию.

В связи с наличием значительных воздушных зазоров стальные сердечники магнитопровода работают в ненасыщенном режиме. Комплексные магнитные проводимости участков, шихтованных из электротехнической стали:

$$G_i = \mu_i \mu_0 k_{si} \frac{S_i}{L_i}, \quad (11.32)$$

где i — номер участка; k_{si} — коэффициент заполнения сталью; L_i, S_i — длина и площадь сечения ферромагнитного участка магнитопровода; $\mu_i = \mu_i' + j\mu_i''$ — комплексная относительная магнитная проницаемость. Ее действительная часть μ_i' , находящаяся из кривой намагничивания $B(H)$, или номограммы зависимости μ' (B) (рис. 11.7) характеризуют энергию, запасаемую в магнитном поле ферромагнитного материала; мнимая часть — потери в стали. Для удобства пользования номограммы μ' (B) содержат две одинаковые шкалы B (номограммы 1 и 10). Выбрав интересующее нас значение аргумента B на указанных шкалах, соединим полученные точки линейкой или нитью, и на пересечении последней с интересующей нас шкалой (номограммы 2—9) прочтем значение функции μ' .

Знание магнитных сопротивлений и проводимостей всех элементов позволяет построить ее эквивалентную схему и по формуле (11.16) вычислить тяговое усилие электромагнита.

Комплексная относительная магнитная проницаемость участков цепи, фрезерованных из конструкционной стали (якоря):

$$\mu_i = \mu_i' \mu, \quad (11.33)$$

где μ' — магнитная проницаемость в постоянном поле, находящаяся из кривой намагничивания $B(H)$ или зависимости $\mu'(B)$ (рис. 11.7, номограммы 7—9), комплексный коэффициент, учитывающий потери в стали (рис. 11.7, номограммы 11—13):

$$\dot{\mu} = \text{th} \frac{p(1+j)}{p(1+j)}, \quad (11.34)$$

при $p > 3, 14$

$$\dot{\mu} = \frac{0,5(1-j)}{p}. \quad (11.35)$$

В последних выражениях параметр

$$p = 0,5\Delta \sqrt{\frac{\omega \gamma \mu' \mu_0}{2}} \quad (11.36)$$

характеризует глубину проникновения поля в сталь и зависит от частоты питающего обмотку напряжения ω ; удельной электрической проводимости γ , равной для конструкционных сталей $7,7 \cdot 10^6$ См/м и толщины магнитопровода Δ .

Базируясь на сделанных выкладках, рассмотрим подробнее расчет магнитных цепей вибраторов для электроискрового легирования с Ш-образным сердечником [413], с П-образным сердечником [414], высокочастотных с прямоугольной, трапецеидальной и параллелограммоидальными вставками [407], а также электродинамических вибраторов.

11.4. Расчет и выбор магнитопроводов вибраторов с Ш-образным сердечником

Для низкочастотных (до 300 Гц) вибраторов наиболее распространенным типом магнитопровода является шихтованный из стандартных листов трансформаторной стали безотходной штамповки (рис. 11.8) типа УШ с размерами по нормали НО.010.005 или типа Ш с размерами по нормальям Ст.360 А или НО.666.000 [302]. Основные типы размеров стандартных сердечников приведены в табл. 11.1.

Конструктивные размеры пластин указаны на рис. 11.8, *a*; магнитопровода с шихтованным из трансформаторной стали якорем — на рис. 11.9, *a, б*; с фрезерованным из конструкционной стали — на рис. 11.9, *a*. Прописными буквами отмечены абсолютные размеры, строчными — отнесенные к основному конструктивному размеру A_i : $a_i = A_i/A_1$.

Полная схема магнитной цепи вибратора с сетевым питанием (рис. 11.9, *в*) состоит из следующих элементов [415]:

генератора тока

$$\Phi = \Phi_M \sin \omega t = WSB_M \sin \omega t, \quad (11.37)$$

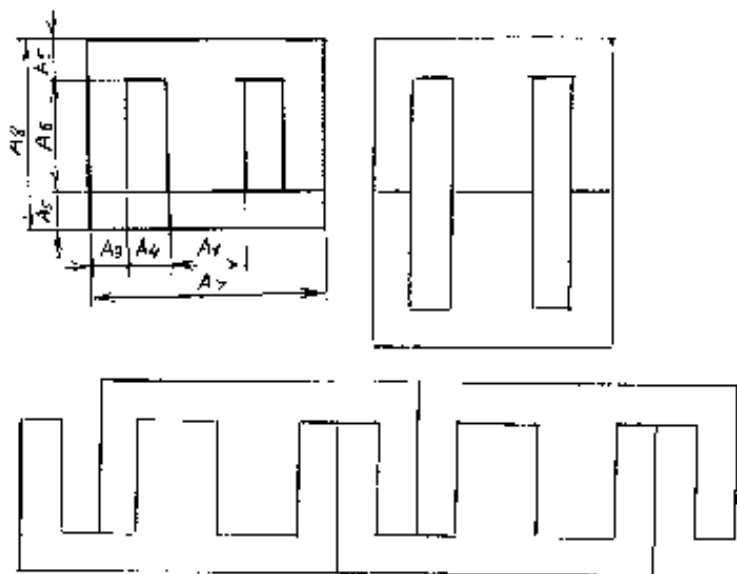


Рис. 11.8. Ш-образные пластины трансформаторной стали:

a — геометрические размеры; $b, в$ — раскрой безотходной штамповки: b — по нормам НО.010.005 и СТ—360А ($2A_6 = A_7$); $в$ — по нормали НО.666.000 ($A_3=A_4=A_5=A_1/2$)

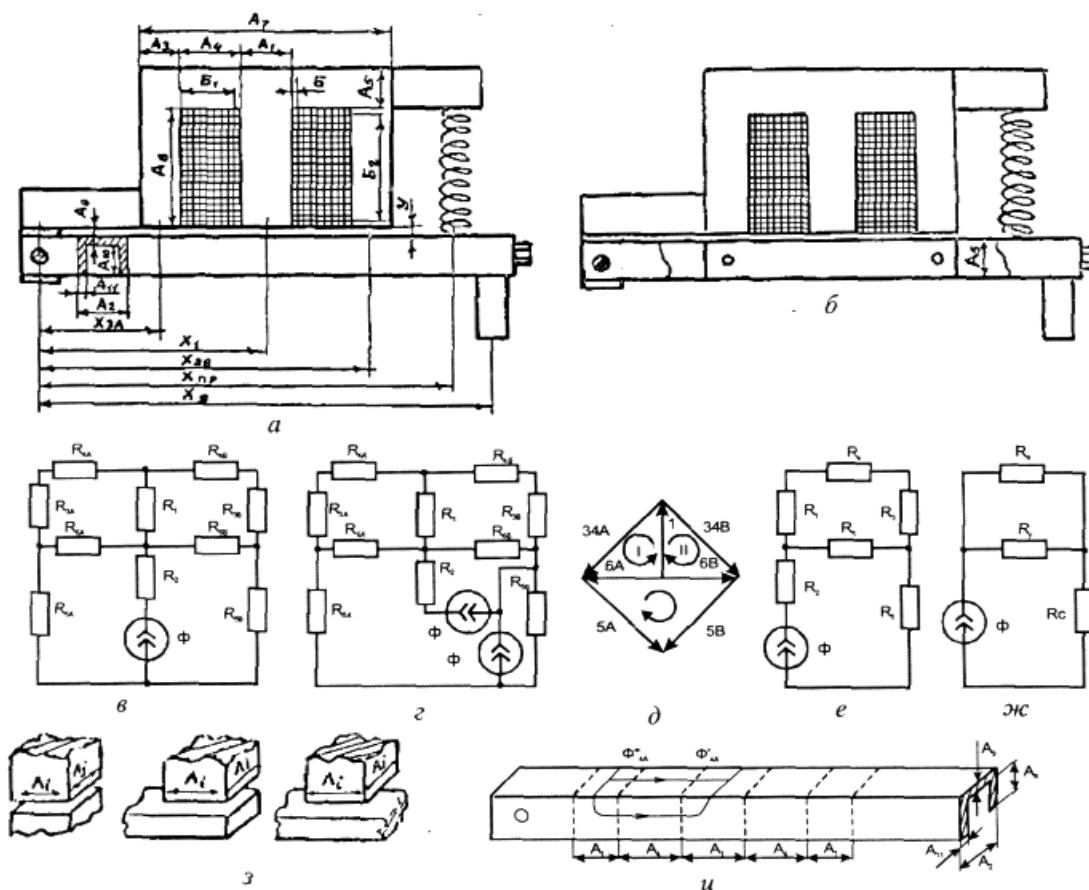


Рис. 11.9. Электромагнитный вибратор с Ш-образным сердечником:

$a, б$ — конструкции: a — с якорем из конструкционной стали, $б$ — с якорем из электротехнической стали; $в-ж$ — схемы магнитной цепи: $в$ — полная, $г$ — приведенная, $д$ — граф приведенной схемы, $е$ — симметричная, $ж$ — упрощенная; $з$ — взаимное расположение магнитопроводов стержня и якоря; $и$ — якорь из конструкционной стали

Таблица 11.1. Данные Ш-образных сердечников из трансформаторной стали

Габаритные размеры, мм									Допустимая плотность тока j_0 при перегреве 35°C, (А/мм ²)			
A ₁	A ₂			A ₃	A ₄	A ₅	A ₆					
УШ НО. 010.005												
1,0	1,0	1,5	2,0		0,64	0,64	0,64	1,78				
10	10	15	20		6,5	6,5	6,5	18	4,0	3,6	3,2	
12	12	18	24		8	8	8	24	3,5	3,3	3,2	
14	14	21	28		9	9	9	25	3,5	3,3	3,2	
16	16	24	32		10	10	10	28	3,4	3,3	3,2	
19	19	28	38		12	12	12	33,5	3,0	2,8	2,5	
22	22	33	44		14	14	14	39	2,5	2,2	2,1	
26	26	39	52		17	17	17	47	2,4	2,2	2,0	
30	30	45	60		19	19	19	53	2,3	2,1	1,9	
35	35	52	70		22	22	22	61,5	2,1	1,9	1,8	
Ш СТ. 360А												
1,0	1,0	1,5	2,0		0,5	0,5	0,5	1,5				
10	10	15	20		5	5	5	15	4,3	3,9	3,5	
12	12	18	24		6	6	6	18	4,2	3,6	3,4	
14	14	21	28		7	7	7	21	3,9	3,5	3,3	
16	16	24	32		8	8	8	24	3,5	3,4	3,3	
18	18	27	36		9	9	9	27	3,3	3,2	3,1	
20	20	30	40		10	10	10	30	2,9	2,7	2,6	
24	24	36	48		12	12	12	36	2,6	2,5	2,4	
30	30	45	60		15	15	15	45	2,6	2,5	2,4	
40	40	60	80		20	20	20	60	2,4	2,3	2,2	
Ш НО.666.000												
1,0	1,0	1,25	1,6	2,0	0,5	1,0	0,5	2,5				
9	9	12			4,5	9,0	4,5	22,5	4,4	3,7		
10	10	12	16	20	5	10	5	25	4,0	3,9	3,7	3,5
12	12	16	20	25	6	12	6	30	3,3	3,2	3,1	3,0
16	16	20	25	32	8	16	8	40	2,9	2,7	2,6	2,5
20	20	25	32	40	10	20	10	50	2,6	2,5	2,4	2,3
25	25	32	40	50	12,5	25	12,5	62,5	2,3	2,2	2,1	2,0
32	32	40	50	64	16	32	16	80	2,1	2,0	1,9	1,9
40	40	50	60	80	20	40	20	100	1,8	1,8	1,7	1,6
Ш НО.666.000 Тип А												
1,0	1,0	1,25	1,6	2,0	0,5	1,0	0,5	1,5				
10	10	12	16	20	5	10	5	15	4,2	4,1	3,7	3,5
12	12	16	20	25	6	12	6	18	3,6	3,4	3,3	3,2
16	16	20	25	32	8	16	8	24	3,1	3,0	2,9	2,8
20	20	25	32	40	10	20	10	30	2,8	2,7	2,6	2,5
25	25	32	40	50	12,5	25	12,5	37,5	2,5	2,4	2,3	2,2
32	32	40	50	60	16	32	16	48	2,3	2,2	2,0	1,9
40	40	50	60	80	20	40	20	60	2,0	1,9	1,8	1,8
Ш НО.666.000 Тип Б												
1,0	1,0	1,25	1,6	2,0	0,5	1,0	0,5	1,0				
10	10	12	16	20	5	10	5	10	4,4	4,3	4,1	3,9
12	12	16	20	25	6	12	6	12	3,8	3,6	3,5	3,4
16	16	20	25	32	8	16	8	16	3,3	3,2	3,1	3,0
20	20	25	32	40	10	20	10	20	3,0	2,9	2,8	2,7
25	25	32	40	50	12,5	25	12,5	25	2,7	2,6	2,5	2,4
32	32	40	50	60	16	32	16	32	2,5	2,4	2,2	2,1
40	40	50	60	80	20	40	20	40	2,2	2,1	2,0	2,0

сопротивления центрального зазора

$$R_1 = \frac{\delta_1}{\varepsilon_1 \mu_0 a_2 A_1}, \quad (11.38)$$

сопротивлений боковых зазоров

$$R_{3a} = \frac{\delta_{3a}}{\varepsilon_{3a} \mu_0 a_2 a_3 A_1},$$

$$R_{3B} = \frac{\delta_{3a}}{\varepsilon_{3B} \mu_0 a_2 a_3 A_1}, \quad (11.39)$$

сопротивления центрального стержня

$$R_2 = \frac{a_6}{k_S \mu_2 \mu_0 a_2 A_1}, \quad (11.40)$$

где k_S — коэффициент заполнения пакета сталью;

сопротивлений боковых стержней

$$R_{5a} = \frac{a_4 + a_6 + \frac{\pi a_3}{2}}{k_S \mu_{5a} \mu_0 a_2 a_3 A_1} = \frac{k_5}{k_3 \mu_{5a} A_1},$$

$$R_{5B} = \frac{a_4 + a_6 + \frac{\pi a_3}{2}}{k_S \mu_{5B} \mu_0 a_2 a_3 A_1} = \frac{k_5}{k_5 \mu_{5B} A_1}; \quad (11.41)$$

сопротивлений якоря из шихтованной электротехнической стали

$$R_{4a} = \left[a_4 + \frac{1+a_3}{2} + \left(\frac{\pi}{2} - 1 \right) a_3 \right] / (k_S \mu_{4a} \mu_0 a_2 a_3 A_1) = \frac{k_4}{k_S \mu_{4a} A_1};$$

$$R_{4B} = \left[a_4 + \frac{1+a_3}{2} + \left(\frac{\pi}{2} - 1 \right) a_3 \right] / (k_S \mu_{4B} \mu_0 a_2 a_3 A_1) = \frac{k_4}{k_S \mu_{4a} A_1}; \quad (11.42)$$

сопротивлений утечки

$$R_{6a} = R_{6B} = \frac{2}{g A_6} = \frac{k_6}{A_1}, \quad (11.43)$$

где удельная проводимость утечки

$$g = \mu_0 \left(\frac{a_2}{a_4} + \left(a_4 + \frac{\pi}{4} \right)^{-1} \right). \quad (11.44)$$

Табулированные значения расчетных коэффициентов k_4 — k_6 сведены в табл. 11.2, значения коэффициентов заполнения сердечника сталью k_S — в табл. 11.3.

Коэффициенты ε_1 , ε_{3a} , ε_{3B} в формулах (11.38) и (11.39) учитывают потоки выпучивания магнитного поля вблизи зазоров и по усредненным данным [416/418]

$$\varepsilon = 1 + \frac{0,254\delta^2}{a_i a_j} + \frac{0,47}{\frac{k_\varepsilon}{a_i} + \frac{1}{a_j}}, \quad (11.45)$$

где коэффициент k_ε □ (рис. 11.9, з) равен: 1 — для двух стержней, 1, 5 — для стержня и конца планки, 2 — для стержня и середины планки. Табулированные значения

коэффициентов $\varepsilon_1, \varepsilon_3$ для основных типов Ш-образных магнитопроводов приведены на рис. 11.10 (номограммы 2—22).

Для якоря из конструкционной стали комплексное магнитное сопротивление

$$Z_{4a} = \frac{k_{я} l_{4a}}{\dot{\mu}_{4a} \mu_0 a_2 a_9 A_1}, \quad Z_{4e} = \frac{k_{я} l_{4B}}{\dot{\mu}_{4B} \mu_0 a_2 a_9 A_1} \quad (11.46)$$

где $k_{я}$ — поправочный коэффициент, учитывающий сопротивление ребер жесткости (рис. 11.9, *и*), который считается одинаковым для постоянного и переменного потоков в якоре и для его П-образного сечения равен

$$k_{я} = \frac{R'_{4a} \parallel R''_{4a} / 2}{R'_{4a}} = \left[\frac{1 + 2a_{10} a_{11} l'_{4a}}{a_2 a_9 l''_{4a}} \right]^{-1}, \quad (11.47)$$

его табулированные значения приведены в табл. 11.4; сопротивление плоской части якоря

$$R'_{4a} = \frac{l'_{4a}}{\dot{\mu}_{4a} S} = \frac{a_4 + 1/2 + a_3/2}{\dot{\mu}_{4a} a_2 a_3 A_1}; \quad (11.48)$$

сопротивление ребра жесткости

$$R''_{4a} = \frac{l''_{4a}}{\dot{\mu}_{4a} S} = \frac{a_2 + a_4 + 1/2 + a_3/2 + (\pi/2 - 1)a_{10}}{\dot{\mu}_{4a} a_{10} a_{11} A_1}; \quad (11.49)$$

длина магнитной силовой линии в плоской части якоря с учетом его толщины

$$l_{4a} = a_4 + \frac{1 + a_3}{2} + (\pi/2 - 1)a_9, \quad (11.50)$$

ее табулированные значения приведены на рис. 11.9 (номограммы 43—45); $\dot{\mu}_{4a}$ — комплексная магнитная проницаемость якоря из конструкционной стали, вычисляемой по формуле (11.33).

Таблица 11.2. Расчетные коэффициенты для вибраторов с Ш-образным сердечником

a_2	$k_3 \cdot 10^{-3}$	$k_4 \cdot 10^{-6}$	$k_5 \cdot 10^{-6}$	$k_6 \cdot 10^{-6}$
УШ НО.010.005				
1	1,253	2,269	4,259	0,394
1,5	1,023	1,513	2,839	0,294
2	0,886	1,135	2,130	0,234
Ш СТ. 360А				
1	1,903	2,44	4,433	0,382
1,5	1,554	1,629	2,955	0,281
2	1,346	1,222	2,216	0,222
НО.666.000				
1	0,571	2,239	6,820	0,409
1,25	0,511	2,591	5,456	0,353
1,6	0,451	2,024	4,263	0,294
2	0,404	1,620	3,410	0,249
НО.666.000, тип А				
1	0,952	3,239	5,228	0,682
1,25	0,851	2,591	4,183	0,588
1,6	0,752	2,024	3,268	0,491
2	0,673	1,620	2,614	0,415
НО.666.000, тип Б				
1	1,427	3,239	4,433	1,020
1,25	1,277	2,591	3,546	0,881
1,6	1,128	2,024	2,771	0,736
2	1,009	1,620	2,216	0,623

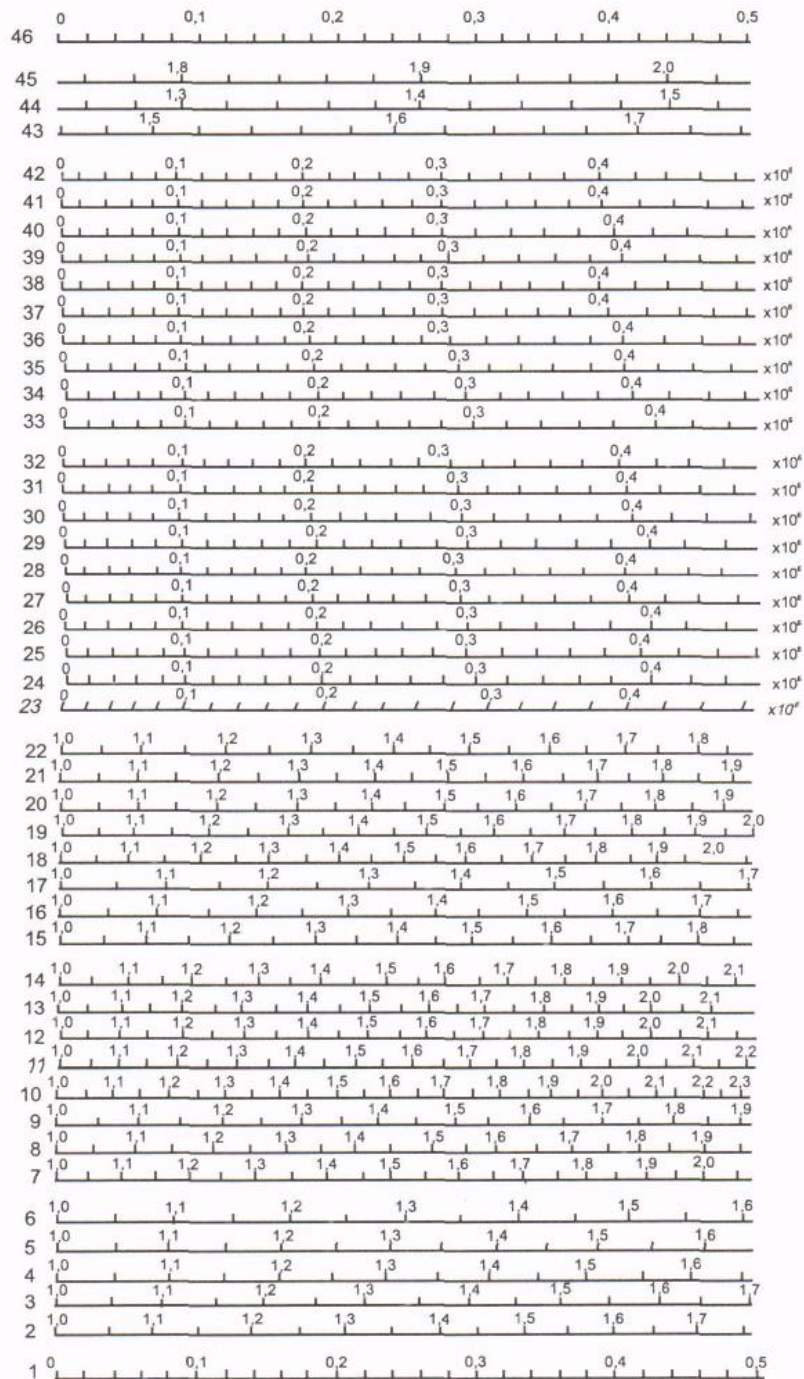


Рис. 11.10. Номограммы для расчета вибратора с Ш-образным сердечником.

1, 46— δ —зазор; a_2 — толщина якоря из конструкционной стали; 2—6 — коэффициент ε_1 : $a_2=1$ (2), 1,25 (3), 1,5 (4), 1,6 (5); 7—14 — коэффициент для вибраторов с якорем из конструкционной стали: 7—9 для стали типа УШ (нормаль НО.010.005): $a_2=1$ (7), 1,5 (8), 2 (9); 10—14 — для стали типа Ш (СТ—360А; НО.666.000) : $a_2 = 1$ (10), 1,25 (11), 1,5 (12), 1,6 (13), 2 (14); 15—22 — коэффициент ε_3 для вибраторов с якорем из шихтованной стали: 15—17 — для стали типа УШ (нормаль НО.010.005): a_2 : 1 (15), 1,5 (16), 2 (17); 18—22 — для стали типа Ш (нормали СТ—360А и НО.666.000): a_2 : 1 (18), 1,25 (19), 1,5 (20); 1,6 (21), 2 (22); 23—32 — коэффициент k_1 для вибраторов с якорем из конструкционной стали: 23—25 — для стали типа УШ (нормаль НО.010.005): a_2 : 1 (23), 1,5 (24), 2 (25); 26—28 — для стали типа Ш (нормаль СТ—360А); a_2 : 1 (26), 1,5 (27), 2 (28); 29—32 — для стали типа Ш (нормаль НО.666.000): a_2 : 1,0 (29), 1,25 (30), 1,6 (31), 2 (32); 33—42 — коэффициент k_1 для вибраторов с якорем из шихтованной стали; 33—35 — для стали типа УШ (нормаль НО.010.005): a_2 1 (33), 1,5 (34), 2 (35) 36—38 — для стали типа Ш (нормаль СТ—360А): a_2 : 1 (36), 1,5 (37), 2 (38); 39—42 — для стали типа Ш (нормаль НО.666.000): 39— $a_2 = 1$; 40— $a_2 = 1,25$; a_2 : 1 (39); 1,25 (40); 1,6; (41); 2 (42); 43—45 — длина магнитной силовой линии якоря из конструкционной стали 43 — для стали типа УШ (нормаль НО.010.005); 44 — для стали типа Ш (нормаль СТ—360А); 45 — для стали типа Ш (нормаль НО.666.000)

Таблица 11.3. Зависимость коэффициента заполнения сердечника сталью k_s от толщины пластин

Толщина пластины, мм	Холоднокатаные	Горячекатаные
0,5	0,96	0,92
0,35	0,94	0,88
0,2	0,91	0,80
0,1	0,86	0,70

Примечание: Изоляция — лаковая.

Симметричная схема магнитной цепи с Ш-образным сердечником (рис. 11.9, е) получается из полной при $R_{3a} \approx R_{3b}$.

Она имеет как самостоятельное значение при расчете вибратора поступательного типа, так и вспомогательное в качестве первого приближения при расчете вибраторов поворотного типа с асимметричной магнитной цепью. Переход от полной схемы к симметричной осуществляется по формулам

$$R_3 = \frac{R_{3A}}{2}, \quad R_4 = \frac{R_{4A}}{2}, \quad R_y = \frac{R_{6A}}{2} \quad (11.51)$$

После упрощения симметричной схемы (рис. 11.9, ж) полное сопротивление магнитной цепи

$$R = R_c + R_y \parallel R_y, \quad (11.52)$$

где сопротивления цепей сердечника и якоря соответственно равны

$$R_c = R_2 + R_5, \quad (11.53)$$

$$R_y = R_1 + R_3 + R_4. \quad (11.54)$$

Расчет магнитной цепи вибратора начинается с определения конструктивного размера A_1 сердечника магнитопровода. Для его нахождения воспользуемся формулой электромагнитного тягового усилия (11.16), принимающей для нашего случая значение

$$\begin{aligned} P_M &= 0,5\mu_0^{-1} (B_{1m}^2 S_1 \varepsilon_1 + B_{3Am}^2 S_{3A} \varepsilon_{3A} + B_{3Bm}^2 S_{3B} \varepsilon_{3B}) = \\ &= 0,5\mu_0^{-1} A_1^2 a_2 (B_{1m}^2 \varepsilon_1 + B_{3Am}^2 a_3 \varepsilon_{3A} + B_{3Bm}^2 a_3 \varepsilon_{3B}). \end{aligned} \quad (11.55)$$

Для симметричной магнитной цепи, используемой при нахождении первого приближения расчета, последнее выражение принимает вид

$$P_m = 0,5\mu_0^{-1} A_1^2 a_2 B_{1m}^2 \varepsilon_1 \left(1 + \frac{0,5\varepsilon_1}{a_3 \varepsilon_3} \right). \quad (11.56)$$

Задаваясь коэффициентом запаса по развиваемому усилию $k_p = 1,2 — 1,5$, получаем

$$A_1 B_{1m} = \sqrt{\frac{2\mu_0 k_p P_m}{a_2 \varepsilon_1 \left(1 + \frac{0,5\varepsilon_1}{a_3 \varepsilon_3} \right)}}. \quad (11.57)$$

Таблица 11.4. Значение коэффициента поправки $k_{я}$, учитывающего магнитное сопротивление ребер жесткости якоря из конструкционной стали

a_{10}/a_2	$a_{11}/a_9 = 0,5$				$a_{11}/a_9 = 1,0$			
	0,25	0,5	0,75	1,0	0,25	0,5	0,75	1,0
УШ НО.010.005								
1,0	0,876	0,790	0,728	0,675	0,780	0,653	0,571	0,510
1,5	0,895	0,822	0,766	0,722	0,812	0,697	0,622	0,566
2,0	0,912	0,846	0,797	0,760	0,837	0,735	0,663	0,612
Ш СТ. 360А								
1,0	0,885	0,802	0,742	0,692	0,792	0,670	0,588	0,530
1,5	0,906	0,843	0,783	0,590	0,826	0,730	0,642	0,592
2,0	0,920	0,856	0,813	0,780	0,850	0,753	0,686	0,612
Ш НО.666.000								
1,0	0,867	0,777	0,708	0,656	0,767	0,634	0,548	0,489
1,25	0,880	0,793	0,730	0,680	0,784	0,657	0,571	0,515
1,6	0,890	0,813	0,755	0,710	0,803	0,685	0,605	0,550
2,0	0,904	0,830	0,778	0,736	0,824	0,711	0,636	0,583

Учитывая, что падение магнитного сопротивления в стали не превышает 15% от МДС обмотки вибратора и принимая во внимание равенство зазоров центрального и бокового стержней магнитопровода ($\delta_1 = \delta_3$), находим приближенное значение МДС

$$F_m = \Phi_m R \approx 1,15 \Phi_m \cdot (R_1 + R_3) = k_2 \delta_1 B_{1m} A_1, \quad (11.58)$$

где

$$k_2 = 1,15 \mu_0^{-1} \cdot \left(1 + \frac{0,5 \varepsilon_1}{\varepsilon_3 a_3} \right) \quad (11.59)$$

Другим важным фактором для расчета обмотки вибратора является ее допустимый перегрев. Для его нахождения рассмотрим плотность тока при полном заполнении окна магнитопровода медью:

$$j = \frac{I}{S_{пр}} = \frac{2\sqrt{2}^{\pi^{-1}} F_m k_y k_{из} k_i k_{окн}}{S_{окн}} \leq j_0 \quad (11.60)$$

где k_y — коэффициент укладки провода, для рядовой намотки равный 1,1, для намотки внавал — 1,3; $k_{из}$ — коэффициент изоляции, равный отношению площадей изолированного и неизолированного проводов (табл. 11.5); $k_{окн}$ — коэффициент использования окна, равный отношению его полной и полезной площадей; $k_i = 1,05—1,2$ — отношения полного тока катушки к намагничивающему; j_0 — допустимая плотность тока, приведенная для перегрева 35°C в табл. 11.1, для других перегревов, зависящих от

$$j_0 = i_{35} \sqrt{\frac{\Delta T}{35}}$$

температуры среды и класса изоляции обмотки,

Подставляя в (11.60) значение МДС, находимое из выражения (11.58), и площадь окна $S = a_2 a_6 A_1^2$, получаем уравнение

$$\frac{A_1}{B_{1m}} = \frac{2\sqrt{2} k_2 \delta_1 k_y k_{из} k_i k_{окн}}{\pi a_4 a_6 j_0} \quad (11.61)$$

Перемножив уравнения (11.57) и (11.61), получаем выражение для нахождения основного конструктивного размера магнитопровода

$$A_1^2 = k_1 k_3 k_y k_{из} k_i k_{окн} \frac{\sqrt{k_p P_m}}{j_0}, \quad (11.62)$$

где

$$k_1 = \frac{k_2 \delta_1}{\sqrt{\varepsilon_1 \frac{1+0,5\varepsilon_1}{a_3 \varepsilon_3}}} \quad (11.63)$$

$$k_3 = 4 \sqrt{\frac{\mu_0}{a_2} (\pi a_4 a_6)^{-1}} \quad (11.64)$$

Полученное значение A_1 необходимо округлить в большую сторону до ближайшего стандартного согласно табл. 11.1. Для упрощения расчета значения коэффициентов k_1 , ε_1 , ε_3 в виде функций параметра δ приведены на рис. 11.10 (номограммы 2—42). Значения коэффициента k_3 для различных типов магнитопроводов приведены в табл. 11.2. За произведение остальных коэффициентов в первом приближении можно принять

$$k_y k_{из} k_i k_{окн} \sqrt{k_p} = 2 \quad (11.65)$$

за ориентировочную допустимую плотность тока $j_{35} = 3 \text{ А/мм}^2$.

После нахождения основного конструктивного размера A_1 магнитопровода из формулы (11.57) определяем амплитуду индукции B_{1m} и если она превышает 1,2—1,3 Тл для сердечников из горячекатаной или 1,3—1,5 Тл из холоднокатаной стали для сетевой частоты или 0,5—0,7 Тл для повышенной (400 Гц) частоты [302], то она должна быть ограничена этими пределами.

На других частотах f верхняя граница амплитуды индукции B_{mf} может отличаться от B_{m0} , рекомендованной для частот $f_0 = 50$ или 400 Гц, и выбирается, исходя из постоянства потерь:

$$B_{mf} = B_{m0} \left(\frac{f_0}{f} \right)^{0,65} \quad (11.66)$$

В рассматриваемом случае основной конструктивный размер магнитопровода увеличивается относительно значения, определенного из условий перегрева (11.62), до находимого из формулы (11.57):

$$A_1 = \frac{1}{B_{1m}} \sqrt{\frac{2\mu_0 k_p P_m}{a_2 \varepsilon_1 \left(1 + \frac{0,5\varepsilon_1}{a_3 \varepsilon_1} \right)}} \quad (11.67)$$

Удельные потери при индукции $B_m = 1 \text{ Тл}$ для некоторых марок стали на частотах $f_0 = 50$ и 400 Гц [302, 419] указаны в табл. 11.6. Полные потери в сердечнике массой m на частоте f находятся по формуле

$$P_{ст} = p_{ст} B_m^2 \left(\frac{f}{f_0} \right)^{1,3} m \quad (11.68)$$

Если асимметрией магнитной цепи нельзя пренебречь, производится второе расчетное приближение [353], при котором учитывается асимметрия зазоров, но магнитные сопротивления стальных участков цепи берутся из результатов первого расчетного приближения.

Таблица 11.5. Данные обмоточных проводов

Диаметр неизолирован- ного провода, мм	Площадь сечения проводов, мм ²	Удельное сопротивле- ние при 20°С, Ом/м	Диаметр провода в изоляции, мм		
			ПЭЛ	ПЭВ—1 ПЭЛР—1 ПЭВТЛ—1 ПЭТВ	ПЭВ—2 ПЭЛР—2 ПЭВТЛ—2
1	2	3	4	5	6
0,10	0,0078	2,24	0,120	0,127	0,130
0,11	0,0095	1,85	0,130	0,137	0,140
0,12	0,011	1,55	0,140	0,147	0,150
0,13	0,013	1,32	0,150	0,157	0,160
0,14	0,015	1,14	0,160	0,167	0,170
0,15	0,017	0,99	0,170	0,180	0,190
0,16	0,020	0,87	0,180	0,190	0,200
0,17	0,023	0,77	0,190	0,200	0,210
0,18	0,025	0,69	0,200	0,210	0,220
0,19	0,028	0,62	0,210	0,220	0,230
0,20	0,031	0,56	0,225	0,230	0,240
0,21	0,034	0,51	0,235	0,240	0,250
0,23	0,041	0,42	0,255	0,270	0,280
0,25	0,049	0,36	0,275	0,290	0,300
0,27	0,057	0,31	0,310	0,310	0,320
0,29	0,066	0,27	0,330	0,330	0,340
0,31	0,075	0,23	0,350	0,350	0,360
0,33	0,085	0,20	0,370	0,370	0,380
0,35	0,096	0,18	0,390	0,390	0,410
0,38	0,11	0,15	0,420	0,420	0,440
0,41	0,13	0,13	0,450	0,450	0,470
0,44	0,15	0,11	0,490	0,480	0,500
0,47	0,17	0,10	0,520	0,510	0,530
0,49	0,19	0,093	0,540	0,530	0,550
0,51	0,20	0,086	0,560	0,565	0,580
0,53	0,22	0,079	0,580	0,585	0,600
0,55	0,24	0,073	0,600	0,605	0,620
0,57	0,25	0,069	0,620	0,625	0,640
0,59	0,27	0,064	0,640	0,645	0,660
0,62	0,30	0,058	0,670	0,675	0,690
0,64	0,32	0,055	0,690	0,700	0,720
0,67	0,35	0,050	0,720	0,730	0,750
0,69	0,37	0,047	0,740	0,750	0,770
0,72	0,41	0,043	0,780	0,780	0,800
0,74	0,43	0,041	0,800	0,805	0,830
0,77	0,46	0,038	0,830	0,835	0,860
0,80	0,50	0,035	0,860	0,865	0,890
0,83	0,53	0,032	0,890	0,890	0,920
0,86	0,58	0,030	0,920	0,925	0,950
0,90	0,63	0,027	0,960	0,965	0,990

При расчете цепи полная схема приводится к виду, удобному для анализа (рис. 11.9, з), и составляется ее граф (рис. 11.9, д). Уравнение контурных потоков в матричной форме принимает вид

$$[R_k]\{\Phi_k\} = -[\Gamma][R_B]\{\Phi_k\}, \quad (11.69)$$

где матрица контурных сопротивлений

$$[R_k] = \begin{bmatrix} R_{43A} + R_1 + R_{6A} & R_1 & R_{6A} \\ R_1 & R_{43B} + R_1 + R_{6B} & -R_{6B} \\ R_{6A} & -R_{6B} & R_{5A} + R_{5B} + R_{6A} + R_{6B} \end{bmatrix} \quad (11.70)$$

матрица-столбец контурных потоков

$$\{\Phi_k\} = [\Phi_I \ \Phi_{II} \ \Phi_{III}]^T \quad (11.71)$$

Найдем тройное матричное произведение контурной матрицы $[\Gamma]$, матрицы сопротивлений $[R_B]$ и матрицы-столбца потоков $\{\Phi\}$

$$\begin{aligned} [D] &= [\Gamma][R_B]\{\Phi\} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 & 1 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 1 & 0 & -1 \\ -1 & 1 & 0 & 0 & 0 & -1 & 1 \end{bmatrix} \times \\ &\times [R_{5A} \ R_{5B} \ R_{4A} \ R_{4B} \ R_1 \ R_{6A} \ R_{6B}] \begin{bmatrix} 0 & \Phi & 0 & 0 & 0 & 0 & \Phi \end{bmatrix} = \\ &= \Phi \begin{bmatrix} 0 & R_{6B} & R_{5A} & R_{6B} \end{bmatrix}^T \end{aligned} \quad (11.72)$$

Тогда матрица контурных потоков

$$\{\Phi_B\} = -[R_k]^{-1}[\Gamma][R_B]\{\Phi\} = -[R_k]^{-1}[D] \quad (11.73)$$

Матрица-столбец потоков в ветвях

$$\{\Phi_B\} = [\Phi_{5A} \ \Phi_{5B} \ \Phi_{43A} \ \Phi_{43B} \ \Phi_I \ \Phi_{6A} \ \Phi_{6B}]^T = [\Gamma]^T \{\Phi_k\} \quad (11.74)$$

МДС цепи равна сумме магнитных напряжений по замкнутому контуру

$$F_m = \Phi R_2 + \Phi_I R_1 + \Phi_{34A} R_{34A} + \Phi_{5A} R_{5A} \quad (11.75)$$

После нахождения потоков следует проверить электромагнитную силу (11.55) и в случае необходимости откорректировать расчет.

Во втором приближении сопротивления стальных участков считались симметричными, для уточненного расчета необходимо произвести третье приближение по формулам (11.69) - (11.75), магнитные сопротивления которых рассчитываются по формулам (11.38) — (11.50) на базе результатов второго приближения.

При питании вибратора от сети напряжением U_m и круговой частотой $\omega = 2\pi f$ число витков его обмотки

$$W = \sqrt{2} \frac{U}{SB_m \omega} = \sqrt{2} \frac{U}{a_2 A_1^2 B_m \omega} \quad (11.76)$$

Расчетный диаметр неизолированного провода

$$d = 2 \sqrt{\frac{S_{\text{окн}}}{\pi k_y k_{\text{из}} k_{\text{окн}}}} = 2 A_1 \sqrt{\frac{a_4 a_6}{\pi k_y k_{\text{из}} k_{\text{окн}}}} \quad (11.77)$$

Фактический диаметр d и диаметр изолированного провода d' находятся по табл. 11.5. Число витков в слое равно

$$W_0 = \frac{a_6 A_1}{\sqrt{k_y k_{\text{окн}} d'}} \quad (11.78)$$

Таблица 11.6. Удельные потери в электротехнической стали при индукции $B_m = 1,0$ Тл

Марка стали	Толщина, мм	Удельные потери, Вт/кг	
		$f_0 = 50$ Гц	$f_0 = 400$ Гц
Холоднокатаная			
Э310	0,50	1,1	
	0,35	0,8	
Э320	0,50	0,95	
	0,35	0,7	
Э330	0,50	0,8	
	0,35	0,6	
Э330А	0,35	0,5	
Э340	0,35		21,0
	0,20		12,0
	0,15		10,0
	0,10		10,0
Э350	0,15		9,0
	0,10		8,5
Э360	0,15		8,0
	0,10		7,5
Горячекатаная			
Э41	0,50	1,60	
	0,35	1,35	
Э42	0,50	1,40	
	0,35	1,20	
Э43	0,50	1,25	
	0,35	1,05	
Э43А	0,50	1,15	
	0,35	0,9	
Э44	0,35		19,0
	0,20		12,5
	0,15		11,7
	0,10		10,5

Число слоев обмотки

$$n = \frac{W}{W_0}, \quad (11.79)$$

Числа W_0 , n округляются (до ближайшего целого в большую сторону), причем последнее не должно превышать значения

$$n = \frac{a_4 A_1}{\sqrt{k_y k_{\text{окн}} d'}}, \quad (11.80)$$

Если данное условие не выполняется, коэффициент укладки k_y можно уменьшить до 1,05 для рядовой намотки и до 1,2 — для намотки внавал, после чего повторить расчет размещения обмотки по формулам (11.77)—(11.80). Данные изоляционных материалов, необходимые для уточненного расчета размещения обмотки в окне магнитопровода, приведены в табл. 11.7 [302]. Если это не помогает, необходимо уменьшить на одну ступень диаметр провода, повторить расчет по формулам (11.77) — (11.80), проверить фактическую j и допустимую j_0 плотности тока в обмотке. Если фактическая плотность j превышает допустимую j_0 , необходимо увеличить на одну ступень основной конструктивный размер магнитопровода A_1 и повторить расчет.

Таблица 11.7. Данные изоляционных материалов и изоляция обмоточных проводов

Изоляционный материал	Марка	Толщина, мм	Напряжение, В		Температуростойкость, °С
			пробивное	рабочее	
Бумага конденсаторная	КОН—1	0,005	250	25	90
Бумага конденсаторная	КОН—1	0,010	300	30	90
Бумага конденсаторная	КОН—1	0,015	350	35	90
Бумага конденсаторная	КОН—1	0,030	480	48	90
Бумага конденсаторная	КОН—2	0,010	350	35	90
Бумага конденсаторная	КОН—2	0,030	560	56	90
Бумага телефонная	КТН	0,05	500	50	90
Бумага кабельная	К—08	0,08	600	60	90
Бумага кабельная	К—12	0,12	1000	100	90
Бумага кабельная	К—17	0,17	1200	120	90
Бумага лакированная	К—17	0,06	1800	180	105
Бумага лакированная	К—17	0,10	3000	300	105
Лакоткань х/б	ЛХ1	0,15	2100	210	105
Лакоткань шелковая	ЛШС	0,05	1000	100	105
Лакоткань шелковая	ЛШС	0,12	4200	420	105
Лакоткань шелковая	ЛШ1	0,10	3000	300	105
Лакоткань шелковая	ЛШ2	0,08	1600	160	105
Лакоткань шелковая	ЛШ2	0,10	2000	200	105
Стеклоткань	ЭСТБ	0,04	400	40	105
Стеклолента безщелочная	ЭСТБ	0,10	700	70	250—300
Стеклолента безщелочная	ЭСТБ	0,15	900	90	250—300
Стеклоткань	ЛСК—7	0,06	1200	120	180
Стеклоткань	ЛСК—7	0,11	2200	220	180
Стеклоткань	ЛСК—7	0,15	3000	300	180
Фторопласт-3	ЛСК—7	0,05	3000	300	150
Янтарь	ЛСК—7	0,05	3000	300	175—200
Фторопласт-4	ЛСК—7	0,04	4000	200	260—280
Пленка триацетатная	ЛСК—7	0,05	4000	400	100
Полистирол	ЛСК—7	0,05	2500	250	70—80
Полиэтилен	ЛСК—7	0,05	2200	220	80—110
Полиамиды (капрон, нейлон)	ЛСК—7	0,05	1500	150	80—100
Полихлорвинил	ЛСК—7	0,05	2500	250	60—65
Изоляция провода	ПЭЛ	0,05	20 кВ/мм	2 кВ/мм	105
Изоляция провода	ПЭВ—I	0,05	20 кВ/мм	2 кВ/мм	125
Изоляция провода	ПЭВ—II	0,05	20 кВ/мм	2 кВ/мм	125
Изоляция провода	ПЭЛР—I	0,05	—	—	125
Изоляция провода	ПЭЛР—II	0,05	—	—	125
Изоляция провода	ПЭВТЛ—I	0,05	—	—	130
Изоляция провода	ПЭВТЛ—II	0,05	—	—	130
Изоляция провода	ПЭТВ	0,05	—	—	155

11.5. Расчет и выбор магнитопроводов вибраторов с П-образным сердечником

П-образные сердечники магнитопроводов шихтуются из П-образных или Г-образных пластин безотходной штамповки (рис. 11.11), что обуславливает в первом случае соотношение их размеров $a_4 = 2a_1$, во втором — $a_4 = a_1$ или $a_6 = a_1$. Штамповка Г-образных пластин «елочкой» (рис. 11.11) позволяет получить любое соотношение, однако из-за сложности штампов она практически не используется.

Схема магнитной цепи вибратора с П-образным сердечником (рис. 11.12) аналогична схеме вибратора с симметричной Ш-образной цепью (рис. 11.9, е). Сопротивления цепи соответственно равны:

$$R_1 = R_{1A} + R_{1B} = \frac{\delta_1}{\varepsilon_1 \mu_0 a_2 A_1}, \quad (11.81)$$

где, $\delta_1 = \delta_{1A} + \delta_{1B}$; $\varepsilon_1 = \frac{\varepsilon_{1A} + \varepsilon_{1B}}{2}$
сопротивление сердечника

$$R_2 = \frac{L_2}{k_s \mu_2 \mu_0 S} = \frac{a_4 + 2a_6 + \pi/2}{k_s \mu_2 \mu_0 a_2 A_1}, \quad (11.82)$$

сопротивление якоря из электротехнической стали

$$R_4 = \frac{L_4}{k_s \mu_4 \mu_0 S_4} = \frac{a_4 + \pi/2}{k_s \mu_4 \mu_0 a_2 A_1}, \quad (11.83)$$

сопротивление якоря из конструкционной стали (рис. 11.9, и)

$$Z_4 = \frac{k_{я} L_4}{\dot{\mu}_4 \mu_0 S} = k_{я} \frac{a_4 + 1 + (\pi/2 - 1)a_9}{\dot{\mu}_4 \mu_0 a_2 a_5 A_1}, \quad (11.84)$$

где коэффициент $k_{я}$, как и в случае Ш-образного сердечника, находится из табл. 11.4; полное сопротивление цепи якоря

$$Z_{я} = R_1 + Z_4; \quad (11.85)$$

сопротивление утечки, зависящее от расположения катушек и равное для одной или двух катушек, расположенных на боковых стержнях

$$R_y = \frac{1}{g A_6} \quad (11.86)$$

для катушки, расположенной на торцевом стержне

$$R_y = \frac{2}{g A_6}, \quad (11.87)$$

где удельная проводимость утечки

$$g = \mu_0 \left(\frac{a_2}{a_4} + \frac{2}{a_4 + \pi/4} \right) \quad (11.88)$$

Полное сопротивление магнитной цепи вибратора

$$R = R_c + R_{я} \parallel R_y. \quad (11.89)$$

В случае магнитной цепи с несколькими последовательно включенными зазорами (см. рис. 6.1, а), используемой в вибраторах с повышенным тяговым усилием, схема магнитной цепи состоит из последовательного включения нескольких параллельных цепочек, состоящих из сопротивлений якоря и утечки, рассчитываемых аналогично рассмотренным.

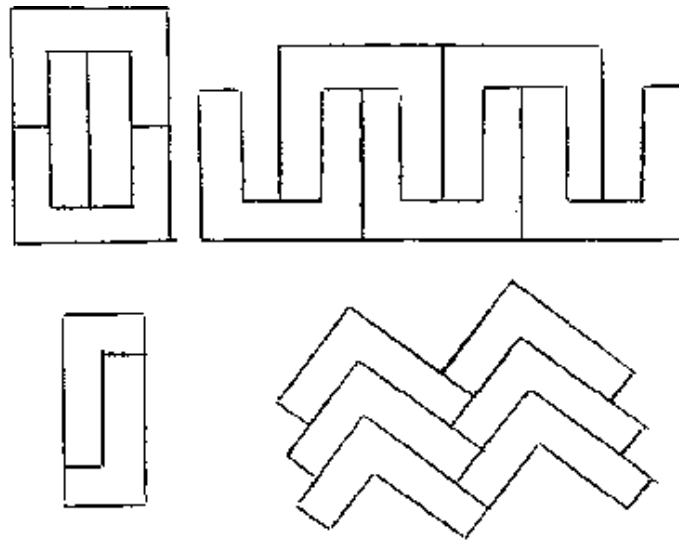


Рис. 11.11. Безгвоздная штамповка пластин для П-образного сердечника: а, б — П-образных; в, з — Г-образных

Амплитуда электромагнитной силы

$$P_m = \frac{B_{1m}^2 \varepsilon_1 a_2 A_1^2}{\mu_0} \quad (11.90)$$

откуда с учетом коэффициента запаса по развиваемому усилию $k_p = 1,2—1,5$ и находимого из рис. 11.13 (номограмма 2—7), коэффициента выпучивания ε_1 , получаем

$$A_1 B_{1m} = \sqrt{\frac{\mu_0 k_p P_m}{\varepsilon_1 a_2}} \quad (11.91)$$

Полагая, как и для Ш-образного сердечника, что магнитное сопротивление стали не превышает 15% от МДС вибратора, получаем

$$F_m = \Phi_m R \approx 15 \Phi_m R_1 = \frac{1,15 B_{1m} A_1 \delta_1}{\varepsilon_1 \mu_0} \quad (11.92)$$

Используя формулу плотности тока в обмотке (11.60) и учитывая, что площадь окна $S = a_4 a_6 A_1^2$, находим из (11.92)

$$\frac{A_1}{B_{1m}} = \frac{2,3 \sqrt{2} k_y k_{из} k_i k_{окн} \delta_1}{\pi \varepsilon_1 \mu_0 a_4 a_6 j_0} \quad (11.93)$$

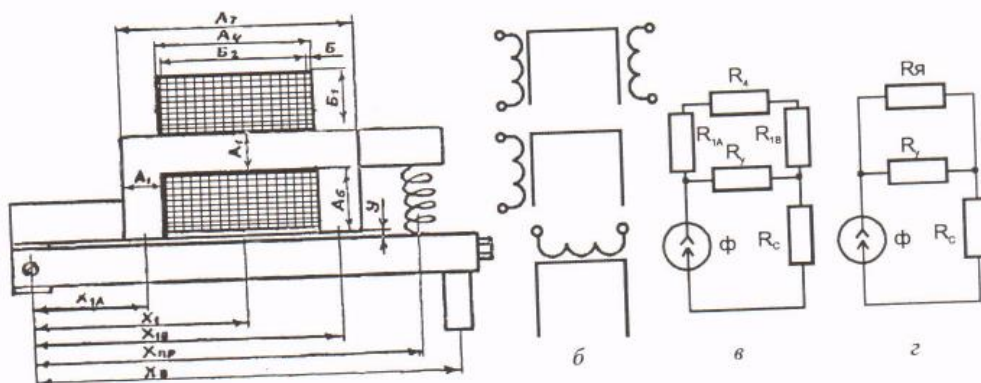


Рис. 11.12. Электромагнитный вибратор с П-образным сердечником:

а — конструкция; б — варианты расположения катушки (две катушки на боковых стержнях, по одной на боковом и торцевом стержнях); в, з — схемы магнитной цепи (в — полная, з — упрощенная)

Перемножив уравнения (11.91) и (11.92), получаем выражение для нахождения основного конструктивного размера магнитопровода:

$$A_1^2 = \frac{2,3k_y k_{из} k_i k_{окн}}{\pi a_4 a_6 j_0} \sqrt{\frac{k_p P_m}{\mu_0 a_2 \varepsilon_1}} \quad (11.94)$$

Как и для вибратора с Ш-образным сердечником, в данном случае в первом приближении можно положить выполнение условия (11.65) и принять допустимое значение плотности тока в обмотке $j_{35} = 3 \text{ А/мм}^2$.

Дальнейший расчет магнитной цепи производится аналогично вибратору с Ш-образным сердечником. Допустимая плотность тока j_{35} в последующих приближениях выбирается из табл. 11.1 для ближайшего по размерам к нашему окну. Если учесть отсутствие разветвления магнитной схемы, расчет П-образной цепи вибратора и конструктивный расчет ее обмотки выполняются проще, чем Ш-образной.

11.6. Расчет и выбор магнитопроводов высокочастотных вибраторов

В высокочастотных вибраторах с целью минимизации инерционных параметров якоря его траверсу изготавливают из легкого сплава с малогабаритной ферромагнитной вставкой, шихтованной из трансформаторной стали, для уменьшения потерь желательно тонколистовой, форма вставок может быть различной: прямоугольной, трапецеидальной, параллелограммоидальной. Поскольку сердечники магнитопроводов высокочастотных вибраторов шихтуются из тех же листов трансформаторной стали (см. рис. 11.11), что и сердечники П-образных магнитопроводов, с последующей фрезеровкой пакета, то и их основные геометрические размеры такие же, как у П-образных сердечников.

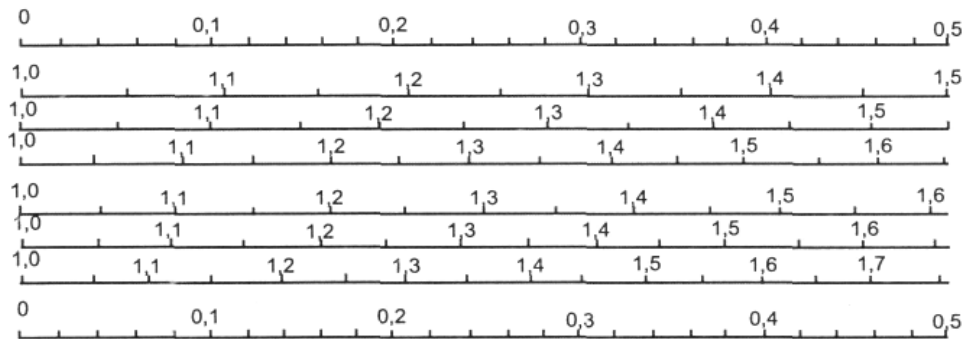


Рис. 11.13. Номограммы для расчета вибровозбудителя с П-образным сердечником:

1, 8— δ —зазор. Коэффициент ε_1 для вибровозбудителей с якорем из конструкционной стали (a_2 : 1 (2); 1,5 (3); 2 (4)) и из электротехнической стали (a_2 : 1(5); 1,5 (6); 2 (7))

В случае прямоугольной вставки втяжного типа (рис. 11.14, а) магнитная проводимость воздушных зазоров складывается из проводимостей основного зазора G_1 между сердечником и частично втянутой вставкой, находимой по формуле (11.17), зазоров выпучивания в виде полуцилиндра G_2 и полукольца G_3 (рис. 11.14, в, 11.1):

$$G = \frac{G_1}{2} + G_2 + G_3 = 0,5\mu_0 a_2 A_1 \left(\frac{h}{\delta} + 1,04 + \frac{2,56(1-h)}{2\delta + 1 - h} \right), \quad (11.95)$$

где $a_2 = A_2/A_1$ — относительная толщина набора.

Амплитуду тягового усилия электромагнита найдем, подставляя (11.95) в (11.16):

$$P_m = 0,5F_m^2 \frac{dG}{dH} = 0,25\mu_0 a_2 F_m^2 \left(\frac{1}{\delta} - \frac{5,12\delta}{(2\delta + 1 - h)^2} \right) \quad (11.96)$$

Из полученного выражения видно, что при питании вибратора фиксированной МДС (случай, имеющий место в виброрегуляторах) тяговое усилие складывается из двух составляющих, первая из которых обратно пропорциональна зазору δ и не зависит от глубины втягивания h , вторая, пропорциональная дроби $5,12\delta/(2\delta + 1 - h)^2$, как показывает численный анализ, по модулю значительно меньше первой. Таким образом, данный тип вибратора обладает почти постоянной силой тяги в широком диапазоне перемещения якоря. Из условий симметрии $P_m(h=1)=0$. Некоторое отличие от данного условия значения P_m , получаемого из (11.96), объясняется приближенностью этой формулы, связанной с игнорированием проводимостей второго порядка малости.

Для нахождения сопротивлений утечки рассмотрим потоки утечки (рис. 11.14, *e*), которые складываются из потоков между боковыми и горизонтальными стержнями, между правой и левой ветвями нижнего стержня, для различного расположения катушек на сердечнике.

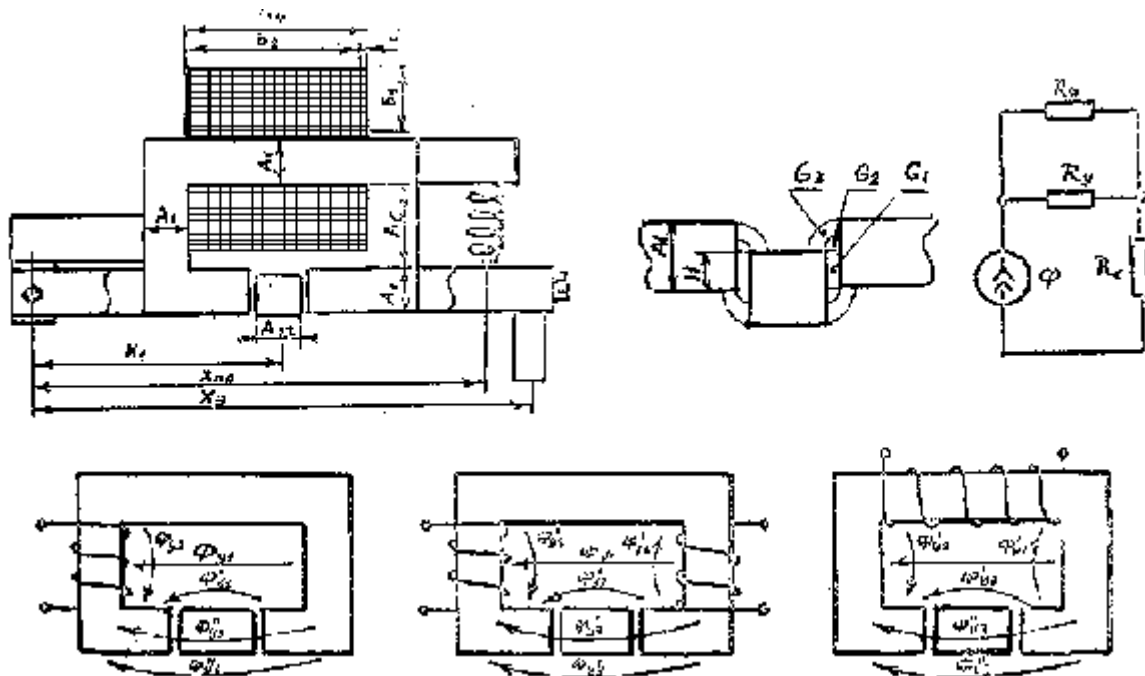


Рис. 11.14. Высокочастотный вибратор с прямоугольной вставкой якоря:

a — конструкция; *b* — определение электромагнитной силы и магнитного сопротивления зазора; *в* — схема магнитной цепи; *г—e* — распределение потоков рассеивания магнитной цепи вибратора (*г* — при одной катушке, расположенной на боковом стержне, *д* — при двух катушках, расположенных на двух боковых стержнях, *е* — при катушке, расположенной на верхнем стержне)

Сопротивление утечки между боковыми стержнями для одной или двух катушек, расположенных на боковых стержнях:

$$R_{y1} = \frac{2}{g_1 A_6}, \quad (11.97)$$

для катушки, расположенной на верхнем стержне

$$R_{y1} = \frac{1}{g_1 A_6}, \quad (11.98)$$

где удельная проводимость утечки

$$g_1 = \mu_0 \left(\frac{a_2}{a_4} + \frac{2}{a_4 + \pi/4} \right), \quad (11.99)$$

Сопротивление утечки между горизонтальными стержнями для одной катушки, расположенной на боковом стержне

$$R_{y2} = \frac{2}{g_2(A_4 - A_{12})}, \quad (11.100)$$

для катушки, расположенной на верхнем стержне

$$R_{y2} = \frac{2A_4}{g_2(A_4 - A_{12})^2}, \quad (11.101)$$

для двух катушек, расположенных на боковых стержнях

$$R_{y2} = \frac{1}{g_2(A_4 - A_{12})}, \quad (11.102)$$

где удельная проводимость утечки

$$g_2 = \mu_0 \left(\frac{a_2}{a_6} + \frac{2}{a_6 + \pi/4} \right), \quad (11.103)$$

Сопротивление утечки между правой и левой ветвями нижнего стержня равно параллельному включению сопротивлений между их различными сторонами и находятся графоаналитическим методом [411, 412]:

$$R_{y3} = [A_2(g'_3 + g''_3) + 2A_1g''_3]^{-1}, \quad (11.104)$$

где удельная проводимость утечки между верхними сторонами ветвей

$$g'_3 = \pi^{-1} \mu_0 \ln \left(\frac{a_4}{a_{12}} \right), \quad (11.105)$$

между нижними и боковыми сторонами ветвей

$$g''_3 = \pi^{-1} \mu_0 \ln \left(\frac{a_7}{a_{12}} \right). \quad (11.106)$$

Сопротивления якоря и сердечника соответственно равны

$$R_4 = \frac{a_{12}}{k_s \mu_{ст} a_2 A_1}, \quad (11.107)$$

$$R_6 = \frac{2a_4 + 2a_6 + \pi - a_{12}}{k_s \mu_{ст} a_2 A_{11}}. \quad (11.108)$$

Тяговое усилие каждого зазора вибратора с трапецидальной вставкой якоря найдем, считая, что поток в зазоре равен потоку на срезе стержня, и вектор индукции нормален к стержню (рис. 11.15, а, б) [348]:

$$P'_m = \frac{\Phi_m^2}{2\mu_0 S_0} = \frac{\Phi_m^2 \sin \alpha}{2\mu_0 S \varepsilon}, \quad (11.109)$$

Горизонтальные составляющие сил разных зазоров компенсируются, а вертикальные суммируются

$$P_m = 2P'_m \cos \alpha = \frac{\Phi_m^2 \sin 2\alpha}{2\mu_0 S \varepsilon}, \quad (11.110)$$

где $\delta = \frac{y_0}{A_1}$, а

$$\varepsilon = 1 + \left(0,127a_0^{-1} \delta^2 \sin 2\alpha + 0,47\delta \left(\frac{1}{a_2} + \sin \alpha \right) \right) \cos \alpha \quad (11.111)$$

Магнитное сопротивление зазора

$$R'_1 = \frac{y_0}{\varepsilon \mu_0 S_0} = \frac{\delta \sin 2\alpha}{2\varepsilon \mu_0 a_2 A_1} \quad (11.112)$$

Электромагнитная сила (11.110) достигает максимума при $\alpha = 45^\circ$:

$$P_m = \frac{\Phi_m^2}{2\mu_0 S \varepsilon} \quad (11.113)$$

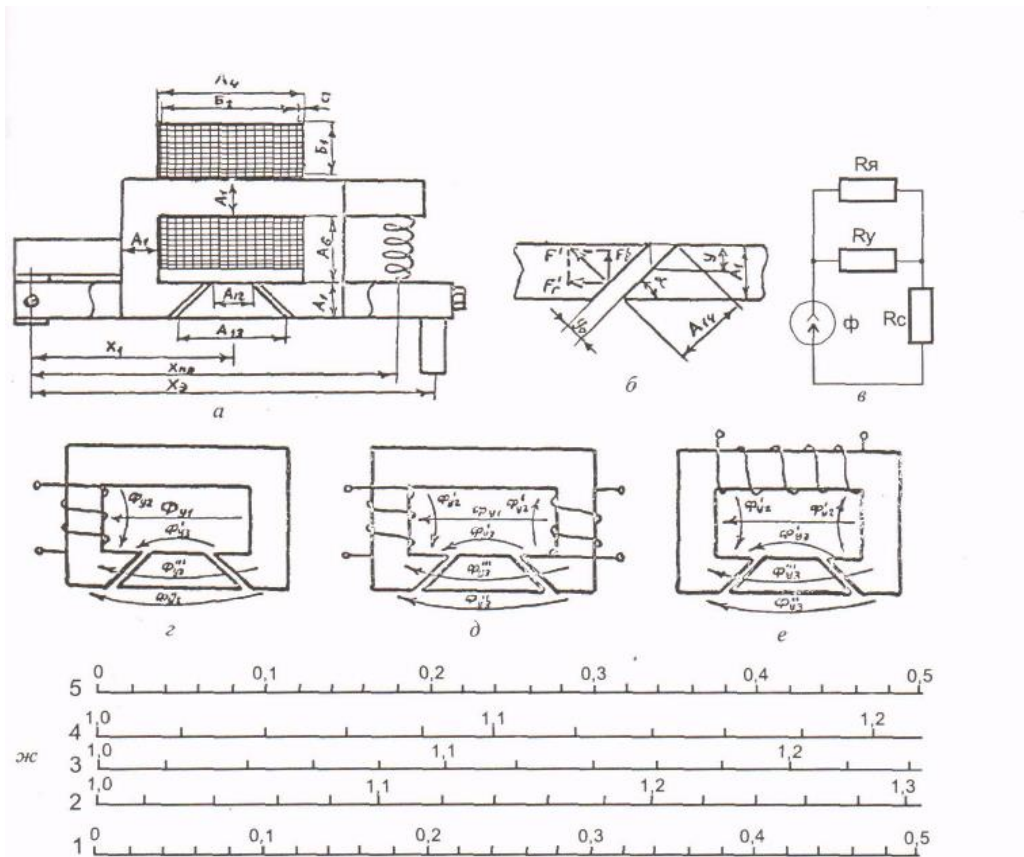


Рис. 11.15. Высокочастотный вибратор с трапецидальной вставкой якоря: а — е — см. рис. 11.14; жс — номограммы для расчета вибратора: 1,5 — δ , зазор; коэффициент ε (a_2 : 1 (2), 1,5 (3), 2 (4)); з — обращенное расположение вставки

Полное магнитное сопротивление зазоров и коэффициент ε соответственно равны

$$R_1 = \frac{\delta}{\varepsilon \mu_0 a_2 A_1} \quad (11.114)$$

$$\varepsilon = 1 + \frac{0,09\delta^2}{a_2^2} + 0,332\delta \left(\frac{1}{a_2} + 0,707 \right) \quad (11.115)$$

значения последнего в функции зазора сведены в систему расчетных номограмм (рис. 11.15, ж).

Сопротивления утечки находятся, как и для вибратора с прямоугольной вставкой, с той лишь разницей, что формула (11.104) приобретает вид

$$R_{y3} = [A_2(g'_3 + g''_3) + 2A_1g'''_3]^{-1}, \quad (11.116)$$

где удельная проводимость утечки между нижними сторонами

$$g''_3 = \pi^{-1}\mu_0 \ln\left(\frac{a_7}{a_{13}}\right), \quad (11.117)$$

а между боковыми ветвями стержней

$$g'''_3 = \pi^{-1}\mu_0 \ln\left(\frac{2a_7}{a_{12} + a_{13}}\right). \quad (11.118)$$

При одинаковых размерах вставок вдвое больше относительно (11.113) тяговое усилие обеспечивает вибратор с обращенным расположением вставки (11.15, з)

Сравнительный численный анализ тяговых усилий вибраторов с прямоугольной и трапецидальной вставками показал, что при одинаковых габаритных размерах при питании фиксированной МДС (виброрегуляторы) предпочтительнее первые, а при питании фиксированным потоком (сетевое питание) — вторые.

Электромагнитная сила P_m , развиваемая якорем с параллелограммоидальной вставкой (рис. 11.16), равна сумме сил P'_m и P''_m [348]:

$$P_m = P'_m + P''_m = 0,5\mu_0^{-1}B_m^2S \left(\frac{1}{\varepsilon_1} + 0,5\varepsilon_2^{-1} \sin 2\alpha \right), \quad (11.119)$$

где ε_1 находится по формуле (11.45), а ε_2 — по формуле (11.115).

Магнитное сопротивление зазоров

$$R_\delta = \mu_0^{-1}yS_0^{-1} \left(\frac{1}{\varepsilon_1} + 0,5\varepsilon_2^{-1} \sin 2\alpha \right). \quad (11.120)$$

Максимум силы P_m достигается при $\alpha = 45^\circ$:

$$P_m = 0,5\mu_0^{-1}B_m^2S \left(\frac{1}{\varepsilon_1} + 0,5\varepsilon_2^{-1} \right) = 0,5\mu_0^{-1}k_{11}B_m^2S. \quad (11.121)$$

При этом магнитное сопротивление зазоров

$$R_\delta = y\mu_0^{-1}S^{-1} \left(\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{0,5}{\varepsilon_2} \right) = \frac{k_\varepsilon\mu_0^{-1}y}{S}, \quad (11.122)$$

где расчетный коэффициент

$$k_\varepsilon = \frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{0,5}{\varepsilon_2} = f(\delta), \quad (11.123)$$

значения которого протабулированы и сведены в систему расчетных номограмм (рис. 11.16, з).

Из сравнения (11.109) и (11.123) видно, что якорь с параллелограммоидальной вставкой развивает усилие в 1,5 раза большее, чем с трапецидальной.

Сопротивление утечки состоит из параллельного включения сопротивлений между вертикальными стержнями

$$R_{y1} = \frac{1}{g_1 A_6} = \left(A_6 \mu_0 \left(\frac{a_2}{a_4} + \frac{2}{a_4 + \pi/4} \right) \right)^{-1}, \quad (11.124)$$

между горизонтальными стержнями

$$R_{y2} = \frac{2}{g_2 A_4} = 2 \left(A_4 \mu_0 \left(\frac{a_2}{a_6} + \frac{2}{a_6 + \pi/4} \right) \right)^{-1}, \quad (11.125)$$

между левым и нижним стержнями

$$R_{y3} = \frac{1}{g_3 A_2} = \left(2 \mu_0 A_2 \pi^{-1} \ln \left(\frac{a_4}{a_{12}} \right) \right)^{-1} = \left(8 \cdot 10^{-7} A_2 \ln \left(\frac{a_4}{a_{12}} \right) \right)^{-1}. \quad (11.126)$$

11.7. Расчет и выбор магнитопроводов соленоидальных вибраторов

В вибраторах соленоидального типа (см. рис. 6.1) проводимость воздушных участков магнитной цепи G складывается из пяти проводимостей трех типов (рис. 11.4): проводимости основного зазора G_4 , находимой по формуле (11.24), проводимости уголков G_3 и G_5 , находимых по формуле (11.25), проводимостей выпучивания G_2 и G_6 , определяемых соответственно по формулам (11.28) и (11.30):

$$G = G_4 + G_3 + G_5 + G_2 + G_6. \quad (11.127)$$

Для нахождения тягового усилия электромагнита воспользуемся формулой (11.16). Поскольку из формул (11.24), (11.25), (11.28), (11.30) только формула (11.24) явно зависит от изменяемой при ходе якоря длине концентрических участков магнитопровода h , то при взятии производной dG/dh лишь соответствующее ей слагаемое будет отлично от нуля. В силу этого полученное значение тягового усилия примет вид

$$P_m = 0,25 F_m^2 \ln \left(\frac{d_0}{d_c} \right). \quad (11.128)$$

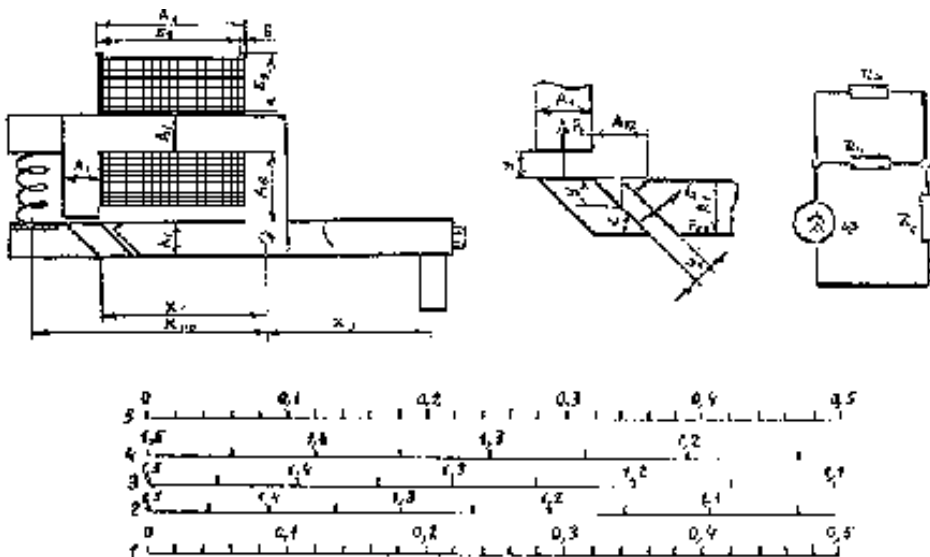


Рис. 11.16. Высокочастотный вибратор с параллелограммной вставкой якоря:

a — конструкция; b — определение электромагнитной силы и магнитного сопротивления зазора; c — схема магнитной цепи; d — номограммы для расчета вибратора: 1,5 — δ — зазор; коэффициент κ_0 : 2 — $a_2 = 1$; 3 — $a_2 = 1,5$; 4 — $a_2 = 2$

Таким образом, вибраторы с магнитопроводом соленоидального типа при питании фиксированной МДС обладают наибольшей равномерностью тяговой характеристики электромагнита во всем диапазоне перемещения якоря. Высокая стабильность тягового усилия делает их незаменимыми при создании виброрегуляторов электромагнитного типа.

При ограниченной величине амплитуды вибрации они успешно могут использоваться и в качестве обычных вибраторов, например, в установках ЭФИ—42, ЭФИ—42А [142].

Проводимости утечки находятся графо-аналитическим методом по формулам (11.20)—(11.22) стальных участков магнитопровода — аналогично проводимостям вибраторов других конструкций.

11.8. Исследование электродинамических вибраторов

Большой момент инерции якоря, даже у электромагнитных вибраторов с якорем облегченного типа, ограничивает верхний предел их частотного диапазона значением 1—2 кГц. Для достижения более высоких уровней необходимо дальнейшее снижение инерционных характеристик подвижных деталей вибратора. Облегченной массой якоря относительно электромагнитных обладают электродинамические вибраторы. Однако у вибраторов с многовитковой обмоткой недостаточны жесткость и прочность подвижных деталей, в силу чего, несмотря на более.

Электродинамические вибраторы с линейным и одновитковым якорями (рис. 11.17, а, з) с подачей тока от вторичных обмоток внешних трансформаторов позволяют облегчить подвижную массу вибратора, но обладают повышенными потерями энергии в активном сопротивлении контура якоря. Так, в вибраторе с активной длиной якоря (длиной, находящейся в магнитном поле) $L = 0,1$ м при индукции постоянного магнитного поля $B = 1$ Тл для создания тягового усилия $P_m = 100$ Н требуется протекание тока $I = 1$ кА. Поскольку создание импульсных генераторов тока большой величины реализуется технически проще, чем синусоидальных, даже при использовании импульсного согласующего трансформатора, то основным типом генераторов для питания электродинамических вибраторов являются именно они.

Одной из разновидностей электродинамических вибраторов являются вибраторы без упругого сопротивления (см. п.6.14), колебания в которых создаются за счет реверсивного тока. Из анализа (6.14)—(6.20) видно, что устойчивые колебания порядка субгармоничности при $K = 0$ и синусоидальном токе возможны только в диапазоне $\pi \geq \psi \geq \pi - \arctg \pi$, а при импульсном — в диапазоне $\alpha \leq \delta(\delta - 4\pi)(\delta - 2\pi)^{-2}$, что требует использования генераторов асимметричного реверсивного тока.

Из схемы магнитной цепи электродинамического вибратора (рис. 11.17, б) видно, что его сопротивление

$$R = R_c + R_\delta \parallel R_y \quad (11.129)$$

состоит из сопротивлений зазоров R_δ , утечки R_y и стали R_c , которые находятся аналогично сопротивлениям участков цепи электромагнитного вибратора.

Задаваясь индукцией в зазоре B_δ (обычно $B_\delta = 1,0—1,5$ Тл), находим поток зазора

$$\Phi_\delta = B_\delta S \quad (11.130)$$

и полный магнитный поток вибратора

$$\Phi = \Phi_\delta \left(1 + \frac{R_\delta}{R_y} \right), \quad (11.131)$$

зная который, легко определить МДС вибратора

$$F = \Phi R = \Phi (R_c + R_\delta \parallel R_y) \quad (11.132)$$

Для расчета магнитной цепи вибратора с постоянным магнитом воспользуемся методом эквивалентного генератора с МДС

$$F = H_c l \quad (11.133)$$

и потоком короткого замыкания

$$\Phi_s = B_s S, \quad (11.134)$$

где H_c — коэрцитивная сила магнита, l — длина его средней силовой линии, B_s — остаточная индукция, S — площадь поперечного сечения магнита. Вебер-амперная характеристика нелинейного внутреннего сопротивления генератора, находится из П квадрата петли гистерезиса магнитотвердого материала изменением масштаба осей согласно выражениям (11.133) и (11.134). Параметры некоторых распространенных материалов, используемых для изготовления постоянных магнитов, приведены в табл. 11.8 [419]. Дальнейший расчет ведется графо-аналитическим методом (рис. 11.17, в). Вебер-амперная характеристика сопротивления воздушных участков цепи вибратора

$$R_B = R_\delta \parallel R_y \quad (11.135)$$

представлена прямой, проходящей через начало координат и точку с координатами (F ; F/R_B).

Магнитные напряжения U_B и поток Φ воздушных участков цепи находятся как точка пересечения кривой и прямой графика. Поток в рабочем зазоре

$$\Phi_\delta = \frac{\Phi R_y}{R_\delta + R_y} \quad (11.136)$$

Несмотря на то, что индукция постоянных магнитов меньше, чем электромагнитов, электродинамические вибраторы, созданные на их базе, получаются легче и компактнее, чем с использованием электромагнитов. Однако они не нашли широкого применения при изготовлении мощных вибраторов из-за высокой стоимости постоянных магнитов.

В рассмотренных вибраторах ток к якору подводится извне, что при значительных токах (1—2 кА) сопряжено с повышенными потерями, усложнением монтажа и другими техническими трудностями.

В предложенном нами вибраторе (рис. 11.17, д) к катушке подводится переменный ток малой величины, который повышается непосредственно в якоре, выполняющем одновременно роль вторичной обмотки трансформатора. При работе вибратора от источника синусоидального напряжения

$$u = -U_m \sin \omega t \quad (11.137)$$

индукция в нем косинусоидальна и при ее равномерном распределении в зазоре равна

$$b = B_m \cos \omega t = U_m (W a l \omega)^{-1} \cos \omega t, \quad (11.138)$$

где a , l — ширина и длина активной (находящейся в магнитном поле) части якора, W — число витков катушки.

Рассмотрим элементарный контур толщиной dx с координатой x (рис. 11.17, д). Пересекающий его поток

$$d\Phi_x = b \cdot ds = bl \cdot dx \quad (11.139)$$

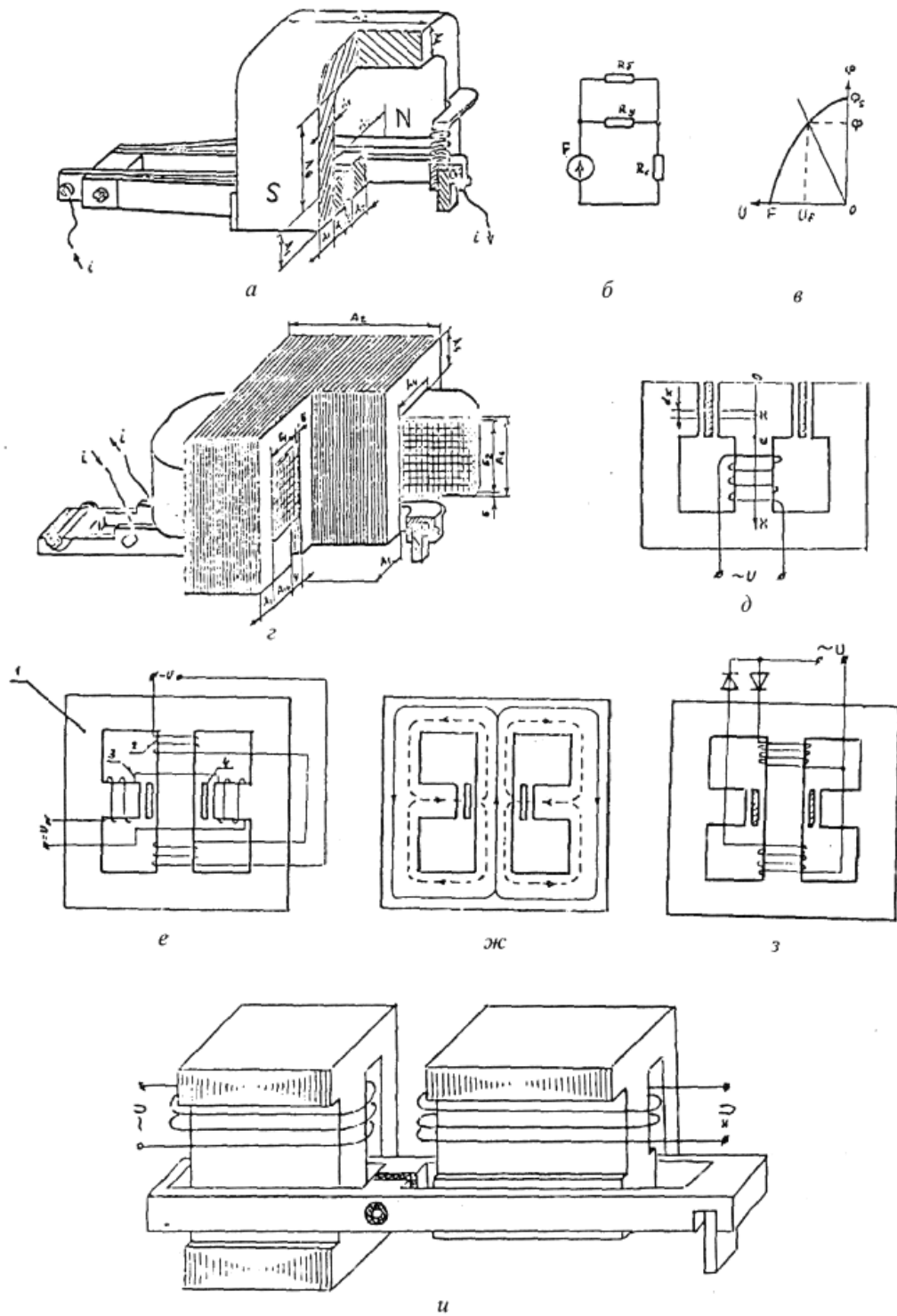


Рис. 11.17. Электродинамические вибраторы:
a — в — с постоянным магнитом (*a* — конструкция, *б* — схема магнитной цепи, *в* — ее графо-аналитический расчет); *г, д* — с электромагнитом (*г* — постоянного тока, *д* — переменного тока); *е-з* — с мостовой магнитной цепью (*е* — с внешним намагничиванием, *ж* — распределение переменного (сплошная линия) и постоянного (штриховая линия) потоков, *з* — с самомагничиванием; *и* — совмещенный с трансформатором)

Таблица 11.8. Характеристика материалов для постоянных магнитов

Марка	Остаточная индукция B_r , Тл	Коэрцитивная сила H_c , кА/м
ЮНД4(АНЗ)	0,50	40,0
ЮНД12	0,50	52,0
ЮНД8	0,60	44,0
ЮНДК15 (АНКо2)	0,75	48,0
ЮНДК18(АНКо3)	0,90	55,0
ЮНДК35Т5	0,80	87,0
ЮНДК24Т2	1,10	58,0
ЮНДК24(АНКо4)	1,23	44,0
ЮНДК24Б	1,20	51,0
ЮНДК25А	1,33	54,0
ЮНДК24БА	1,28	62,0

Поток, охватываемый контуром

$$\Phi_x = \int_0^x d\Phi_x = bl \int_0^x dl = blx \quad (11.140)$$

ЭДС, индуцируемая в контуре

$$e_x = -\dot{\Phi}_x = B_m lx \omega \sin \omega t \quad (11.141)$$

Из второго закона Кирхгофа ЭДС

$$e_x = r_x di_x + bl \dot{y} \quad (11.142)$$

Откуда после подстановки (11.141) в (11.142) ток контура

$$di_x = \frac{e_x - bl \dot{y}}{r_x} = B_m h \rho^{-1} (x \sin \omega t - \dot{y} \cos \omega t) dx \quad (11.143)$$

где h , ρ , \dot{y} — толщина, удельное сопротивление и скорость движения якоря.

Сила, действующая на контур,

$$dp_x = Bl \cdot di_x = 0,5 \rho^{-1} B_m^2 lh (x \omega \sin 2\omega t - \dot{y} (1 + \cos 2\omega t)) dx \quad (11.144)$$

Полная сила, действующая на якорь

$$p = \int_0^a dp_x = 0,5 \rho^{-1} B_m^2 lh (0,5 a^2 \sin 2\omega t - a \dot{y} (1 + \cos 2\omega t)) \quad (11.145)$$

Из последнего выражения видно, что частота возбуждающей силы, а следовательно, и вибрации якоря равна удвоенной частоте питающего напряжения.

Подставляя (11.145) в (6.1) при отсутствии трения ($\beta=0$), находим дифференциальное уравнение вибрации якоря

$$m \ddot{y} + a_0 \dot{y} (1 + \cos 2\omega t) + Cy = 0,25 \rho^{-1} B_m^2 l h a^2 \omega \sin 2\omega t \quad (11.146)$$

где $a_0 = 0,5 B_m^2 l h \rho^{-1} a$ — коэффициент электродинамической диссипации.

Полный ток якоря найден, интегрируя (11.143) по x :

$$i = \int_0^a di_x = B_m \rho^{-1} h (0,5 a^2 \sin \omega t - a \dot{y} \cos \omega t) \quad (11.147)$$

Ток катушки возбуждения с числом витков W

$$i_1 = \frac{i}{W} = B_m (\rho W)^{-1} h (0,5 a^2 \sin \omega t - a \dot{y} \cos \omega t) \quad (11.148)$$

Так как u является функцией, изменяющейся с двойной относительно питающего напряжения частотой, то из (11.148) видно, что в токе содержится ярко выраженная третья гармоника.

Помимо рассмотренного, возможны электродинамические вибраторы с мостовой магнитной цепью 1 (рис. 11.17, *е*), на одну диагональ которой надеты катушки 2 с переменным током, поток которых охватывается контуром якоря 4 , помещенного в зазоре диагонали, содержащей постоянные магниты или электромагниты 3 , поток которых пересекает якорь 4 . Переменный поток индуцирует в якоре МДС, наводящую ток, который взаимодействует с постоянным магнитным полем, пересекающим якорь, в результате чего возникает сила, возбуждающая вибрацию. Пути прохождения переменного и постоянного потоков по элементам магнитной цепи вибратора показаны на рис. 11.17, *ж*.

В рассмотренном вибраторе с внешним намагничиванием сердечника для создания постоянного и переменного магнитных полей использовались отдельные пары катушек, что делает вибратор излишне громоздким. Поэтому нами был предложен более компактный мостовой электродинамический вибратор с самоподмагничиванием, в котором постоянное магнитное поле создается за счет использования диодного разделения катушек (рис. 11.17, *з*). При таком решении магнитные поля, создаваемые каждой катушкой, содержат переменную и постоянную составляющие. Первые направлены согласно I , суммируясь в сплошной диагонали, замыкаются по сердечнику. Последние направлены встречно и вытесняются в диагональ с воздушными зазорами, где и происходит их суммирование. Результирующая картина магнитного поля при этом совпадает с его распределением в вибраторе с внешним подмагничиванием (рис. 11.17, *ж*). Помимо рассмотренной схемы самоподмагничивание может быть достигнуто использованием встречно-диодного шунтирования последовательно соединенных катушек, шунтированием диодами вторичных обмоток, намотанных поверх изображенных на рис. 11.17, *и* при их последовательном соединении.

Нами был также разработан вибратор с подвижным якорем 1 , охватывающим две магнитные цепи, первая из которых 2 играет роль трансформатора, вторая 3 — электромагнита постоянного тока собственно вибратора (рис. 11.17, *и*). Вместо электромагнита 3 может быть использован постоянный магнит. Возвращающая якорь сила создается пружиной 4 .

Численный анализ рассмотренных схем электродинамических вибраторов показал, что наиболее эффективной для обычных вибраторов, используемых как при ручном, так и при механизированном легировании является схема с питанием переменным напряжением (рис. 11.17, *д*).

Для виброрегуляторов, используемых исключительно при механизированном легировании, где требования к весо-габаритным параметрам не столь жестки, оптимальной является схема с совмещением вибратора и трансформатора (рис. 11.1, 17, *и*). Для реализации медленного перемещения якоря, регулирующего зазор, при слежении за профилем легируемой детали якорь-траверса должен быть дополнен жестко соединенной с ним обмоткой постоянного тока. Поскольку частотный спектр регулирующего движения намного ниже спектра вибрации, данная обмотка может быть выполнена многовитковой из относительно тонкого провода.

За счет снижения подвижной массы вибратора (якоря) и увеличения тягового усилия, достигаемого распределением его на большом участке длины якоря, удалось увеличить частотный диапазон электродинамических вибраторов приблизительно в два раза относительно электромагнитных.

11.9. Исследование и расчет механической системы вибратора

Расчет механической системы вибратора включает в себя прочностный расчет траверсы якоря и оси ее крепления на ударный изгиб и выбор пружины из условий обеспечения заданной частоты собственных колебаний вибратора [421, 422].

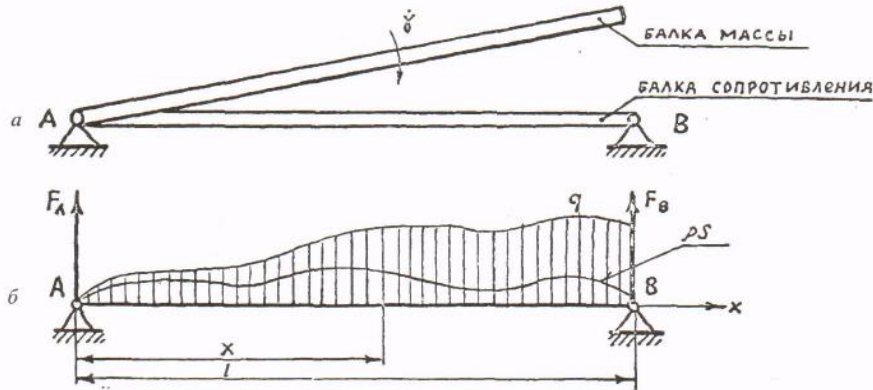


Рис. 11.18. Работа якоря на ударный изгиб:

а — замена реального удара балки ударом вращающейся балки массы по неподвижной балке сопротивления; *б* — распределение массы ρS и нагрузки q вдоль оси балки

11.9.1. Работа якоря на ударный изгиб

Механические напряжения, возникающие в якоря в момент удара, значительно превосходят напряжения на безударных участках пути. Поэтому при расчете якоря на прочность ограничимся только ими. Кинетическая энергия системы электрод—якорь при ударе переходит в потенциальную энергию сжатия электрода и изгиба якоря. Точное решение данной задачи возможно при использовании метода конечных элементов, примененного нами при исследовании колебаний вибратора с гибким упругим якорем (см. п. 6.3).

Здесь же воспользуемся приближенным методом, считая, что кинетическая энергия электрода переходит в потенциальную энергию его сжатия и деформации детали, а кинетическая энергия якоря — в потенциальную энергию его изгиба. Непосредственно перед ударом кинетическая энергия якоря

$$W_k = 0,5 J_{я} \dot{\gamma}_{y\partial}^2 \quad (11.149)$$

Для рассмотрения процесса расчленим реальную вращающуюся балку на две: балку сопротивления — невесомую балку с такими же геометрическими характеристиками и модулем упругости, как и у якоря, и балку массы, не обладающую сопротивлением изгибу, но с таким же распределением массы вдоль длины, как у якоря. Заменим реальный удар якоря ударом вращающейся балки массы по неподвижно лежащей на двух опорах балке сопротивления (рис. 11.18, *а*).

Считаем закон распределения ударной силы по длине балки dF/dx подобным закону распределения импульса удара dQ/dx :

$$q = \frac{dF}{dx} = \frac{1}{t_{y\partial}} \cdot \frac{dQ}{dx} = \frac{1+K}{t_{y\partial}} \dot{\gamma}_{y\partial} \rho S_x = K_0 \dot{\gamma}_{y\partial} q \quad (11.150)$$

где $q = \rho Sx$, K — коэффициент восстановления, ρ — плотность якоря, $t_{y\partial}$ — время удара, находимое из условий деформации электрода и детали при ударе [376].

Таким образом динамическая нагрузка балки определена с точностью до коэффициента

$$K_0 = \frac{1+K}{t_{y\partial}}, \quad (11.151)$$

который находится из условий равенства кинетической энергии якоря до удара и потенциальной энергии его изгиба при ударе.

Силы реакций F_A , F_B опор A и B при ударе определяются через вращающие моменты M_B , M_A распределенной нагрузки относительно точек B и A :

$$F_A = \frac{M_B}{l} = l^{-1} \int_0^l q(x-l)dx = K_0 \dot{\gamma}_{y\partial} l^{-1} \int_0^l q(x-l)dx, \quad (11.152)$$

$$F_B = -\frac{M_A}{l} = -l^{-1} \int_0^l qxdx = -K_0 \dot{\gamma}_{y\partial} l^{-1} \int_0^l qxdx, \quad (11.153)$$

Изгибающий момент в сечении x

$$M = F_B(l-x) + \int_x^l q(z-x)dz = K_0 \dot{\gamma}_{y\partial} \mu, \quad (11.154)$$

где приведенный изгибающий момент

$$\mu = K_0 \dot{\gamma}_{y\partial} \left(\left(\frac{x}{l} - 1 \right) \int_0^l qxdx + \int_0^l q(z-x)dz \right). \quad (11.155)$$

Потенциальная энергия изгиба якоря [363]

$$W_{\Pi} = \int_0^l \frac{\mu^2 dx}{2EJ} = K_0^2 \dot{\gamma}_{y\partial}^2 \int_0^l \frac{\mu^2 dx}{2EJ}. \quad (11.156)$$

Приравнявая (11.149) и (11.156), получаем

$$\frac{J_{я} \dot{\gamma}_{y\partial}^2}{2} = K_0^2 \dot{\gamma}_{y\partial}^2 \int_0^l \frac{\mu^2 dx}{2EJ}. \quad (11.157)$$

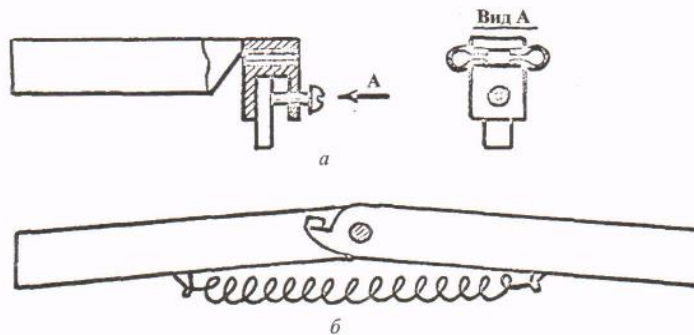


Рис. 11.19. Способы смягчения удара электрода

Из (11.157) видно, что коэффициент K_0 не зависит от ударной скорости, а является только функцией материала и геометрических характеристик якоря. Ударная нагрузка является функцией $K_0 = (1+K)/t_{y\partial}$ и не зависит в отдельности от K и $t_{y\partial}$. Время удара можно найти из (11.151) без знания упругих свойств деформируемых материалов электрода и детали.

При постоянном сечении якоря формулы (11.152) — (11.154) упрощаются, принимая вид

$$F_A = \frac{K_0 \dot{\gamma}_{y\partial} \rho S}{l} \int_0^l x(x-l) dx = -\frac{K_0 \rho S l^3 \dot{\gamma}_{y\partial}}{6}, \quad (11.158)$$

$$F_B = -\frac{K_0 \dot{\gamma}_{y\partial} \rho S}{l} \int_0^l x^2 dx = -\frac{K_0 \rho \dot{\gamma}_{y\partial} l^3}{6}, \quad (11.159)$$

$$M = K_0 \dot{\gamma}_{y\partial} \rho S \left(-\frac{l-x}{l} \int_0^l x^2 dx + \int_0^l z(z-x) dz \right) = \frac{K_0 \dot{\gamma}_{y\partial} \rho S}{6} (x^3 - xl^2) \quad (11.160)$$

Из (11.160) видно, что ударный изгибающий момент достигает максимума при

$$x_{\max} = \frac{l}{\sqrt{3}}, \quad (11.161)$$

где

$$M_{\max} = \frac{K_0 \dot{\gamma}_{y\partial} \rho l^3 S}{9\sqrt{3}}. \quad (11.162)$$

Подставляя в (11.157) момент инерции вращения якоря

$$J_{\text{я}} = \frac{\rho S l^3}{3}, \quad (11.163)$$

изгибающий момент (11.160), а также E , J , ρ , S , полагая их константами, находим

$$K_0 = \frac{1}{l^2} \sqrt{\frac{315EJ}{2\rho S}} = \frac{12,53}{l^2} \sqrt{\frac{EJ}{\rho S}}, \quad (11.164)$$

Подставляя (11.164) в (11.162), находим максимальный изгибающий момент

$$M_{\max} = 0,804 \dot{\gamma}_{y\partial} L \sqrt{\rho E S J}, \quad (11.165)$$

по которому производится проверка якоря на прочность

$$\sigma_{\max} = \frac{M_{\max}}{W} \leq [\sigma_{\text{изг}}], \quad (11.166)$$

где W — осевой момент сопротивления, $[\sigma_{\text{изг}}] = 0,45 \delta_B$ — допустимое сопротивление ударному изгибу [423].

Из (11.166) видно, что меньшим значениям ударных напряжений изгиба соответствуют следующие сечения якоря: два вертикально расположенных прямоугольника, цельных или перфорированных; два горизонтально расположенных прямоугольника, жестко соединенные между собой, швеллер, тавр, двухтавр.

Для уменьшения ударных динамических нагрузок может быть использована подпружиненная подвеска электрододержателя (рис. 11.19, а) или якорь, состоящий из двух траверс, упруго соединенных пружиной (рис. 11.19, б). Обе конструкции являются двухчастотными, что позволяет использовать в резонансном режиме их без перенастройки. Однако необходимо помнить, что при мягкой подвеске электрода увеличивается вероятность его залипания, а чрезмерное затягивание времени удара на грубых режимах может привести к снижению переноса (см. далее гл. 12).

11.9.2. Расчет оси вибратора

При ударе электрода о деталь на ось A действует сила удара, равная силе реакции (11.152), (11.158). В последнем случае она может быть представлена в виде

$$F_A = -2,09\dot{\gamma}_{уд} \sqrt{\rho ESJ} \quad (11.167)$$

Сила F_A распределяется вдоль оси по сложным законам, являющимся функцией многих переменных. Для упрощения расчетов силу считают равномерно распределенной, сосредоточенной в середине оси или в виде двух равных сил, смещенных от ее концов на расстояние kl , где $k = 0,25—0,35$ (рис. 11.20). Изгибающие моменты при этом соответственно равны

$$M_{ось} = \frac{F_A l}{8}; \quad M_{ось} = \frac{F_A l}{4}; \quad M_{ось} = \frac{F_A kl}{2} = \frac{F_A l}{5,7-8}$$

При расчете будем принимать

$$M_{ось} = \frac{F_A l}{6} \quad (11.168)$$

Максимальное ударное напряжение оси

$$\sigma_{max} = \frac{M_{max}}{W} = \frac{32M_{max}}{\pi d^3} \leq [\sigma_{изг}] \quad (11.169)$$

Необходимый диаметр оси при этом

$$d \geq \sqrt[3]{\frac{32M_{ось}}{\pi[\sigma_{изг}]}} \approx \sqrt[3]{\frac{10M_{ось}}{[\sigma_{изг}]}} \quad (11.170)$$

Материал оси выбирается из условия минимального трения при ее посадке в подшипнике скольжения.

11.9.3. Расчет пружины

Расчет пружины [422] производится, исходя из условий получения резонансной собственной частоты и обеспечения необходимой прочности.

Для получения резонансной собственной частоты необходима жесткость пружины

$$C = m_{пр} \omega_0^2, \quad (11.171)$$

где $m_{пр}$ — масса якоря, приведенная к точке крепления пружины.

Для нахождения условий прочности рассмотрим максимально возможную деформацию пружины с учетом запаса хода и усилия, возникающее при ней

$$y_{пр} = \frac{1,2 y_{хпр}}{l} \quad (11.172)$$

$$F_{пр} = C y_{пр} \quad (11.173)$$

Из курса сопромата известно, что жесткость пружины

$$C = \frac{Gd}{8I^3 n}, \quad (11.174)$$

а касательные напряжения, возникающие в ней

$$\tau = k_{И} \frac{8PI}{\pi d^2}, \quad (11.175)$$

где — индекс пружины, а $k_{И} = f(I)$ коэффициент поправки.

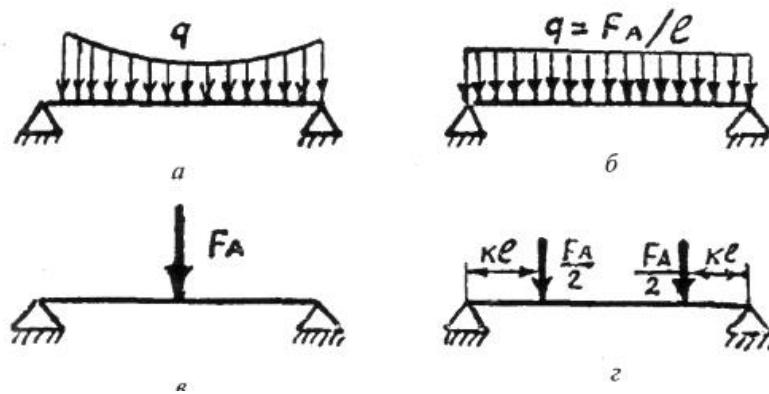


Рис. 11.20. Нагрузка на ось якоря при ударе:

a — реальная; *б-г* — эквивалентная расчетная (*б* — равномерно распределенная; *в* — сосредоточенная по центру; *г* — сосредоточенная в виде двух сил, отстоящих от краев на kl)

Таблица 11.9. Коэффициент для расчета пружин

Индекс пружины И	3	4	5	6	7	8	9	10
$k_{И}$	1,58	1,40	1,31	1,25	1,21	1,18	1,16	1,14
k_d	3,47	3,77	4,08	4,37	4,64	4,90	5,16	5,38
$k_{П} \times 10^{-3}$	4,63	1,95	1,0	0,579	0,364	0,244	0,171	0,125

Совместное решение (11.174) и (11.175) дает диаметр и число рабочих витков пружины:

$$d = \sqrt{\frac{8k_{И} И F_{np}}{\pi [\tau]}} = k_d \sqrt{\frac{F_{np}}{[\tau]}} \quad (11.176)$$

$$n = \frac{Gd}{8И^3 C} = k_{П} \frac{Gd}{C} \quad (11.177)$$

Коэффициенты $k_{И}$ k_d $k_{П}$ в функции от И сведены в табл. 11.9. Необходимые для расчета пружин данные материалов – в табл. 11.10 и 11.11.

При расчете, учитывая ударную нагрузку, действующую на пружину, допускаемое касательное напряжение берут с большим запасом прочности [422]:

$$[\tau] = (0,2 - 0,3) \sigma_B$$

Расчеты показывают, что масса пружины мала по сравнению с приведенной к точке ее крепления активной массе вибратора, и коррекции собственной частоты вибратора с учетом массы пружины не требуется.

Полное число витков пружины на 1,5-2 больше рабочего. Шаг намотки пружины обычно равен диаметру проволоки.

Таблица 11.10. Механические характеристики

Марка стали	Временное сопротивление разрыву $\sigma_B \cdot 10^6, \frac{Н}{м^2}$	Допустимые касательные напряжения в пружинах $[\tau] \cdot 10^6, \frac{Н}{м^2}$	Допустимое напряжение при ударном изгибе $[\sigma_{II}] \cdot 10^6, \frac{Н}{м^2}$	Модуль упругости	
				$G \cdot 10^9, \frac{Н}{м^2}$	$E \cdot 10^9, \frac{Н}{м^2}$
Пружинная сталь					
65	1000	300	-	74,5	196
70	1050	315	-	74,5	196
75	1100	330	-	74,5	196
85	1150	345	-	74,5	196
55ГС	1000	300	-	74,5	196
65Г	1000	300	-	74,5	196
50С2	1200	360	-	74,5	196
55С2	1300	390	-	74,5	196
60С2	1300	390	-	74,5	196
60С2А	1600	480	-	74,5	196
63С2А	1600	480	-	74,5	196
70С3А	1800	540	-	74,5	196
50ХГ	1300	390	-	78,5	206
50ХГА	1300	390	-	78,5	206
50ХГФА	1300	390	-	78,5	206
50ХФА	1300	390	-	78,5	206
60С2ХА	1800	540	-	78,5	206
60С2ХФА	1900	570	-	78,5	206
65С2ВА	1900	570	-	78,5	206
60С2Н2А	1750	525	-	78,5	206
55СГ	1300	390	-	74,5	196
60СГ	1300	390	-	74,5	196
60СГА	1600	480	-	74,5	196
Конструкционная сталь					
10	340	-	136	79,5	206
20	420	-	168	79,5	206
30	500	-	200	79,5	206

Таблица 11.11. Проволока стальная пружинная

Диаметр $\times 10^{-3}$ м	Углеродистая по ГОСТ 9389—60						Легированная по ГОСТ 14963—69			
	I класс		II класс		III класс		Диаметр, мм	σ_B	$[\tau]$	
	σ_B	$[\tau]$	σ_B	$[\tau]$	σ_B	$[\tau]$		$\times 10^6, Н/м^2$	$[\tau]$	
0,14; 0,15; 0,16; 0,20; 0,22; 0,25; 0,30	2700	810	2250	675	1750	525	0,5; 0,56; 0,6			
0,32; (0,34); (0,35); 0,36; 0,40; 0,45; 0,50; 0,56; 0,60	2650	795	2200	660	1700	510	0,7; 0,8; 0,9			
0,63; 0,70; (0,75); 0,80	2600	780	2150	645	1700	510	1,0	1800	540	
(0,85); 0,90; 1,0	2550	765	2100	630	1650	495	1,1; 1,2	1800	540	
1,1; 1,2	2400	720	1950	585	1550	465	1,4	1750	525	
(1,3); 1,4	2300	690	1900	570	1500	450	1,6	1750	525	
(1,5); 1,6	2200	660	1850	555	1450	435	1,8; 2,0	1700	510	
(1,7); 1,8; 2,0	2100	630	1800	540	1400	420	2,2	1650	495	
2,2; 2,3	1900	570	1700	510	1400	420	2,5; 2,8	1650	495	
2,5; 2,8; 3,0	1750	525	1650	495	1300	390	3,0; 3,2; 3,5	1600	480	
3,2; (3,4); 3,5; 3,6	1650	495	1550	475	1200	360	3,8 4,0	1450	435	
4,0	1600	480	1500	450	1150	345	4,26; 4,5;	1400	420	
4,5; 5,0	1500	450	1400	420	1150	345	4,8; 5,0	1350	405	

Глава 12 ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ВИБРОУДАРНОЙ СКОРОСТИ ЭЛЕКТРОДА НА ПАРАМЕТРЫ ЭЛЕКТРОИСКРОВОГО ЛЕГИРОВАНИЯ

Как уже отмечалось выше (п. 1.1), на качественные и количественные характеристики покрытия при ручном и механизированном электроискровом легировании, массоперенос и микрогеометрию лунок при искровых технологиях влияют многие факторы [424]: энергетические (емкость и напряжение заряда конденсаторной батареи [395], амплитуда и длительность эродирующего импульса тока [33, 126], физико-химические свойства материалов и другие. Отмечалась также недостаточная изученность влияния механических факторов [383] (скорость и направление движения легирующего электрода).

Настоящая глава посвящена изучению влияния виброударной скорости прямого [131] и косоуго [132] ударов анода-инструмента на геометрические размеры лунок, время контактирования электродов при ударе и коэффициент восстановления скорости.

12.1. Исследование и выбор механизма фиксирования виброударной скорости

Необходимое для исследования фиксирование виброударной скорости достигается использованием маятникового механизма (рис. 12.1, а), состоящего из двух стержней 1, соединенных между собой с одной стороны упругой накладкой 2. Такая связь позволяет маятнику при ударе в одном направлении вести себя как абсолютно твердое, в другом — как деформируемое тело. Первый вариант использовался в основном при исследовании прямого, второй — косоуго ударов. Образец-катод 3 крепился на специальном столике 4, позволяющем менять угол наклона к горизонту α .

Из решения дифференциального уравнения маятника [427]:

$$J \frac{d\varphi^2}{dt^2} + mgl_0 \sin \varphi = 0 \quad (12.1)$$

найдена зависимость скорости от угла отклонения φ :

$$V = l \sqrt{\frac{2mgl_0(\cos \varphi - \cos \varphi_0)}{J}}, \quad (12.2)$$

где l — длина, m — масса, l_0 — координата центра тяжести, J — момент инерции, φ_0 — начальный угол отклонения.

Подставляя в (12.2) $\varphi = 0$, найдем скорость удара

$$V_0 = 2l \sqrt{\frac{mgl_0}{J}} \cdot \sin\left(\frac{\varphi_0}{2}\right). \quad (12.3)$$

Для проведения исследований было изготовлено три пары стержней суммарной длиной 0,2, 0,5 и 1,0 м. Из последнего выражения видно, что первая пара позволяла получать виброударную скорость до 2, вторая — до 4, третья — до 6 м/с при начальном угле отклонения маятника от равновесия φ до 150° .

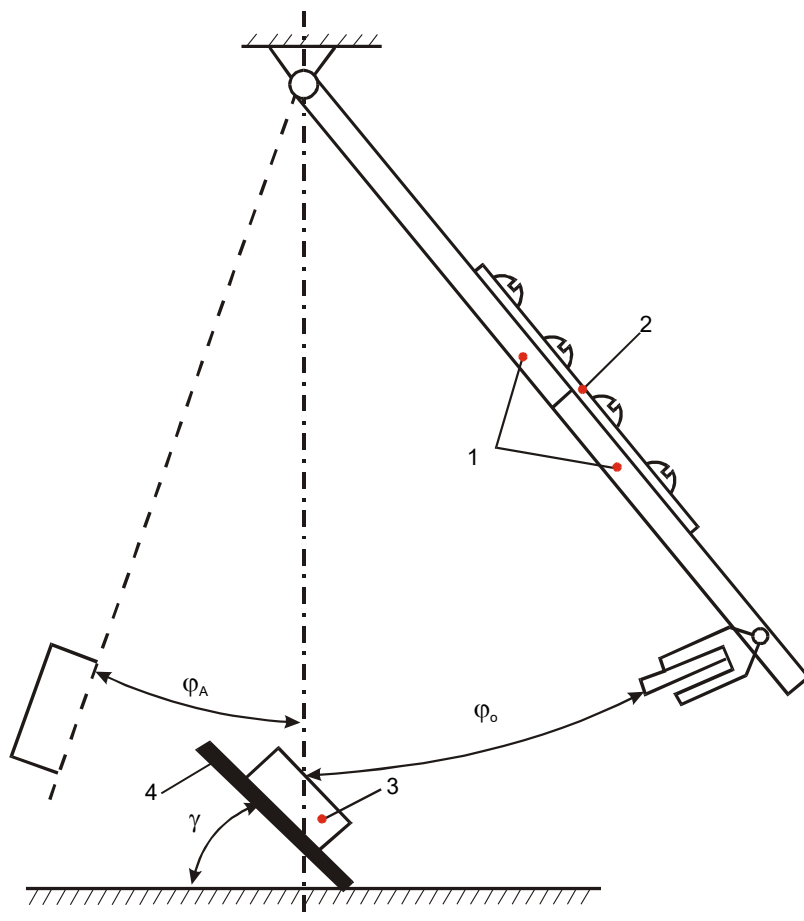


Рис. 12.1. Маятниковый механизм:

a — конструкция; *б* — эквивалентная схема разрядного контура; *в* — схема определения контактирования и коэффициента восстановления скорости при ударе

В зависимости от угла наклона α образца к горизонту скорость удара (12.3) разлагается на нормальную V_n и тангенциальную V_{τ} составляющие:

$$V_n = V_0 \sin \alpha, \quad V_{\tau} = V_0 \cos \alpha \quad (12.4)$$

12.2. Влияние виброударной скорости на геометрические размеры лунок единичного разряда

Легирование производилось одиночными импульсами, получаемыми от разряда конденсатора емкостью $C = 100$ мкФ, предварительно заряженного до напряжения $U = 200$ В. Непосредственно перед пуском зарядное устройство отключалось от конденсатора, что предотвращало подпитку последнего от сети во время разряда.

Для уменьшения индуктивности разрядного контура на стальные стержни маятника и стойки штатива были надеты медные чехлы из экранной оплетки высокочастотного кабеля радиусом $r = 5$ мм. Внутри оплетки за счет скин-эффекта поле практически отсутствовало. В момент разряда стержни маятника и стойки располагались параллельно друг другу, расстояние между их центрами $a = 2$ см. Таким образом, индуктивность маятникового механизма определяется как индуктивность двухпроводной линии

$$L_0 = \frac{\mu_0 l}{\pi} \ln \frac{a}{r} = 0,4 \cdot 10^{-6} l \cdot \ln \frac{a}{r} \quad (12.5)$$

Для устранения влияния на нее длины маятника последовательно с ним включен активно-индуктивный компенсатор, представляющий собой отрезок длинной линии, состоящей из двух параллельных стальных стержней диаметром $d = 5$ мм, помещенных в экранную оплетку и разделенных расстоянием 20 мм. Для стержней длиной 0,2 и 0,5 м длина компенсатора — соответственно 0,8 и 0,5 м. Таким образом обеспечивалась постоянная индуктивность 0,555 мкГн. Для уменьшения индуктивности токоподвода от конденсаторов к маятнику он был выполнен в виде отрезка мощного коаксиального кабеля длиной $l = 0,3$ м. При этом суммарная индуктивность токоподвода, монтажа и внутренняя индуктивность конденсаторов не превышала $L' = 0,1$ мкГн, а общая индуктивность разрядного контура

$$L = L_0 + L' = 0,655 \text{ мкГн} \quad (12.6)$$

Для расчета длительности импульса разрядного тока конденсатора с начальным напряжением $U_{co} = 200$ В проанализируем схему замещения разрядного контура (рис. 12.1, б), в которой искровой промежуток приближенно аппроксимирован противоЭДС $E_0 \approx 20$ В [428], а активным сопротивлением пренебрежем: $R \approx 0$. Из анализа видно, что разрядный импульс имеет форму полусинусоиды:

$$i = I_m \sin \omega_0 t = (U_{co} - E_0) \sqrt{C/L} \sin \omega_0 t \quad (12.7)$$

длительностью

$$T_{\text{и}} = T/2 = \pi / \omega_0 = \pi \sqrt{LC} \quad (12.8)$$

После его окончания напряжение конденсатора

$$U_{\text{ск}} = u_c(T_{\text{и}}) = -U_{co} + 2E_0 \quad (12.9)$$

После подстановки числовых данных в (12.7) — (12.9) получаем $I_m = 2,22$ кА, $T_{\text{и}} = 25,4$ мкс, $U_{\text{ск}} = -160$ В.

Проверку расчетных параметров импульса тока осуществляли осциллографированием на импульсном осциллографе С8—12 с памятью. Для уменьшения погрешности, вносимой измерительной цепью, съем тока производился с предварительно отторированной оплетки коаксиального кабеля, подводящего напряжение от конденсатора к маятниковому механизму. Для оценки остаточного напряжения на конденсаторе в разрядную цепь на время измерения включался диод (изображенный на рис. 12.1, б штриховой линией), предотвращающий протекание обратного тока после окончания перезаряда конденсатора. Остаточное напряжение измерялось электростатическим вольтметром типа С—50/4. В результате измерений получены следующие значения: $I_m = 1,8$ кА, $T_{\text{и}} = 30$ мкс, $U_{\text{ск}} = -140$ В. Последние отличались от расчетных не более чем на 20%.

Для сравнения оценим индуктивность разрядного контура реальных установок для двух крайних случаев: как двухпроводной линии с параметрами $l = 2$ м, $a = 0,2$ м, $r = 5$ мм:

$$L_1 = 0,4 \cdot 10^{-6} \ln 0,2/0,005 = 2,95 \text{ мкГн} \quad (12.10)$$

и кольца [429] радиусом $R = l/\pi = 0,636$ м из провода радиусом $r = 5$ мм:

$$L_2 = \mu_0 R \left(\ln \frac{8R}{r} - 1,75 \right) = 0,4\pi 10^{-6} 2 \cdot (\ln 8 \cdot 0,636/0,005 - 1,75) = 13,0 \text{ мкГн} \quad (12.11)$$

С учетом добавочной индуктивности $L' = 0,1$ мкГн по формулам (12.7)—(12.8) найдем амплитуду тока и длительность импульса для обоих случаев:

$$I_{m1} = 1,02 \text{ кА}; I_{m2} = 0,500 \text{ кА}; T_{и1} = 55,3 \text{ мкс}; T_{и2} = 113,7 \text{ мкс} \quad (12.12)$$

Из сравнения данных видно, что благодаря специальным мерам длительность импульса маятникового механизма удалось снизить в 2—5 раз относительно реальной установки и во столько же увеличить амплитуду тока.

Материалом легирующего электрода (анода) был выбран твердый сплав ВК8, материал образца (катода) — сталь 45. Геометрические размеры лунки определялись по показаниям нониусов микрометрических винтов предметного столика микроскопа МИИ—4 по координатам X и Y . Измерения проводились при значениях виброударных скоростей 0, 0,1, 0,2, 0,5, 1, 1,5, 2, 4 и 6 м/с при углах наклона 90, 60, 45 и 30°.

Установлено, что при косом ударе лунка приобретает форму эллипса, большая полуось которого сориентирована вдоль тангенциальной составляющей виброударной скорости электрода. Эксцентриситет эллипса возрастает с уменьшением угла наклона образца к горизонту.

12.3. Исследование закона и параметров распределения геометрических размеров лунок единичного разряда

Исследования показали, что геометрические размеры лунок даже при фиксированных условиях эксперимента являются случайной величиной. Для выяснения закона и параметров ее распределения объем выборки в каждой исследуемой точке составлял 200 разрядов. Зависимость математических ожиданий полуосей эллипса от модуля виброударной скорости и угла наклона образца к горизонту приведена на рис. 12.2. Из последнего видно, что при косом ударе происходит растяжение большой a и сжатие малой b полуосей относительно лунки прямого удара ($\alpha = 90^\circ$). Растяжение большой оси превалирует над сжатием малой, в результате чего имеет место увеличение площади лунки

$$S = \pi ab \quad (12.13)$$

с уменьшением угла наклона образца.

Геометрические размеры лунок отдельных разрядов имеют значительный статистический разброс. Коэффициенты вариации γ одинаковы для обеих полуосей эллипса и равны отношениям их среднеквадратичных отклонений σ_a , σ_b к медианам:

$$\gamma = \frac{\sigma_a}{a}, \quad \gamma = \frac{\sigma_b}{b} \quad \square \quad (12.14)$$

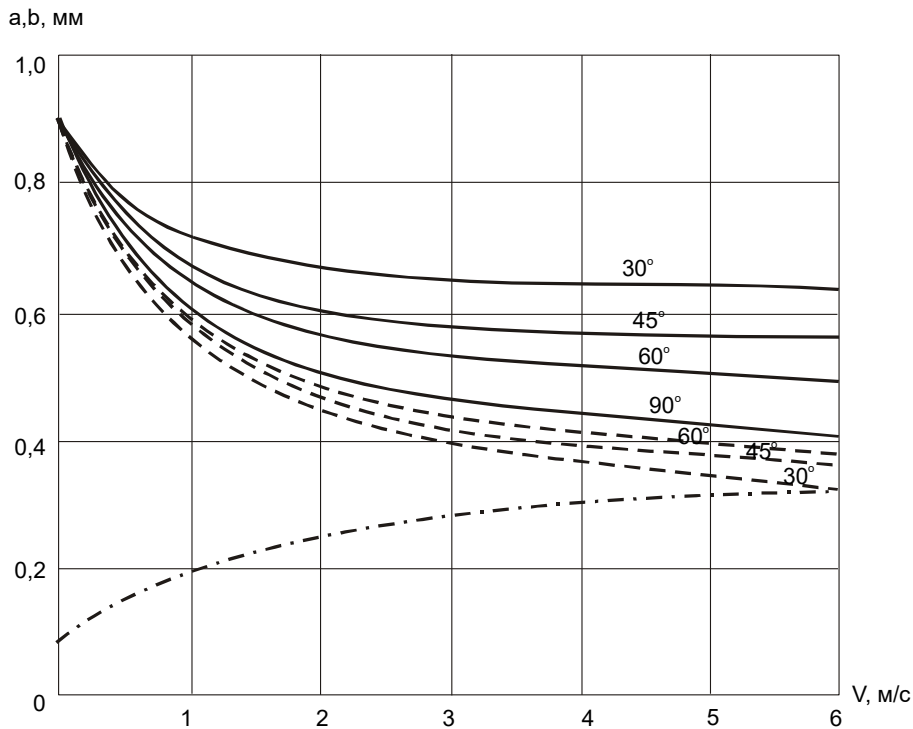


Рис. 12.2. Зависимость полуосей эллипса лунки единичного разряда от виброударной скорости:

a — большая полуось (сплошная линия), b — малая полуось (штриховая линия); γ — коэффициент вариации (штрих-пунктирная линия)

При изменении угла наклона образца коэффициент вариации γ менялся в малой степени, и его можно считать функцией только виброударной скорости, изображенной на рис. 12.2 штрих-пунктирной линией. Закон распределения полуосей x, y эллипсов лунок отдельных разрядов является двумерным логнормальным с плотностью вероятностей [430]:

$$f(\ln x, \ln y) = \frac{1}{2\pi\sigma^2} \exp\left\{-0,5\left[(\ln x - \ln a)^2 + (\ln y - \ln b)^2\right]\right\}, \quad (12.15)$$

где σ — среднеквадратичное отклонение логарифмически преобразованных величин. Из связи дисперсий логнормального σ и исходного σ_a распределений [430]:

$$\sigma_a = (\exp \sigma^2 - 1) \exp(\sigma^2 + 2 \ln a) \quad (12.16)$$

с учетом (12.14) получим выражение среднеквадратичного отклонения через коэффициент вариации γ :

$$\sigma = \sqrt{\ln\left(0,5 + \sqrt{0,25 + \gamma^2}\right)} \quad (12.17)$$

Минимальные a_{\min} , b_{\min} и максимальные a_{\max} , b_{\max} границы интервала разброса лунок, определенные с вероятностью p , равны

$$\begin{aligned} a_{\min}, a_{\max} &= a \cdot \exp\left[\mp \Phi^{-1}(p')\right], \\ b_{\min}, b_{\max} &= b \cdot \exp\left[\mp \Phi^{-1}(p')\right], \end{aligned} \quad (12.18)$$

где $\Phi^{-1}(p')$ — квантиль стандартизованного нормального распределения, взятый с вероятностью $p' = (1 + p)/2$. Совпадение эмпирического закона распределения с теоретическим логнормальным доказано в эксперименте с расширенной выборкой ($n = 2000$) для виброударной скорости $V_0 = 2$ м/с и угла наклона $\alpha = 45^\circ$ при помощи критерия Пирсона [430, 431].

Логнормальность распределения подтверждена статистическим анализом не только наших данных, но и известных из литературных источников [432] данных других исследователей.

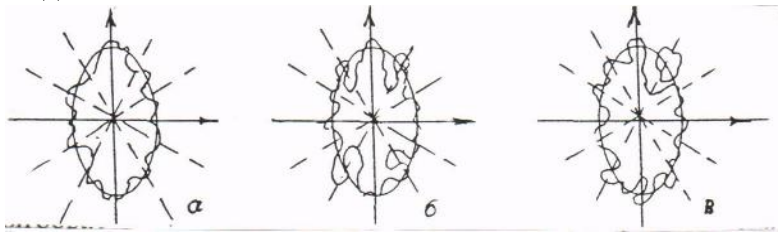


Рис. 12.3. Формы лунок единичного искрового разряда при легировании
а – однозначная, б – многозначная, в - многосвязная

Коэффициент корреляции [430] между осями эллипса был очень высок (0,8—0,9), то есть несмотря на значительный разброс размеров осей их отношение, характеризующее форму лунок, оставалось практически постоянным при фиксированной виброударной скорости.

Логнормальный закон распределения геометрических размеров (диаметра и глубины) лунок единичных разрядов отмечался и при размерной электроискровой обработке стали медным электродом [433]. В отличие от наших исследований эллипсности лунок в плане не наблюдалось, что дополнительно указывает на ее специфичность, связанную с наличием виброударного процесса. Коэффициент $K_h = r/h$, равный отношению радиуса лунки r к глубине h , в зависимости от энергетических параметров искровых импульсов, физико-химических свойств материалов электродов и других факторов изменялся от 4,5 до 5,5 (реже до 7,5). По другим данным диапазон его изменения более широк: $K_h = 5—12$ [434] $K_h = 5—18$ [435].

Из совместного рассмотрения литературных данных и наших исследований можно заключить, что в трехмерном пространстве лунка должна иметь форму эллипсоида с сильно коррелированными осями.

В работе [436] уточнено, что лунка имеет «амебообразную» форму. Для оценки отклонения формы лунки от эллиптической ранее нами рекомендовалось использовать коэффициент высших гармоник разложения в ряд Фурье отклонений границ лунки от эквивалентного эллипса. Данный метод является обобщением предложенного в работе [433] отклонения формы лунки от эквивалентного круга при размерной обработке. Недостатками метода являются: 1. отсутствие строгого определения термина «эквивалентный эллипс» и замена его интуитивным представлением; 2. Метод предполагает однозначность вдоль каждой центральной оси радиального отклонения формы лунки от эллипса (рис. 12.3, а), в то время, как в действительности в 20-25% реализаций отклонение формы лунок было многозначным (рис. 12.3, б), а в 1-2% реализаций формы лунок была даже многосвязной (рис 12.3, в), состоящей из нескольких разобщенных областей [437].

Определим термин «эквивалентный эллипс» как эллипс с площадью S и отношением осевых моментов тнерции $\frac{J'_x}{J'_y}$, равными соответственно площади и отношению моментов исходной фигуры $\frac{J_x}{J_y}$. В этом случае его полуоси соответственно равны:

$$a = \sqrt{\frac{S}{\pi} \sqrt{\frac{J_y}{J_x}}}, \quad b = \sqrt{\frac{S}{\pi} \sqrt{\frac{J_x}{J_y}}},$$

Используя методы функционального анализа [438], нетрудно доказать, что такой эллипс имеет минимальный центробежный момент инерции из множества фигур с заданным отношением осевых моментов инерции. Данное свойство позволяет ввести новую меру «амебообразности» лунки единичного разряда k равную корню четвертой степени из отношения центробежных моментов инерции исходной фигуры J_ρ и эллипса J'_ρ :

$$k = \sqrt[4]{J_\rho / J'_\rho - 1},$$

взамен ранее использовавшегося коэффициента высших гармоник отклонения формы исходной фигуры от эквивалентного эллипса. Преимуществом новой меры является то, что она применима не только к однозначной функции радиального отклонения (рис. 12.3,ф), но и к многозначной (рис. 12.3,б) и даже к многосвязной форме лунок (рис. 12.3, в). Для эллиптической формы лунки $k=0$. С увеличением «амебообразности» он возрастает.

Сказанное легко может быть обобщено на трехмерное пространство [437].

При легировании «точечным» электродом с геометрическими размерами поперечного сечения, не превышающими размера лунки (см. рис. 12.2), эллиптическая форма последней искажается, повторяя форму электрода.

Полученную нами эллиптическую форму лунок нельзя считать простой геометрической проекцией лунок на наклонную площадь образца, так как в последнем случае растяжение большой полуоси эллипса было бы больше наблюдаемого, не имело бы место сокращение малой полуоси эллипса, и эксцентриситет последнего был бы больше наблюдаемого. Нельзя рассматривать ее и как результат простой миграции разряда в течение времени протекания импульса, так как в этом случае (при длительности импульса 30 мкс) эксцентриситет был бы значительно меньше наблюдаемого. По-видимому, имеет место размазывание жидкой фазы перенесенного металла в направлении тангенциальной составляющей виброударной скорости. Причиной уменьшения площади лунки с увеличением виброударной скорости в зависимости от соотношения длительностей разрядного импульса $T_{\text{И}}$ и времени контактирования $T_{\text{К}}$ электродов являются либо прерывание импульса при отскоке электрода от детали (при $T_{\text{И}} > T_{\text{К}}$), либо наступление стабильной фазы короткого замыкания (КЗ) еще до окончания разрядного импульса (при $T_{\text{И}} < T_{\text{К}}$). Для установления истинной причины эффекта нами был проведен описанный ниже эксперимент по определению длительности контактирования.

Из результатов исследований следует, что одним из факторов уменьшения шероховатости покрытия двухкоординатным вибратором [134] является эллиптическая форма лунок косоугольного удара. Аналогичное явление наблюдается и при легировании «вертушками» с многоэлектродным инструментом [394].

При создании механизированных установок для электроискрового легирования используется известная рекомендация [424] — оптимальное расстояние между соседними единичными разрядами равно 1/4 диаметра лунки. При наличии же косоугольного удара электрода оптимальным расстоянием являются геометрические размеры лунки по каждой из осей эллипса. В силу значительного статистического разброса следует ориентироваться не на среднее значение полуосей, а на их нижние границы (12.18), которые при наблюдаемых значениях коэффициента вариации γ (рис. 12.2), вероятности попадания на заданный интервал $p = 0,95$ и учета того фактора, что в реальных установках разброс

может быть выше, чем в маятниковом механизме, следует выбрать в три раза меньше медиан:

$$a_{\min} = a/3, \quad b_{\min} = b/3. \quad (12.19)$$

12.4. Исследование времени контактирования электродов и коэффициента восстановления скорости при ударе

Для определения времени контактирования электродов и коэффициента восстановления скорости удара разрядный контур отключался от маятникового механизма и на его место подключалась измерительная схема (рис. 12.1, в), состоящая из источника постоянного напряжения E_1 с последовательно соединенным резистором R . Для предотвращения возникновения искрового разряда выбиралось низкое напряжение источника E_1 (1,5 В). Время контактирования электродов определялось по осциллограмме импульса тока, снимаемого с резистора R импульсным осциллографом СВ—12 с памятью.

Коэффициент восстановления скорости определялся по длительности паузы T_{Π} между импульсами двух смежных ударов, первых из которых соответствует удару маятника о деталь с фиксированной виброударной скоростью, второй — повторному удару после отскока. Теоретическое значение паузы T_{Π} найдем, интегрируя (12.2) как дифференциальное уравнение с разделяющимися переменными

$$T_{\Pi} = \frac{1}{\sqrt{2mgl_0/J}} \int_{\varphi_1}^0 \frac{d}{\sqrt{\cos \varphi - \cos \varphi_1}} \quad (12.20)$$

где φ_1 — максимальный угол отклонения маятника после отскока. Подстановкой

$$\sin \frac{\varphi_1}{2} = k_1, \quad \sin \frac{\varphi}{2} = k_1 \sin \alpha, \quad (12.21)$$

интеграл в выражении (12.20) сводится к полному эллиптическому

$$T_{\Pi} = \frac{1}{\sqrt{mgl_0/J}} \int_0^{\pi/2} \frac{d\alpha}{\sqrt{1 - k_1^2 \sin^2 \alpha}} = \frac{2K(k_1)}{\sqrt{mgl_0/J}} \quad (12.22)$$

Поскольку при малых значениях аргумента k_1 , а следовательно, и угла повторного отклонения ($\varphi_{\square} < 60^\circ$), интеграл $K(k)$ изменяется в незначительных пределах, чувствительность такой схемы при малых значениях виброударной скорости невелика. Для ее увеличения сместим образец относительно нижней точки на угол φ_A (на рис. 12.1, а указан штриховой линией). Тогда, как это следует из (12.2), при начальном угле отклонения маятника φ_0 значение виброударной скорости составит

$$V_0 = l \sqrt{\frac{2mgl_0(\cos \varphi_A - \cos \varphi_0)}{J}}. \quad (12.23)$$

Причем в силу четности функции $\cos \varphi$ значение V_0 не зависит от того, по одну или разные стороны от вертикальной оси берутся углы φ_A и φ_0 . Преобразования, аналогичные (12.20)—(12.22), позволяют выразить длительность паузы T_{Π} между ударами через эллиптические интегралы:

$$T_{\Pi} = \frac{1}{\sqrt{2mgl_0/J}} \int_{\varphi_A}^{\varphi_1} \frac{d}{\sqrt{\cos \varphi - \cos \varphi_1}} = \frac{2[K(k_1) \mp K(k_A)]}{\sqrt{mgl_0/J}} \quad (12.24)$$

Знак «минус» в последнем выражении соответствует расположению углов начального отклонения маятника φ_0 и крепления образца φ_A по одну сторону от вертикальной оси, знак «плюс» — по разные стороны. Хотя в обоих вариантах диапазон изменения

длительности паузы T_{Π} при малых виброударных скоростях намного меньше, чем при использовании выражения (12.22), с точки зрения дальнейшей минимизации погрешности определения скорости предпочтительнее первый вариант. После измерения паузы T_{Π} из выражения (12.24) и первой формулы из (12.21) найдем максимальный угол послеударного отклоне

ния маятника

$$\varphi = 2 \arcsin \left[K^{-1} \left(0,5 T_{\Pi} \sqrt{m g l_0 / J} \mp K(k_A) \right) \right], \quad (12.25)$$

подставляя который в (12.23) вместо φ_0 , найдем скорость отскока электрода при ударе

$$V_1 = l \sqrt{2 m g l_0 (\cos \varphi_A - \cos \varphi_1) / J} \quad (12.26)$$

и коэффициент восстановления виброударной скорости

$$K = \frac{V_1}{V_0}. \quad (12.27)$$

При увеличении виброударной скорости от 0,355 до 2,35 м/с время контактирования стальных электродов уменьшилось от 100 до 60 мкс, коэффициент восстановления скорости остался практически постоянным, равным 0,7. Для электрода из твердого сплава и стальной детали эти данные составляли соответственно 120—80 мкс при $K = 0,5$. Следует отметить, что в реальных условиях за счет разогрева электрода при легировании время контактирования может быть больше, а коэффициент восстановления меньше наблюдаемых в холодном состоянии.

Коэффициент восстановления существенно влияет на характер колебаний электрода [304], при высокой частоте вибрации необходимо учитывать и конечное значение времени контактирования. Кроме того, знание последнего позволяет прогнозировать амплитуду силы удара [376], влияющую благодаря создаваемому им наклепу нанесенного материала на качество легированного слоя.

12.5. Исследование силы контактного давления

Данный параметр позволяет определить эмпирические коэффициенты C , μ степеней зависимости силы контактного давления P от деформации X [376]

$$P = C X^{\mu}. \quad (12.28)$$

Для этого, проинтегрировав дифференциальное уравнение деформации электрода при ударе о жестко закрепленную преграду

$$\frac{d^2 x}{dt^2} + \frac{C X^{\mu}}{M} = 0, \quad (12.29)$$

где — приведенная к точке крепления электрода масса маятникового механизма, получим зависимость скорости от деформации

$$V = \sqrt{V_0^2 - \frac{2 C X^{\mu+1}}{[(\mu+1) \cdot M]}}. \quad (12.30)$$

Интегрирование последнего выражения как дифференциального уравнения с разделяющимися переменными при начальных условиях: $V(0) = V_0$, $X(0) = 0$ позволяет найти закон изменения деформации во времени

$$t = \frac{1}{V_0^{\mu+1} \sqrt{A}} \int_0^y \frac{dy}{\sqrt{1 - y^{\mu+1}}}, \quad (12.31)$$

$$A = \frac{2C}{V_0^2(\mu+1) \cdot M}; \quad y = \sqrt[\mu+1]{AX}$$

где .

Интеграл в последнем выражении, в общем случае не берущийся, вычисляется численным методом. При единичном верхнем пределе он определяет время максимальной деформации x_m , удвоенное значение которого равно времени контактирования электродов

$$\begin{aligned} T_k &= \left(\frac{M}{C}\right)^{\frac{-1}{\mu+1}} V_0^{\frac{1-\mu}{\mu+1}} 2^{\mu+1} \sqrt{\frac{\mu+1}{2}} \int_0^1 \frac{dy}{\sqrt{1-y^{\mu+1}}} = \\ &= K_T(\mu) \cdot \left(\frac{M}{C}\right)^{\frac{-1}{\mu+1}} V_0^{\frac{1-\mu}{\mu+1}}, \end{aligned} \quad (12.32)$$

где $K_T(\mu)$ — функция пропорциональности, аппроксимируемая рядом

$$K_T(\mu) = 2^{\mu+1} \sqrt{\frac{\mu+1}{2}} \int_0^1 \frac{dy}{\sqrt{1-y^{\mu+1}}} = \sum_{i=0}^m D_i \ln^i(\mu+1) \quad (12.33)$$

с коэффициентами определяется методом наименьших квадратов (МНК) [439]: $D_0=2$; $D_1=2,777$; $D_2=-1,959$; $D_3=0,4044$; $D_4=-0,01033$.

Промежуточные значения ($0 < y < 1$) верхнего предела интеграла из (12.19) необходимы для анализа формы ударного импульса.

Применив МНК к выражению (12.32), можно по эмпирическим данным длительности контактирования T_k и виброударной скорости V_0 найдем коэффициенты зависимости (12.28) силы контактного давления от деформации. Для этого задавшись фиксированным значением μ_j , прологарифмировав (12.32) и применив к нему МНК, получим для него оптимальное значение

$$-n \cdot \ln\left(\frac{M}{C_j}\right) = (\mu_j + 1) \sum_{i=1}^n \ln T_{ki} - (1 - \mu_j) \sum_{i=1}^n \ln V_{0i} - n(\mu + 1) \ln K_T(\mu) \quad (12.34)$$

По полученным парам локально оптимальных значений μ_j , C_j находим интервал, в котором итерационным методом ищем глобально оптимальную пару μ , C , минимизирующую локальные суммы наименьших квадратов:

$$S = \sum_{i=1}^n \left(\ln K_T(\mu) + \frac{1}{\mu+1} \ln\left(\frac{M}{C}\right) + \frac{1-\mu}{1+\mu} \ln V_{0i} - \ln T_{ki} \right)^2 \quad (12.35)$$

Проведенные по рассмотренной методике исследования позволили определить параметры, характеризующие ударные свойства материалов, равные соответственно при ударе стали о сталь $\mu=1,85$, $C=4,55 \cdot 10^{11}$ Н/м^{1,85}; при ударе стали о твердый сплав ВК8 $\mu=1,568$, $C=1,26 \cdot 10^{10}$ Н/м^{1,568}.

Амплитуду деформации X_m найдем из (12.18), полагая $V=0$:

$$X_m = \left[\frac{0,5V_0^2(\mu+1)M}{C} \right]^{\frac{1}{\mu+1}} \quad (12.36)$$

Соответствующая ей амплитуда силы P_m находится подстановкой последнего значения X_m в выражение (12.28).

Считая, что стабильное короткое замыкание электродов наступает при контактом усилии P больше критического $P_{кр}$ ($P > P_{кр}$), длительность искровой составляющей разрядного импульса легко рассчитать по выражениям (12.28), (12.31). Расчеты показали,

что при существующем соотношении длительностей $T_K/T_H \approx 3$ стабильное короткое замыкание наступает еще до окончания контактирования электрода.

12.6. Влияние диссипации энергии при ударе

Выражение (12.32) дает форму деформации без учета диссипации энергии при ударе. Для ее учета дифференциальное уравнение (12.29) необходимо дополнить диссипативным членом

$$\frac{d^2 X}{dt^2} + \left(\frac{B}{M} \right) \frac{dX}{dt} + \frac{CX^\mu}{M} = 0 \quad (12.37)$$

Последнее после сведения подстановкой $\frac{d^2 X}{dt^2} = \frac{dV}{dX}$ [427] к виду

$$V \frac{dV}{dX} + \frac{BV}{M} + \frac{CX^\mu}{M} = 0 \quad (12.38)$$

может быть решено итерационным методом, в котором за нулевое приближение принято решение без учета диссипации (12.30) [427]. Последующие приближения дадут для i итерации значения

$$V^{(i)} = \sqrt{V_0^2 - \frac{2B}{H} \int_0^X V^{(i-1)}(x) dx - \frac{2CX^{\mu+1}}{M(\mu+1)}} \quad (12.39)$$

Условием окончания итерационного процесса является $|V_K^{(i)} - V_K^{(i-1)}| < \epsilon$, где V_K — значение скорости в конце удара (при $X = 0$). Задаваясь рядом фиксированных значений диссипативного коэффициента B и решая для каждого из них уравнение (12.38) описанным методом, находим интерполяционную кривую $V_K(B)$, из которой и определяем окончательное значение B . Кривую деформации $X(t)$ находим, интегрируя скорость $V^{(i)}$ из уравнения (12.39).

Сложность описанной процедуры заставляет прибегать к приближенным методам решения уравнения с диссипацией (12.37). В [376] диссипация учитывается скачкообразным изменением параметров μ , C зависимости (12.28) в момент максимальной деформации x_m . Однако точечная потеря всей рассеиваемой при ударе энергии является грубой аппроксимацией.

Для учета диссипации обратим внимание на слабую зависимость нормализованной формы ударного импульса от степенного показателя формулы (12.28) — при изменении последнего в интервале $0 \leq \mu \leq 2,6$ коэффициент гармоник функции $X(t)$ не превышал 4%. С учетом этого диссипация при любом значении μ может быть принята такой же, как и в случае $\mu = 1$, при котором дифференциальное уравнение (12.37) вырождается в линейное:

$$\frac{d^2 X}{dt^2} + \left(\frac{B}{M} \right) \frac{dX}{dt} + \frac{CX}{M} = 0 \quad (12.40)$$

Решением последнего при начальных условиях $X(0) = 0$, $V(0) = V_0$ является затухающая синусоида

$$X = \left(\frac{V_0}{\omega_0} \right) \exp\left(\frac{-Bt}{2} \right) \sin \omega_0 t \quad (12.41)$$

Диссипативный коэффициент B , находимый из конечного условия $X(T_K) = -V_K = -KV_0$, равен

$$B = -2 \cdot \frac{\ln K}{T_k} \quad (12.42)$$

Тогда ударный импульс с учетом диссипации примет вид

$$X(t) = X_0(t) \exp\left(-\ln K \cdot \frac{t}{T_k}\right), \quad (12.43)$$

где $X_0(t)$ — решение (12.31) уравнения деформации (12.29) без диссипации. Сравнительное решение уравнения деформации с диссипацией (12.37) предложенным (12.42), (12.43) и прямым (12.38), (12.39) методами показало, что погрешность первого случая относительно второго не превышает 5%.

Для нахождения амплитуды деформации с учетом затухания подставим в (12.43) в качестве $X_0(t)$ значение X_{om} , найденное из (12.36), и время $t = T_k/2$, что дает

$$X_m = \sqrt{K} \left[\frac{0,5V_0^2(\mu+1)M}{C} \right]^{\frac{1}{\mu+1}} \quad (12.44)$$

Амплитуда силы P_m находится подстановкой полученного значения X_m в выражение (12.28).

12.7. Определение критических значений силы контактного давления и деформации

Для нахождения критических значений силы контактного давления $P_{кр}$ и деформации $X_{кр}$, после которых наступает устойчивое короткое замыкание электродов, рассмотрим последовательность режимов электроискрового легирования, имеющих место при возрастании виброударной скорости.

На первом режиме (при малой скорости) легирование носит безконтактный характер, при котором конденсатор разряжается еще до соприкосновения электродов. При этом длительность искровой составляющей $T_{ис}$ равна полной длительности импульса $T_{и}$: $T_{ис} = T_{и}$. Радиус лунки одиночного разряда постоянен и равен радиусу при нулевой виброударной скорости: $R = R_0 = R(V_0 = 0)$. Зона существования данного режима ограничена сверху виброударной скоростью

$$V_{012} = \frac{X_{np}}{T_{и}}, \quad (12.45)$$

где X_{np} — пробивное расстояние, усредненное значение которого по данным [13] при напряжении $V = 200$ В составляет 1 мкм. Для нашего случая ($T_{и} = 30$ мкс) $V_0 = 0,033$ м/с.

Второй режим отличается от рассмотренного наличием двух искровых стадий: бесконтактной длительностью $T'_{ис}$ от пробоя до соприкосновения электродов и контактной длительностью $T''_{ис}$ от последнего момента до окончания импульса. Как и в предыдущем режиме, радиус лунки и полная длительность искровой составляющей импульса остаются постоянными ($R = R_0$; $T_{ис} = T_{и}$). Длительности отдельных стадий последней соответственно равны

$$T'_{ис} = \frac{X_{np}}{V_0}, \quad T''_{ис} = T_{и} - T'_{ис} \quad (12.46)$$

В третьем режиме к двум искровым стадиям импульса добавляется короткозамкнутая, при которой сила контактного давления и деформация превышают критические $P_{кр}$, $X_{кр}$ и наступает устойчивое короткое замыкание. Зависимость радиуса лунки от виброударной скорости на данном режиме аппроксимируется функцией

$$R = AV_0^{-\alpha} \quad (12.47)$$

Прологарифмировав последнюю формулу и применив к ней метод наименьших квадратов, получаем систему линейных уравнений

$$\begin{cases} n \ln A - \alpha \sum_{i=1}^n \ln V_{0i} = \sum_{i=1}^n \ln R_i, \\ \ln A \sum_{i=1}^n \ln V_{0i} - \alpha \sum_{i=1}^n \ln^2 V_{0i} = \sum_{i=1}^n \ln R_i \cdot \ln V_{0i}, \end{cases} \quad (12.48)$$

из которой найдем параметры аппроксимации A , α по экспериментальным данным R_i , V_{0i} при $i=1, \dots, n$, взятым из падающей части кривой, расположенной за пределами ступеньки в окрестности точки $V_0 = 0$, $R = R_0$ (см. рис. 12.2).

Обработка приведенных в табл. 12.1 данных позволила получить при ударе твердого сплава ВК8 о сталь параметры аппроксимации $\alpha = 0,243$, $A = 0,6018$ мм $(\text{м/с})^\alpha$, то есть закон случайного блуждания зоны разряда отличен от классического броуновского движения, когда $\alpha = 0,5$ [440, 441].

Считая в первом приближении, что скорость электрода постоянна в течение всей искровой составляющей импульса, получим выражение для нахождения длительности последней

$$T_{ис} = T'_{ис} + T''_{ис} = \frac{X_{пр}}{V_0} + \frac{X_{кр}}{V_0} \quad (12.49)$$

Границу виброударной скорости V_{023} , разделяющую второй

и третий режимы, найдем из условий сопряжения этих режимов, подставляя $R = R_0$ в (12.47):

$$V_{023} = \left(\frac{R_0}{A} \right)^{-\frac{1}{\alpha}} \quad (12.50)$$

Таблица 12.1. Зависимость параметров легирования от виброударной скорости

Т _к , мкс	V ₀ , м/с	R, мм	Длительность искровых составляющих импульса, мкс		
			T _{ис}	T' _{ис}	T'' _{ис}
	0	0,9	30	30	0
	0,033	0,9	30	30	0
	0,191	0,9	30	5,24	24,76
120	0,355	0,765	16,13	2,82	13,22
110	0,715	0,663	8,01	1,40	6,61
100	1,085	0,592	5,28	0,92	4,36
90	1,472	0,553	3,89	0,68	3,21
85	1,886	0,511	3,04	0,63	2,51
80	2,350	0,486	2,44	0,43	2,01

Для нашего случая $V_{023} = 0,191$ м/с. Критическую деформацию $X_{кр}$ найдем, подставляя в (12.49) полученное значение V_{023} и $T_{ис} = T_{и}$:

$$X_{кр} = V_{023} T_{и} - X_{пр} \quad (12.51)$$

Критическую силу контактного давления $P_{кр}$ найдем, подставляя полученное значение $X_{кр}$ в (12.28). При ударе сплава ВК8 о сталь они составили соответственно $X_{кр} = 4,73$ мкм, $P_{кр} = 59,7$ Н.

Следует отметить, что сказанное относится лишь к изначально разомкнутым электродам, так как при последовательном включении двух электродных пар сталь—твердый сплав ВК8 (разомкнутой и замкнутой) следов эрозии на последней практически не наблюдалось, даже при статическом сжатии силой значительно меньшей критической (10—20 Н).

При длительности импульсов, превышающей время контактирования электродов ($T_{и} > T_{к}$), возможен четвертый режим, когда после окончания короткого замыкания возобновляется искровой разряд. При длительности $T_{и} = 30$ мкс, как это следует из выражения (12.32), такой режим возникает лишь при скорости 170 м/с. При длительностях импульсов он возможен при реальных виброударных скоростях. Однако в течение короткого замыкания в нем имеют место непроизводительные потери электроэнергии.

Наконец, при дальнейшем повышении виброударной скорости возможен пятый режим, когда разряд конденсатора прерывается при значительном удалении электрода от детали.

Результаты экспериментов с расширенными, относительно к предыдущим [131, 132], возможностями и их математическая обработка показали, что:

- при повышении температуры детали увеличивается длительность ее контактирования с легирующим электродом и уменьшается коэффициент восстановления виброударной скорости, то есть происходит снижение упругих и повышение диссипативных свойств материалов;

- аналогичный эффект наблюдается и при наличии искрового импульса по отношению к соударению «холодных материалов», однако теперь участвует не только кратковременный локальный импульсный нагрев электродов, но и динамическое воздействие на них искрового разряда на электроды;

- размеры лунки единичного разряда при отходе электрода от детали больше, чем при подходе, что вызвано отсутствием непроизводительной фазы металлического короткого замыкания электродов в первом случае;

- уменьшение виброударной скорости при подходе электрода к детали способствует более полному разряду конденсатора, что приводит к увеличению энергии эродирующего импульса, и переноса материала;

- влияние виброударной скорости при отходе электрода от детали на данные величины сказывается в меньшей степени.

При уточненном анализе экспериментальных данных мы учли линейность деформации материала при малых нагрузках введением в (12.28) модуля Юнга E :

$$P = EX + CX'' \quad (12.52)$$

Что повлекло за усложнение и остальных расчетных формул.

Глава 13 ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННАЯ БАЛАНСИРОВКА РОТОРОВ И ДРУГИЕ ЭЛЕКТРОИСКРОВЫЕ ИНФОРМАЦИОННОЕМКИЕ ТЕХНОЛОГИИ

Бурное развитие вычислительной техники в последние годы открыло качественно новые возможности развития существующих и создания новых — информационно емких технологий, характерной особенностью которых являются практически полная замена аналоговых методов управления цифровыми, многократно возросший объем одновременно обрабатываемой управляющей информации, значительное возрастание скорости и усложнение алгоритмов ее обработки, позволяющие производить ее в реальном масштабе времени [442].

Информационно емкие технологии получили распространение в различных отраслях народного хозяйства: машиностроении [443], энергетике [444] и т.д. Наряду с развитием элементной базы (микропроцессоров [442], аналогово-цифровых (АЦП) и цифро-аналоговых (ЦАП) преобразователей [445]) их распространению содействовало также совершенствование математического обеспечения, в частности использование языков программирования высокого уровня [446].

Объединение микропроцессорных технологий с электроискровыми технологическими процессами [447] позволяет решать задачи, которые не поддаются решению традиционными методами из-за низкой скорости и невозможности реализовать сложные алгоритмы обработки информации. Так, 8-разрядный отечественный микропроцессор КР5088М80/К182ВМ85А (иностранный аналог 8080) с тактовой частотой $f_T = 2,5$ МГц позволяет вести обработку на скорости 500 000 оп/с, а 16-разрядный К1810ВМ86 (аналог 8086) с тактовой частотой $f_T = 5$ МГц — на скорости 2 000 000 оп/с [442]. В настоящее время созданы как отечественные, так и зарубежные 32-разрядные процессоры с тактовой частотой до 100 МГц и выше. Однако останавливаться на них нет необходимости, поскольку уже упомянутых возможностей достаточно для организации управления сколь угодно сложными электроискровыми технологическими процессами в реальном масштабе времени. Рассмотрим некоторые из них.

13.1. Сравнительная оценка методов балансировки

Балансировка роторов на автоматических и полуавтоматических балансировочных станках циклического действия с механическим съемом металла не обеспечивает необходимой точности, так как при установке ротора в изделие возможно возникновение нового дисбаланса, обусловленного погрешностью сборочных операций. Для получения меньшего остаточного дисбаланса необходимо использовать методы с электрохимическим или электрофизическим съемом, позволяющие балансировать деталь по месту ее работы.

Для сравнительной оценки производительности искрового и электрохимического методов балансировки [448, 449] рассмотрим массу съема стали, приходящуюся на единичный импульс энергией 1 Дж, взятый в технологически рациональной зоне: для первого процесса $C=100—300$ мкФ, $U = 100—300$ В, для второго $C = 2\ 000 — 10\ 000$ мкФ, $U = 20—30$ В. При искровой балансировке энергия 1 Дж была получена от конденсаторной батареи емкостью 200 мкФ и напряжением 100 В. При этом удельный съем составил [450]

$$k_{\text{и}} = M_{\text{имп}}/W_{\text{имп}} = 5,45 \text{ мкг/Дж} \quad (13.1)$$

Для энергетически эквивалентного импульса ($C = 5000$ мкФ, $U = 20$ В) при электрохимической балансировке он составил

$$k_{\text{эx}} = M_{\text{имп}}/W_{\text{имп}} = h_{\text{эx}} Q/W_{\text{имп}} = 2h_{\text{эx}}/U = 2 \cdot 289/20 = 28,9 \text{ мкг/Дж}, \quad (13.2)$$

где $h_{\text{эx}} = 289$ мкг/Кл — электрохимический эквивалент двухвалентного железа [450]. Из сравнения двух последних выражений видно явное преимущество электрохимической балансировки. Если сравнивать рассматриваемые методы с лазерным [451], можно отметить, что съём стали составляет $k'_{\text{л}} = 142$ мкг/Дж световой энергии [452], а КПД преобразования электроэнергии в световую для типового технологического лазера МЛС-1 — всего $\eta_{\text{л}} = 0,12\%$ [450], откуда

$$k_{\text{и}} = \eta_{\text{л}} k'_{\text{л}} = 0,0012 \cdot 142 = 0,17 \text{ мкг/Дж} \quad (13.3)$$

что значительно меньше, чем у обоих электрических методов.

Электрохимическая балансировка превосходит искровую также и по максимальной толщине съема металла с балансировочной площад

ки неподвижными электродами, составляющей для первой не менее 2мм, для второй — не менее 0,2 мм.

Преимущества искрового метода по сравнению с электрохимическим сказываются при необходимости балансировать изделия из некоррозионностойкого материала, легко разъедаемого электролитом, или ротора электрических машин в рабочем состоянии, соприкосновение которого с проводящей жидкостью может повредить изоляцию. Значит, искровой метод незаменим при балансировке негильзованных роторов насосов для перекачки трансформаторного масла.

Большинство балансируемых изделий работает в диэлектрической (газовой) среде, и их электрохимическая балансировка в электролите после извлечения из него создает неустранимый дисбаланс, обусловленный различием аэро- и гидродинамических условий при балансировке и работе, даже при балансировке изделия по месту его установки, исключая необходимость операций сборки—разборки. То же самое справедливо и для изделий, работающих в жидкой диэлектрической среде (смазывающие жидкости). Сказанное особенно ощутимо проявляется при прецизионной балансировке.

13.2. Схемы установок для электрохимической и искровой балансировки

Оба метода реализуются на установке, схема которой показана на рис. 13.1. Она состоит из балансируемого ротора (БР), установленного в изделии на подшипниках скольжения (ПС), и снабженного балансировочными площадками (БП) и контактными кольцами (КК), рабочих электродов (РЭ), графитовых щеток (ГЩ), тензодатчиков (ТД) и импульсного электроэрозионного генератора (ЭЭГ), оснащенного микропроцессорным блоком управления (МПБУ). Возникшая в результате наличия остаточного дисбаланса вибрация улавливается ТД, сигнал с которых поступает на МПБУ, вычисляющий момент включения тиристоров ЭЭГ и электрические параметры эродирующих импульсов. Под действием последних, протекающих по цепи ЭЭГ—РЭ—жидкость—БП—КК—ГЩ—ЭЭГ, происходит съём металла с БП (анодное растворение или искровая эрозия), уменьшающий дисбаланс. Различие методов состоит в том, что электрохимическая балансировка производится в проводящей среде — электролите, а искровая — в диэлектрической жидкости или газе. Поэтому в последнем случае для пробоя среды используют предшествующий эродирующий импульсу маломощный высоковольтный

инициирующий разряд, получаемый от генератора пробоя (ГП), включаемого переключателем режима работ (ПРР) в положении «Искровая».

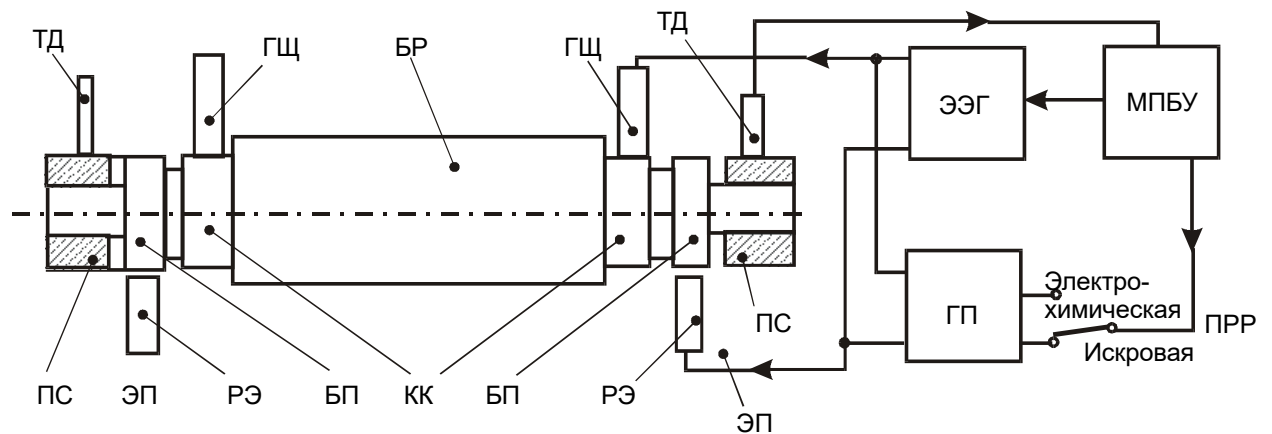


Рис. 13.1. Блок-схема электроэрозионной балансировочной установки со съемом или нанесением металла

В качестве ЭЭГ используется разобренный двухтактный тиристорный генератор импульсов [453], изображенный на рис. 13.2, а, управляемый МПБУ. В подготовительном такте через тиристор $V1$ и индуктивность $L1$ от источника постоянного напряжения $E1$ заряжается конденсатор $C1$. В рабочем такте он разряжается через диод $V2$, тиристор $V3$ и эрозионный промежуток (ЭП), образованный в жидкости, производя съем металла. Параметры эродирующих импульсов регулируются изменением напряжения $E1$ и емкости конденсаторной батареи $C1$.

ГП для искровой балансировки может быть выполнен по той же самой схеме, что и рассмотренный выше ЭЭГ. Чтобы упростить конструкцию генератора пробоя в силу его малой мощности, индуктивность в зарядном контуре конденсатора $C2$ может быть опущена (рис. 13.2, а). По окончании процесса ТД, ГЩ, РЭ остаются в изделии и могут быть использованы для проведения повторной подбалансировки.

При проведении балансировки съем металла необходимо производить из точки, диаметрально противоположной вектору дисбаланса. Для нахождения допустимой погрешности $\Delta\varphi$ определения его угловой координаты φ произведем съем металла из точки, смещенной от φ на угол $\Delta\varphi$ (рис. 13.3, а). При этом дисбаланс изменится на величину dr и составит $r + dr$. Для ведения балансировки необходимо, чтобы новый дисбаланс $r + dr$ стал меньше старого r :

$$|r + dr| < |r| \quad (13.4)$$

Выразив последнее неравенство в декартовых координатах

$$dx^2 + (y + dy)^2 < y^2 \quad (13.5)$$

и пренебрегая в нем членами второго порядка малости, получим $dy < 0$ или в полярных координатах $|\Delta\varphi| < \pi/2$. То есть зоной устойчивости балансировки является весь нижний полукруг.

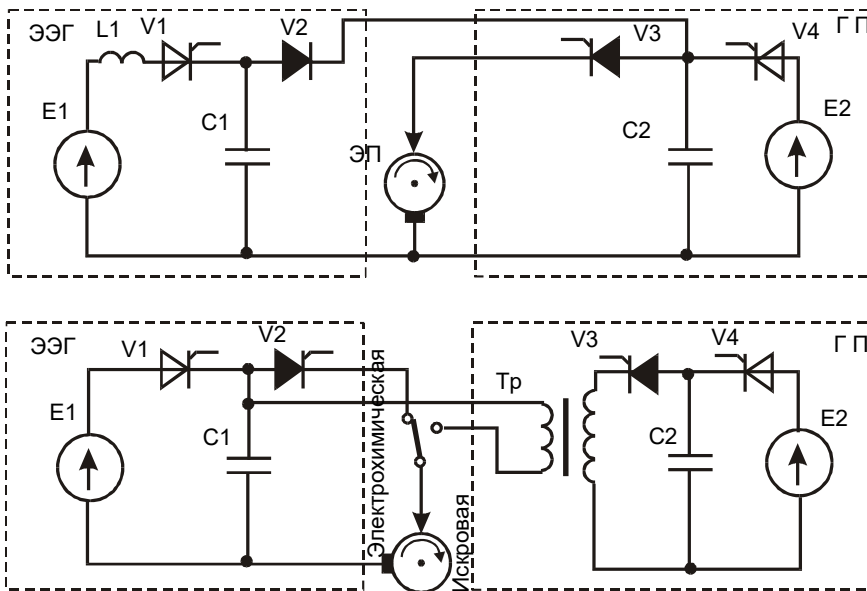


Рис. 13.2. Генераторы пробы:

a — параллельного типа; *б* — последовательного типа

Зависимость времени балансировки t от погрешности определения угловой координаты $\Delta\varphi$ выражается формулой

$$t = \frac{t_0}{\cos \Delta\varphi}, \quad (13.6)$$

где t_0 — время балансировки при отсутствии ошибки ($\Delta\varphi = 0$), равное для искровой балансировки

$$t_0 = \frac{M}{k_{\text{И}} W} = \frac{2M}{k_{\text{И}} C U^2 f}, \quad (13.7)$$

для электрохимической

$$t_0 = \frac{M}{h_{\text{ЭХ}} Q} = \frac{M}{h_{\text{ЭХ}} C U f}, \quad (13.8)$$

где $k_{\text{И}}$ — коэффициент съема для искровой обработки, мкг/Дж; $h_{\text{ЭХ}}$ — электрохимический эквивалент, мкг/Дж; M — масса снимаемого металла; W , Q — энергия и заряд единичного импульса; C — емкость конденсаторной батареи; U — напряжение; f — частота вращения ротора, об/с. Из выражения (13.6) видно, что время балансировки ($t/t_0 > 1,15$) существенно возрастает лишь при значительных ошибках ($|\Delta\varphi| > \pi/6$). Такая широкая зона облегчает задачу синхронизации положения ротора с работой ЭЭГ и упрощает алгоритмы управления последним.

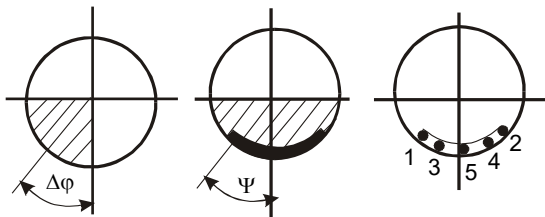


Рис. 13.3. Съем металла при электроэрозионной балансировке:

a — точечный; *б* — по кольцевому сегменту; *в* — последовательность точек съема вдоль кольцевого сегмента.

Заштрихована зона допустимой угловой ошибки определения вектора дисбаланса

Рассматриваемый до сих пор съём металла в одной точке может использоваться только в установках прецизионной подбалансировки [454] с малым начальным дисбалансом детали. Для расширения диапазона балансировки необходимо использовать съём по кольцевому сегменту (рис. 13.3, б). Масса сегмента с углом 2ψ

$$m = 2\rho abR\psi \quad (13.9)$$

эквивалентна точечной массе

$$M = 2\rho abR \int_0^\psi \cos\psi d\psi = 2\rho abR \cdot \sin\psi \quad (13.10)$$

где R, a — радиус и толщина балансировочной площадки; ρ, b — плотность и толщина съёма металла. Несмотря на некоторое возрастание времени обработки относительно (13.3):

$$\tau = \frac{t\psi}{\sin\psi} \quad (13.11)$$

балансировка по сегменту намного эффективнее точечной благодаря увеличению зоны начального дисбаланса. При ней сохраняются и условия устойчивости (13.4)—(13.6), если под $\Delta\varphi$ понимать отклонение оси симметрии сегмента от направления вектора дисбаланса.

Реализация балансировки со съёмом металла по кольцевому сегменту достигается использованием длинных эродирующих импульсов (рис. 13.4, б), получаемых включением в цепь разрядного контура $C1, V2$, ЭП индуктивности или использованием электромашинных генераторов [453]. Другой вариант — замена длинного импульса серией коротких (рис. 13.4, в) [448] (причем лучшие результаты получаются при относительном смещении двух последовательных серий (рис. 13.4, г), третий — использование многоконтурных установок (рис. 13.4, д, е).

В процессе балансировки под действием электрических разрядов возникают силовые импульсы, создающие дополнительный вибрационный фон, мешающий балансировке, особенно на ее конечной стадии. Уменьшить фон можно снижением энергии разрядов, однако это отрицательно сказывается на производительности установки. Лучшие результаты дает использование равномерно распределенных по окружности рабочих электродов (рис. 13.5, а). В этом случае частота основной гармоник фона выше частоты вибрации, вызванной дисбалансом, в число раз, равное количеству электродов. Благодаря использованию в БУ физических или математических фильтров фон легко отстраивается, и его влияние на работу установки минимально. Использование нескольких электродов требует применения многоконтурных генераторов (рис. 13.6, б). Последние представляют собой совокупность рассмотренных выше одноконтурных генераторов, каждый из которых подключен к своему разрядному контуру. Они не только уменьшают балансировочный фон, но и позволяют значительно увеличить скорость балансировки.

Рассмотренная выше (рис. 13.1) установка обладает значительным остаточным дисбалансом, обусловленным наличием вибрационного фона, создаваемого эродирующими разрядами, и низкой производительностью.

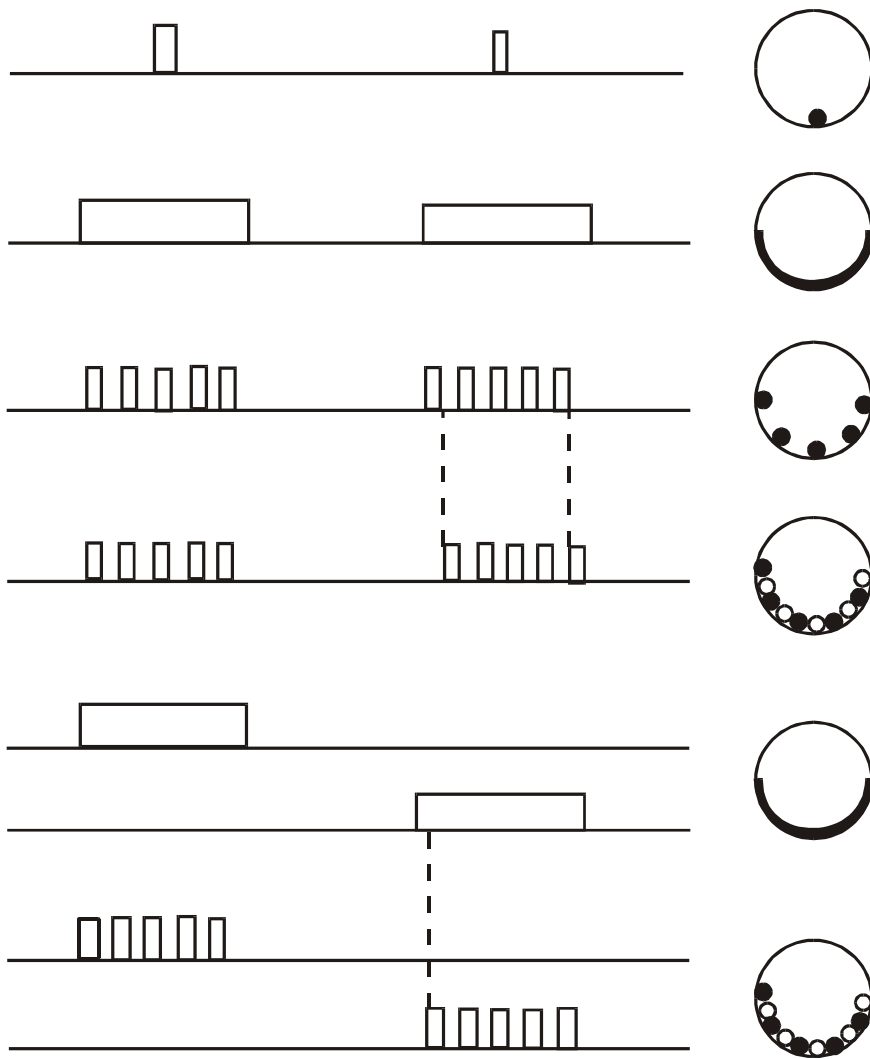


Рис. 13.4. Временные диаграммы электроэрозионных импульсов (слева) и диаграммы зон съема металла (справа):
a — короткого; *б* — длинного; *в* — серий без относительного смещения импульсов; *г* — серий с относительным смещением импульсов; *д–е* — многоконтурной балансировки

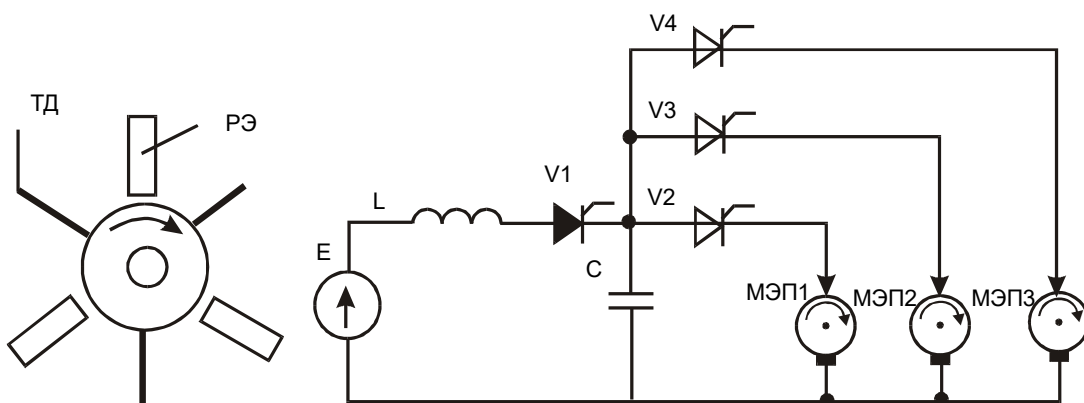


Рис. 13.5. Многоконтурная балансировочная установка:
a — расположения рабочих электродов и тензодатчиков; *б* — принципиальная схема генератора

Блок-схема установки, лишенной перечисленных недостатков, представлена на рис. 13.6. Она состоит из балансируемого ротора (БР) с балансировочными кольцами (БК), отделенными разрядными промежутками (РП1, РП2) от рабочих электродов (РЭ1, РЭ2), подключенных к электроэрозионному генератору (ЭЭГ), цифрового или аналогового блока управления (БУ), на вход которого поступает информация о мгновенном положении

места дисбаланса от вибродатчиков (ВД), установленных на подшипниках скольжения (ПС). Последовательно с каждым БК включено по два диаметрально противоположных от него рабочих электрода РЭ1 и РЭ2, подключенных к биполярному ЭЭГ.

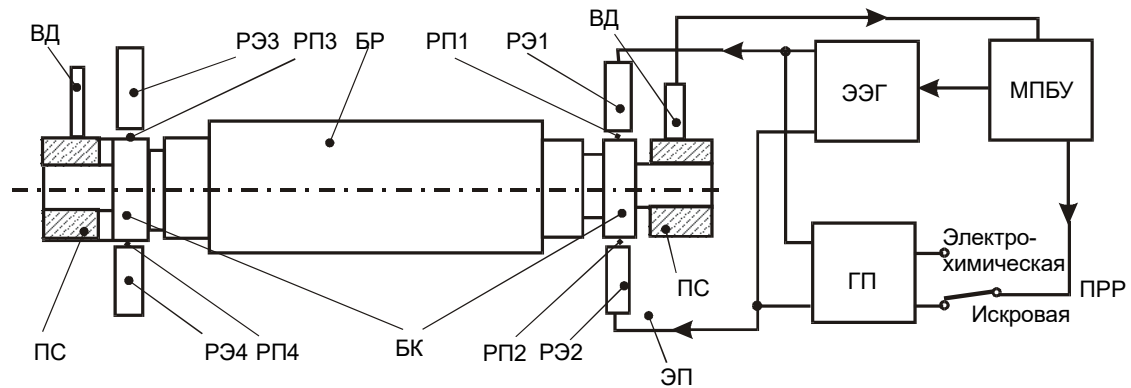


Рис. 13.6. Блок-схема электроэрозионной балансировочной установки со съемом и нанесением металла

При вращении БР в ПС наступает момент времени, когда избыток массы оказывается напротив РЭ1, а ее дефицит — напротив РЭ2. Этот момент определяется по сигналу, поступающему с ВД, блоком БУ. С последнего поступает управляющий сигнал на ЭЭГ, вырабатывающий импульс, приложенный отрицательной полярностью к РЭ1, положительной — к РЭ2. Благодаря разной полярности происходит съем металла с БК напротив РЭ1 и нанесение металла напротив РЭ2. Через пол-оборота БР места избытка и дефицита массы меняются местами и генератор вырабатывает импульс обратной полярности. Для реализации данной схемы балансировки необходимы биполярные генераторы импульсов.

13.3. Генераторы для балансировки

Для реализации балансировочной установки со съемом или нанесением (в зависимости от полярности электродов) металла используются униполярные генераторы импульсов [456], которые могут быть выполнены или по общим с электроискровым легированием схемам разобценных инверторов (см. п. 5.7) или прерывателей (см. п. 5.9) с автономным управлением, или по специализированным схемам, использующим специфику балансировочного процесса.

К первой группе относятся прерыватели, выполненные на транзисторах, работающих в линейном режиме (рис. 13.7, а). Они просты в управлении и позволяют легко получить любую заданную форму импульсов, однако имеют невысокий КПД (25—30%) из-за значительных потерь на открытом транзисторе и большую установленную мощность последнего. Уменьшить ее позволяет работа в ключевом режиме транзистора, последовательно соединенного с балластным сопротивлением. Однако КПД установки при этом по-прежнему невысок, а диапазон генерируемых форм импульса даже снижается. Такими же недостатками обладает и прерыватель на запираемых тиристорах с активным балластным сопротивлением (рис. 13.7, б). Для увеличения КПД используют индуктивный балласт (см. рис. 5.17, в), однако при этом форма импульса отклоняется от прямоугольной (см. рис. 5.17, г, д), что приводит к неравномерному съему металла.

Улучшенными параметрами обладают тиристорные двухтактные инверторы (рис. 13.7, в). Работа проводится в два этапа: на первом происходит заряд накопительного конденсатора C от источника постоянного напряжения E , на втором — его разряд на

эрозионный промежуток. Введение индуктивности L в зарядный контур повышает КПД генератора. В мостовых тиристорных инверторах (рис. 13.7, z), использующих перезаряд конденсатора, рабочими являются оба такта работы генератора. Благодаря этому достигается высокий КПД.

Рассматриваемые инверторные генераторы создают короткий эродирующий импульс, производящий съем металла в одной точке, могут использоваться только в установках прецизионной подбалансировки [454] с малым начальным дисбалансом детали. Для расширения диапазона балансирования необходимо использовать съем по кольцевому сегменту.

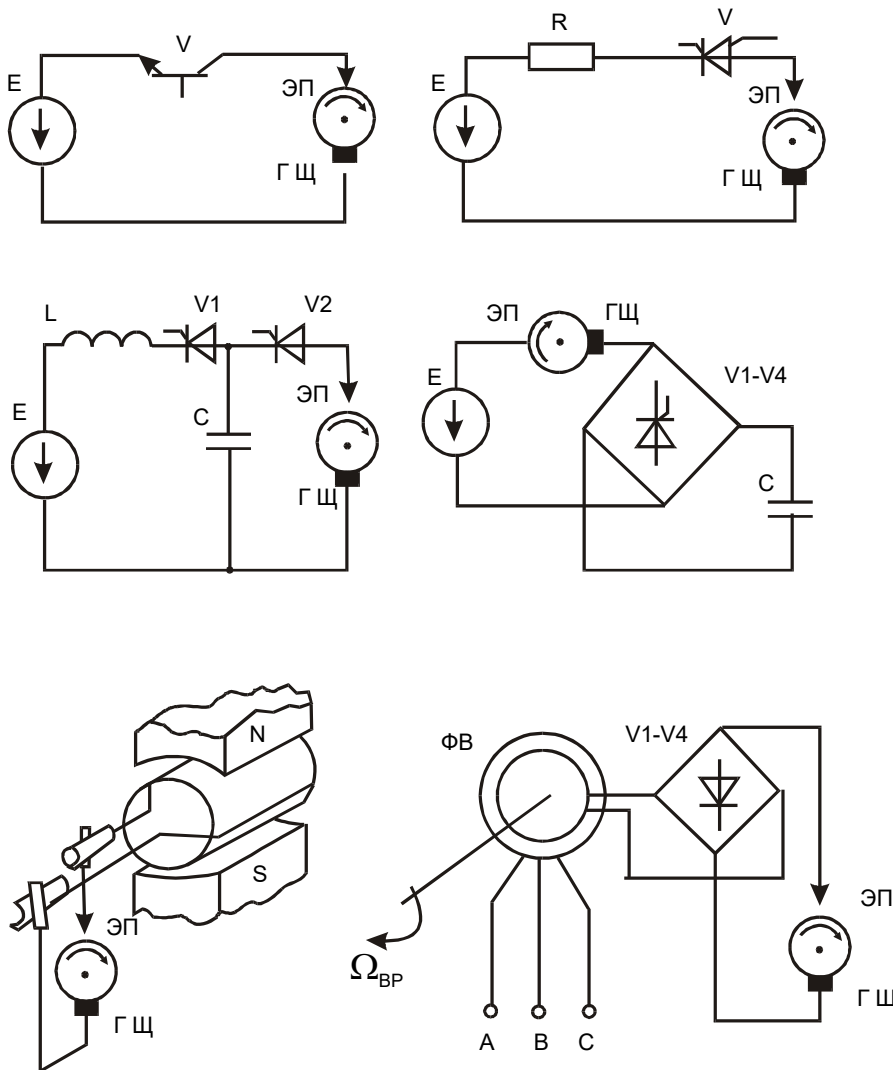


Рис. 13.7. Униполярные электроэрозионные генераторы

Это достигается использованием длинных эродирующих импульсов (рис. 13.4, $б$), заменой одного импульса серией коротких (рис. 13.4, $в$) (причем лучшие результаты получаются при относительном смещении двух последовательных серий (рис. 13.4, z) или использовании многоконтурных установок (рис. 13.4, $д$). Длинные импульсы генерируют упомянутые выше прерыватели.

Затянуть импульс инвертора можно также включая последовательно с эрозионным промежуток индуктивность, но при этом, как и в случае прерывателя (см. рис. 5.17, $в$), форма импульса далека от прямоугольной и съем металла происходит неравномерно.

Длинные импульсы можно получить также от электромашинных генераторов с коллектором, состоящим из двух геометрически разнесенных вдоль оси полуколец (рис. 13.7, д). Однако для синфазного вращения якоря генератора с балансируемым ротором требуется сложная следящая система. Жесткое механическое соединение балансируемого ротора с валом электромашинного генератора облегчает задачу синхронизации. Однако такое решение возможно только при грубой балансировке, поскольку дисбаланс генератора и перекося стыковочного узла резко увеличивают вибрационный фон, снижая точность балансировки.

Можно использовать синхронный генератор с выпрямителем, вращающийся двигателем постоянного тока или асинхронным, регулируемым классическими методами [457] или перемещаемыми выступами ротора невращающимся ферромагнитным кольцом, цельнометаллическим (рис. 13.7, ж) [458] или шихтованным из колец (рис. 13.7, и) [459] с обмоткой, подключенной к балластному резистору R.

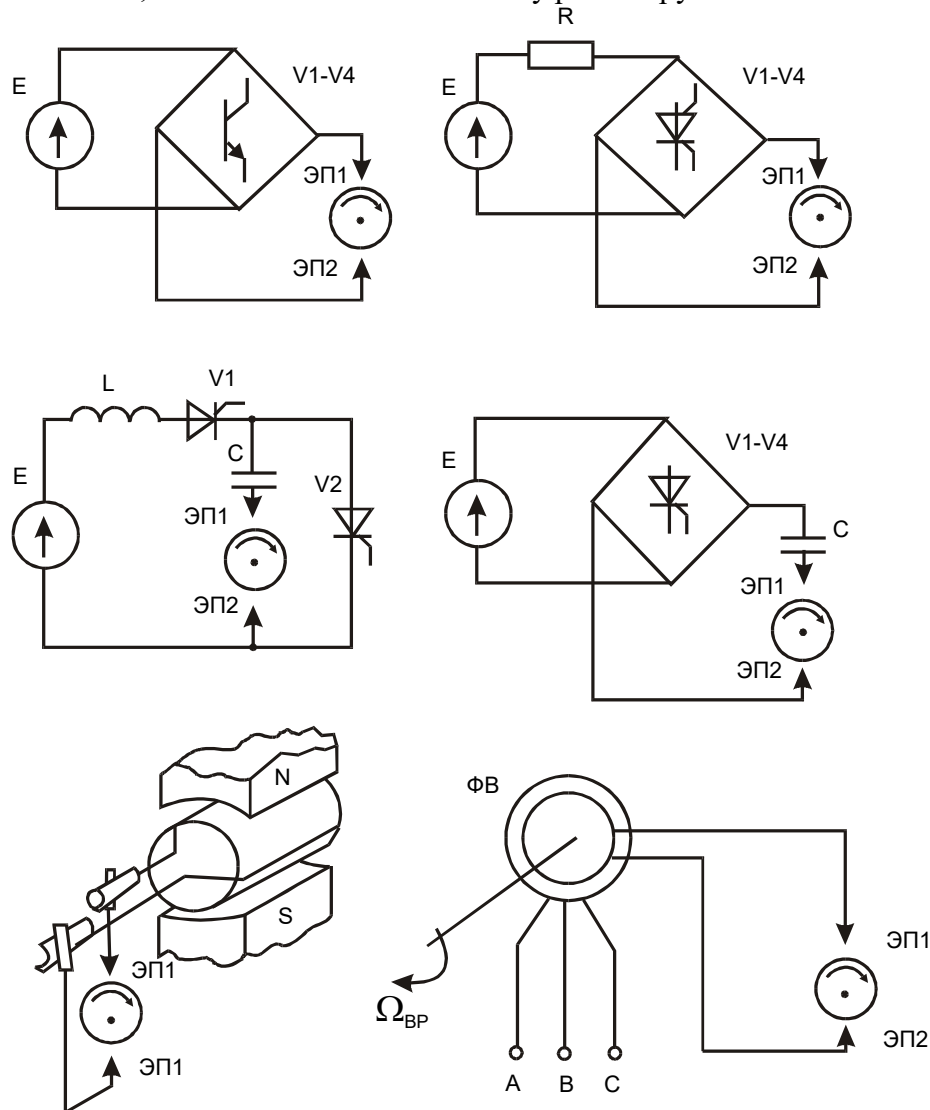


Рис. 13.8. Биполярные электроэрозионные генераторы:

а — транзисторные прерыватели; б — прерыватели на запираемых тиристорах; в — двухтактные тиристорные инверторы; г — мостовые тиристорные инверторы; д — электромашинные коллекторные; е — электромашинные на базе индукционного фазовращателя

К специализированным электромашинным генераторам, использующим особенности электроэрозионного балансирующего процесса, относится генератор для балансировки

асинхронных двигателей, созданный на базе индукционного фазовращателя с медленно вращающимся ротором вдогонку магнитному полю (рис. 13.7, *е*). Частота импульсов генерируемого им напряжения

$$f = f_c - f_{br} \quad (13.12)$$

где f_c , f_{br} — частоты питающей сети и вращения ротора генератора. Однако данному генератору присущи те же сложности синхронизации, что и предыдущему.

Серии импульсов могут быть сгенерированы высокочастотными инверторами. Однако последние дороже и имеют более сложные алгоритмы управления [460], чем низкочастотные, особенно при наличии временного смещения импульсов в сериях. В установках для электроискровой балансировки во избежание инверсии переноса металла напротив промежутка РЭ2 длительность единичного импульса в серии не должна превышать 1000—2000 мкс.

Искровая балансировка в отличие от электрохимической производится в диэлектрической среде, поэтому требует дополнительной ионизации эрозионного промежутка. Последняя достигается либо непрерывным поддержанием маломощного дежурного дугового или тлеющего разряда, либо подачей предшествующих силовому пробивных импульсов, получаемых от ГП.

Он представляет собой маломощный высоковольтный двухтактный инвертор, конденсатор $C2$ которого подключен к эрозионному промежутку параллельно конденсатору $C1$ ЭЭГ (рис. 13.2, *а*), или последовательно с ним (рис. 13.2, *б*). Первое включение схематически проще, но требует использования в разрядном контуре ЭЭГ мощных высоковольтных вентилях. Второе несколько сложнее, но благодаря использованию высоковольтного импульсного трансформатора позволяет при искровой балансировке на комбинированных установках отключить разрядный тиристор ЭЭГ, в чисто искровых установках он может быть опущен [461]. Для инициирования электроискрового разряда могут быть использованы и другие генераторы пробивных импульсов, рассмотренные нами при исследовании схем синхронизации для электроискрового легирования (см. рис. 9.4, *б—е*).

Для работы установки (см. рис. 13.6) с одновременным съемом и нанесением материала требуются биполярные аналоги рассмотренных выше (рис. 13.7) униполярных генераторов импульсов [456]. Их схемы приведены на рис. 13.8.

13.4. Управление электроэрозионными балансировочными станками

В отличие от электроискрового легирования, где при отсутствии синхронизации, несмотря на уменьшение производительности и ухудшение качества покрытия, процесс все же может идти, при балансировке без синхронизации он принципиально невозможен. В силу сказанного системам управления в электроэрозионных балансировочных станках уделяется особое внимание.

Их создание облегчает тот факт, что при балансировке предъявляются довольно мягкие требования к фазовой ошибке дисбаланса (13.5). Несмотря на большую устойчивость в определении фазы дисбаланса ($|\Delta\varphi| < \pi/2$) [453] наибольшая скорость балансировки достигается при малой фазовой погрешности, когда вектор дисбаланса пространственно совмещен с серединой длинного импульса или центром серии коротких.

Поскольку для точного нахождения вектора дисбаланса необходим чистый сигнал, а выдаваемый тензодатчиком сигнал обычно значительно зашумлен, последний проходит специальную обработку. Во-первых, уменьшить зашумленность позволяет усреднение

сигналов нескольких расположенных по окружности датчиков. Во-вторых, очистить сигнал позволяет частотная фильтрация, срезающая его высшие гармоники.

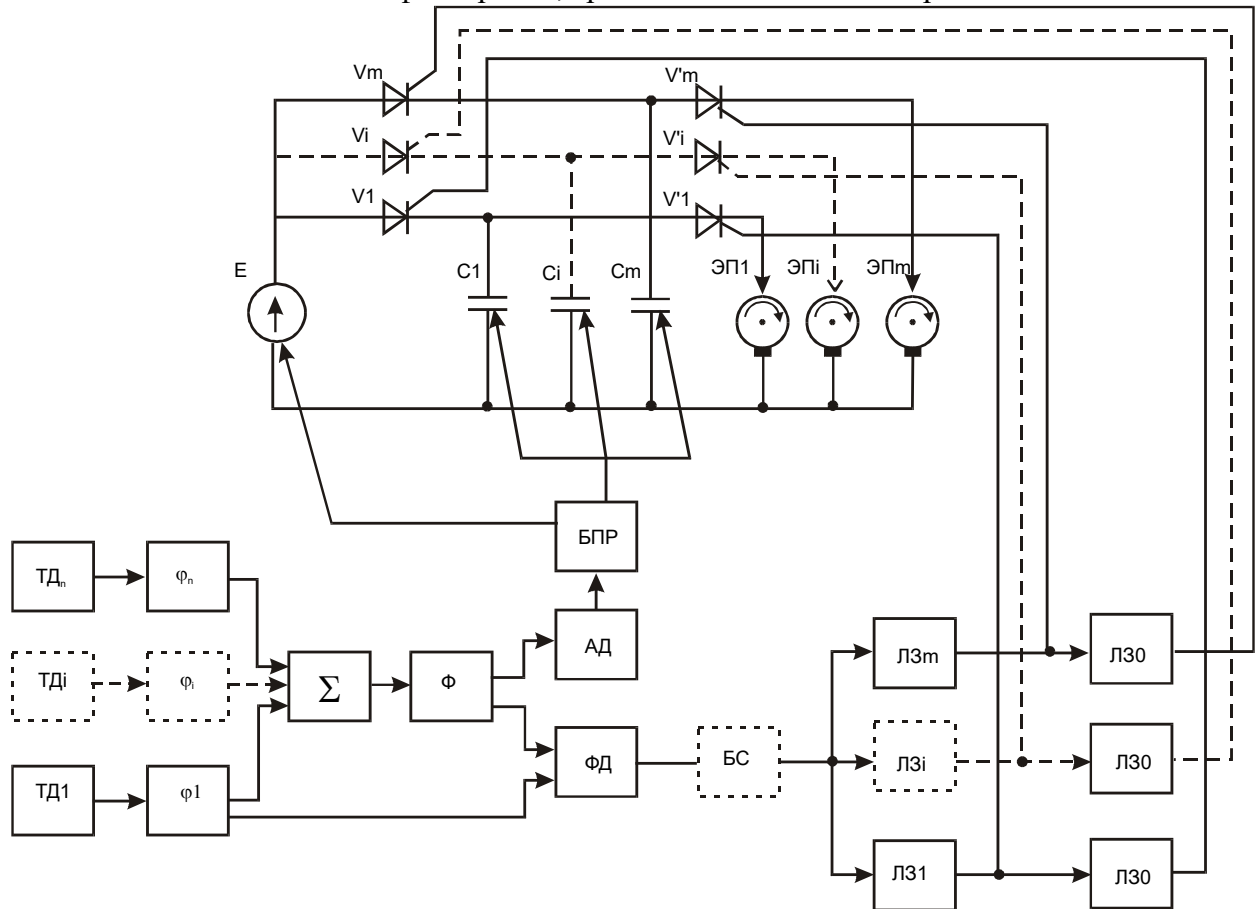


Рис. 13.9. Схема балансировочного станка с аналоговым блоком управления

Рассмотрим две схемы обработки сигналов: аналоговую и цифровую [460]. Пусть в общем случае используется m — контурная установка с n расположенными по окружности тензодатчиками ТД1—ТД n . При аналоговой обработке (рис. 13.9) сигналы с последних поступают на n фазовращателей φ_1 — φ_n с углами сдвига

$$\psi_i = \frac{2(i-1)\pi}{n} \quad \text{при } i=1, \dots, n \quad (13.13)$$

и далее на сумматор Σ . Суммарный сигнал поступает на частотный фильтр Φ , отсекающий высшие гармоники. Достаточность единого фильтра для всех входных каналов следует из линейности преобразования Фурье. После фильтрации сигнал поступает на амплитудный детектор АД, управляющий переключением энергетических параметров (напряжение E , емкость C_1 — C_m) установки посредством блока переключения режимов (БПР), и фазовый детектор ФД, вырабатывающий синхрои́мпульс в момент прохождения дисбаланса над эрозионным промежутком ЭП1. Опорным сигналом для работы фазового детектора служит сигнал датчика ТД1, а начальным моментом времени — переход сигнала через нуль в положительном направлении. Опорный сигнал может быть получен и специальным датчиком положения, однако существенного выигрыша в точности это не дает. Импульсы запуска тиристоров V_1 — V_m разрядных контуров формируются сдвигом синхронизирующего на время

$$t_i = \frac{(i-1)T}{m} \quad \text{при } i=1, \dots, m, \quad (13.14)$$

где T — период вращения ротора при помощи линий задержки ЛЗ1—ЛЗ m . Импульсы запуска тиристоров V_1 — V_m зарядных контуров формируются сдвигом соответствующих разрядных импульсов на полпериода $T/2$ при помощи линий задержки ЛЗ0. В случае использования электромашинного генератора синхроимпульс используется следящей системой электропривода для синхронизации вращения балансируемого ротора с ротором электромашинного генератора. При балансировке чередующимися сериями со смещением импульсов для его создания используется блок смещения БС (на рис. 13.9 изображен штриховой линией), состоящий из триггера, двух ячеек и линии задержки со временем смещения. Вместо блока БС могут быть использованы линии задержек ЛЗ $_i$ с отличающимся на длительность смещения временем задержки в четных и нечетных каналах управления.

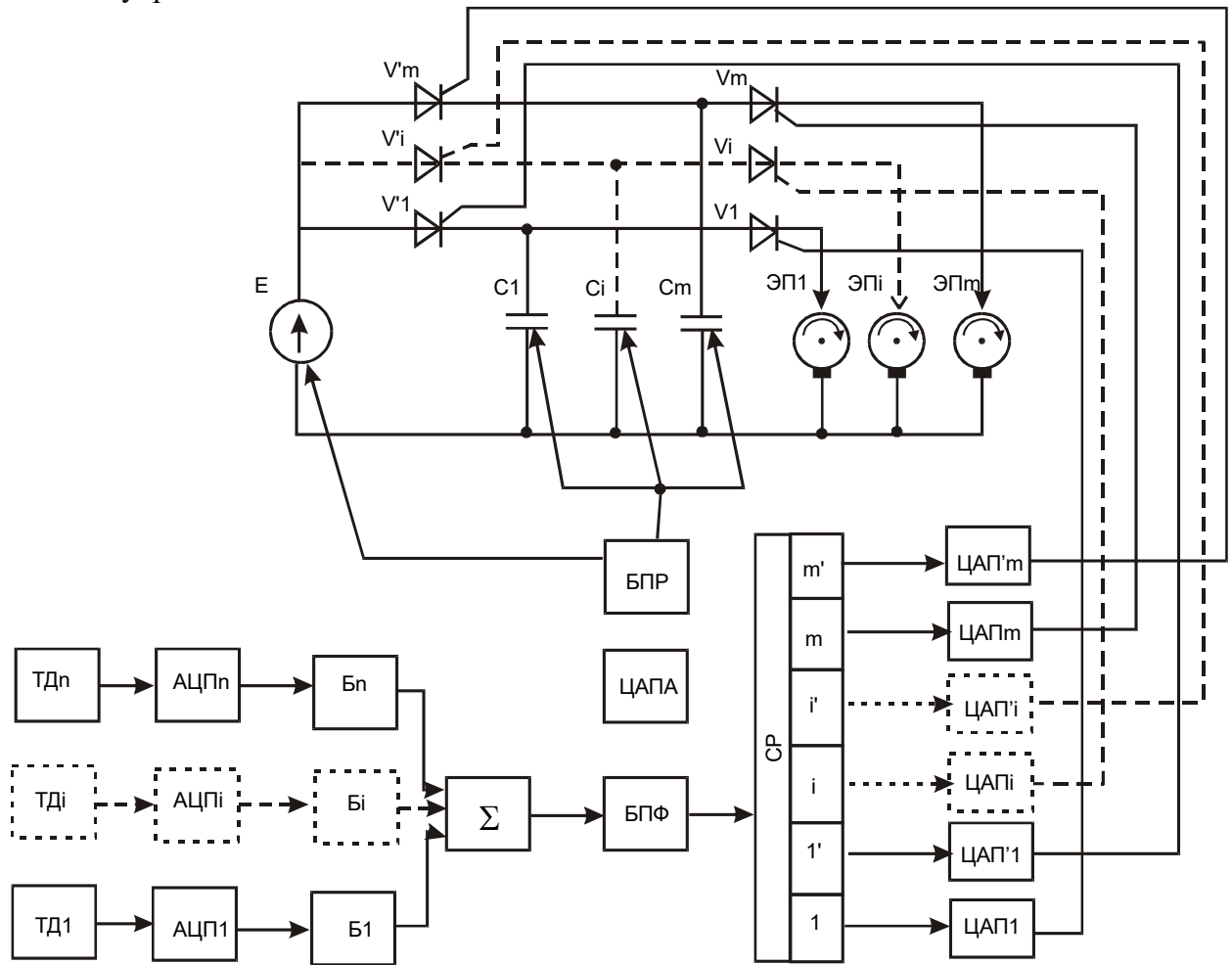


Рис. 13.10. Схема балансировочного станка с цифровым блоком управления

При использовании схемы рис. 13.10 обработка сигналов в принципе осуществляется так же, как и в случае применения аналоговой, различие состоит в замене электронных блоков программными. Посредством аналогово-цифровых преобразователей АЦП1—АЦП n сигналы с датчиков ТД1—ТД n записываются в буферы Б1—Б n памяти ЭВМ, состоящие из s ячеек, где s — кратно n , $2m$ и 4. Оттуда они с соответствующими сдвигами, играющими роль фазовращателей аналоговой схемы, поступают в сумматор:

$$y_j = \sum_{i=1}^s x_{i, j+(i-1)s/n} \quad \text{при } j = 1, \dots, s. \quad (13.15)$$

С сумматора они попадают на блок быстрого преобразования Фурье (БПР), являющегося цифровым аналогом частотного фильтра. Косинусная составляющая первой гармоники

$$A = y_s - y_{s/2} + \sum_{j=1}^{s/4-1} (y_j - y_{s/2-j} - y_{s/2+j} + y_{s-j}) \cdot v_{s/4-j}, \quad (13.16)$$

синусная —

$$B = y_{s/4} - y_{3s/4} + \sum_{j=1}^{s/4-1} (y_j + y_{s/2-j} - y_{s/2+j} - y_{s-j}) \cdot v_j, \quad (13.17)$$

где v_j — табулированные значения функции $v = \sin \alpha$ на интервале $0 \leq \alpha \leq \pi/2$. Амплитуда и фаза суммарного сигнала

$$C = \sqrt{A^2 + B^2}, \quad \gamma = \arctg(A/B). \quad (13.18)$$

Последняя измеряется относительно момента перехода через нуль в положительном направлении сигнала датчика ТД1 или специального датчика положения.

Поступающий на цифро-аналоговый преобразователь сигнал ЦАП, пропорциональный амплитуде, управляет энергетическими параметрами установки. Сигнал, пропорциональный фазе, определяет одну из s ячеек сдвигового регистра, в которую засылается синхроимпульс. Период сдвига регистра равен периоду вращения балансируемого ротора. При прохождении импульса через равномерно отстоящие друг от друга $2m$ ячейки формируются сигналы, поступающие с нечетных ячеек на цифро-аналоговые преобразователи ЦАП1—ЦАП m , управляющие тиристорами $V1$ — Vm зарядных контуров генератора, с четных — ЦАП1 — ЦАП m , управляющие тиристорами $V1$ — Vm зарядных контуров. Таким образом, сдвиговый регистр с цифро-аналоговыми преобразователями играет роль системы линий задержки аналоговой схемы.

При балансировке чередующимися сериями со смещением импульсов синхроимпульс поочередно засылается в различные ячейки сдвигового регистра, что является аналогом блока смещения аналоговой схемы. Рассмотренный алгоритм обеспечивает обработку информации в реальном масштабе времени.

Вместо быстрого преобразования Фурье может быть использован линейный фильтр [462], однако выигрыш во времени обработки сигнала при этом меньше проигрыша за счет ухудшения качества фильтрации высших гармоник.

13.5. Модернизация балансировочных станков и комплектов

Существующий парк балансировочных станков может быть подразделен на две большие группы: предназначенные только для определения величины и местоположения дисбаланса (отечественные ДБ-4, А-21, ДБ-218 [463], зарубежные R-16, Schenck и др.) с целью последующего снятия избытка массы на обрабатывающих станках и автоматизированные станки циклического действия с механическим съемом металла (А-21М, ПУТС-1 и др.) или непрерывного действия с электрохимическим (ЭЗ-27, ЭЗ-28, ЭЗ-34) [464], лазерным (АЛБМ-1, АЛБМ-2) [384] и электрофизическим съемом металла. Кроме станков существуют балансировочные комплекты (ПДБ-8, УБП-1, БИП-5) для определения дисбаланса детали, установленной непосредственно в рабочем месте [465].

Неавтоматизированные балансировочные станки и комплекты требуют многократного чередования измерительных и обрабатывающих операций, что в значительной мере снижает производительность процесса, а несогласованность настройки балансировочного и обрабатывающего оборудования может сказаться и на точности балансировки.

Повысить производительность и точность процесса позволяет оснащение неавтоматизированных балансировочных станков и комплектов приспособлением для электрохимического или искрового съема металла, позволяющее совместить измерительную и обрабатывающую операции в едином процессе. Облегчению решения поставленной задачи способствует тот факт, что в большинстве балансировочных станков использован стробоскопический принцип измерения местоположения дисбаланса, при котором последнее определяется освещением предварительно нанесенной на балансируемое изделие шкалы импульсной лампой. Использование импульсов этой лампы для бесконтактного фотометрического съема информации о моменте прохождения местоположения дисбаланса через фиксированную точку пространства позволяет осуществить управление приспособлением к станку, не влезая в электронные блоки последнего.

Приспособление для электрохимической и искровой балансировки ротора, установленного на балансировочном станке (БС) [466], изображено на рис. 13.11. Оно состоит из балансируемого ротора (БР), установленного на станке и снабженного балансировочными кольцами (БК), отделенными разрядным промежутком от рабочих электродов (РЭ1, РЭ2), подключенных к электроэрозионному генератору (ЭЭГ) с блоком управления (БУ), на вход которого поступает информация о мгновенном положении места дисбаланса от фотосчитывающей головки (ФГ), освещаемой импульсами стробоскопической лампы (СЛ) станка. Последовательно с каждым балансировочным кольцом включено по два диаметрально расположенных от него рабочих электродов РЭ1 и РЭ2, подключенных к электроэрозионному генератору.

Использование двухазорной схемы позволяет не только повысить в два раза производительность процесса по сравнению с одноазорной с токоподводом эродированных импульсов с помощью дополнительных колец и графитовых щеток [448], но и значительно снижает вибрационный фон, вызванный разрядами, благодаря взаимной компенсации сил, возникающих в диаметрально противоположных точках балансировочного кольца.

Аналогично устроено и приспособление к комплекту для балансировки ротора, установленного непосредственно в изделии. Однако в последнем случае конструкция изделия должна предусматривать возможность установки в нем рабочих электродов.

При вращении балансируемого ротора на балансировочном станке наступает момент времени, когда избыток массы оказывается напротив рабочего электрода РЭ1, а ее дефицит — напротив электрода РЭ2. Этот момент определяется по световому сигналу, поступающему со стробоскопической лампы на фотосчитывающую головку, преобразующую его в электрический, подаваемый на блок управления. С последнего поступает управляющий сигнал на электроэрозионный генератор, вырабатывающий импульс, приложенный отрицательной полярностью к рабочему электроду РЭ1, положительной — к электроду РЭ2. Благодаря разной полярности происходит съем металла с балансировочного кольца напротив электрода РЭ1 и нанесение металла напротив РЭ2.

Использование одновременного съема и нанесения металла благодаря противоположной полярности импульсов в разрядных промежутках способствует увеличению производительности процесса.

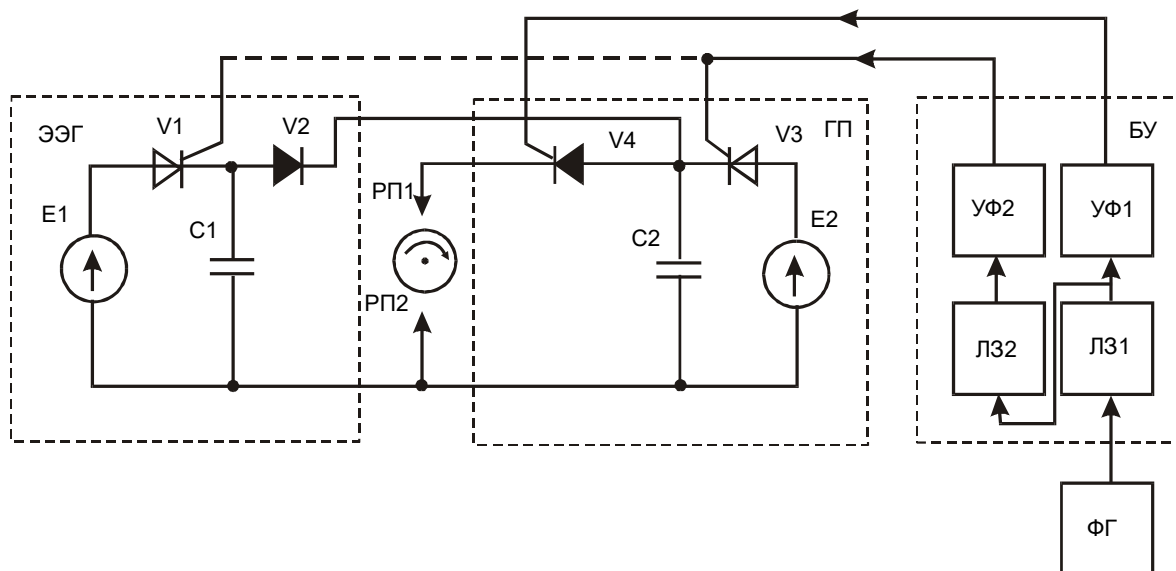


Рис. 13.12. Электроэрозионный и поджигающий генераторы и блок управления ими

Компенсация возбуждаемых разрядами сил, возникающих в противоположных разрядных промежутках, уменьшает вибрационный фон балансировочной установки, способствует снижению остаточного дисбаланса.

В приспособлении использованы униполярные электроэрозионный и поджигающий тиристорные генераторы. В качестве последних используются разобщенные двухтактные тиристорные инверторы (рис. 13.12).

В подготовительном такте через тиристор V1 от источника постоянного напряжения E1 заряжается конденсатор C1 электроэрозионного генератора, а тиристор V3 от источника E2 — конденсатор C2 поджигающего генератора.

В рабочем такте через тиристор V4 разряжается конденсатор C2 и пробиваются рабочие промежутки РП1, РП2, через которые и диод V2 разряжается конденсатор C2. При этом происходит съем металла возле рабочего промежутка РП1 и нанесение возле рабочего промежутка РП2.

Использование для определения местоположения дисбаланса штатных блоков балансировочных станков позволило значительно упростить блок управления, ограничившись линиями задержки ЛЗ1, ЛЗ2 импульсов, роль которых выполняют одновибраторы, и усилителями-формирователями УФ1, УФ2 (рис. 13.12).

Использование биполярных генераторов позволяет дополнительно повысить в два раза производительность балансировки за счет создания за один оборот балансируемого изделия двух рабочих разрядов. Однако, как было показано выше, схемы биполярных генераторов и управления ими сложнее, особенно при наличии поджига.

Модернизации могут быть подвержены и автоматизированные балансировочные установки с лазерным съемом металла. Для повышения производительности они дополнительно оснащаются приспособлением для искрового съема. В использовании генератора поджига в данном случае нет необходимости, так как искровой разряд инициируется лазерным излучением. Такой подход ограничивается модернизацией уже существующих установок. Изначальное создание искролазерных балансировочных установок вряд ли можно считать рациональным из-за несоизмеримой стоимости этих процессов.

13.6. Электроискровая микрорихтовка

Электроискровая микрорихтовка основана на попеременном нанесении и съеме металла с обрабатываемого изделия. Процесс производится в три этапа: «разведка», обработка и контроль. На первом при помощи щупа определяется высота ряда фиксированных точек над опорной поверхностью. Затем методом наименьших квадратов рассчитывается положение недеформированной поверхности. Так, для плоскости

$$Z = AX + BY + C \quad (13.19)$$

системой нормальных уравнений, полученных методом наименьших квадратов, является

$$\begin{aligned} An \sum_{i=1}^m X_i^2 + B \sum_{i=1}^m X_i \sum_{j=1}^n Y_j + Cn \sum_{i=1}^m X_i &= \sum_{i=1}^m X_i \sum_{j=1}^n U_{ij} \\ A \sum_{i=1}^m X_i \sum_{j=1}^n Y_j + Bm \sum_{j=1}^n Y_j^2 + Cm \sum_{j=1}^n Y_j &= \sum_{j=1}^n Y_j \sum_{i=1}^m U_{ij} \end{aligned} \quad (13.20)$$

$$An \sum_{i=1}^m X_i + Bm \sum_{j=1}^n Y_j + Cmn = \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n U_{ij}$$

где X_i, Y_j — координаты точек, пронумерованные в порядке ориентирования плоскости по осям X, Y ; m, n — число точек дискретизации плоскости по координатам X, Y ; при равномерных шагах, $Y_{j+1} = Y_j + \Delta Y$; U_{ij} — экспериментальные данные возвышения рихтуемой плоскости над опорной. Координаты отрихтованной плоскости Z_{ij} вычисляются по формуле (13.19). Полученные при «разведке» значения U_{ij} и Z_{ij} заносятся в память МПБУ, и их разность

$$\Delta_{ij} = U_{ij} - Z_{ij} \quad (13.21)$$

является параметром, определяющим энергетический режим установки при повторном сканировании на режиме обработки. Ее знак указывает на тип обработки (съем или нанесение), а модуль определяет электрические параметры: емкость и напряжение конденсаторной батареи. Третий этап (контроль) производится аналогично «разведке» и имеет цель проверить качество рихтовки. При недостаточной рихтовке обработку следует повторить.

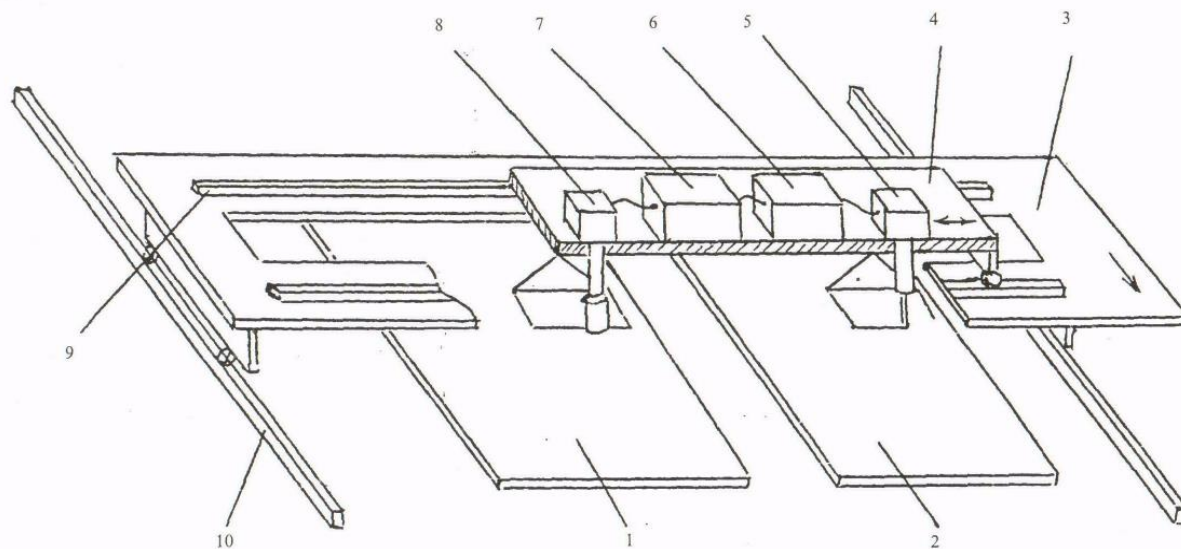


Рис. 13.13. Установка для автоматизированной электроискровой росписи

Аналогично плоскости производится и рихтовка криволинейных поверхностей, например тел вращения. Система уравнений (13.20) при этом описывает состояние развертки криволинейной поверхности в плоскость. Данный процесс в отличие от балансировки не требует высокого быстродействия микропроцессора, но требует большой оперативной памяти МПБУ: при количестве разбинок рихтуемого изделия на 100 точек по каждой из координат и равномерных шагах ΔX , ΔY необходима память не менее 64 кБт; при неравномерных шагах — не менее 256 кБт.

13.7. Электроискровая роспись

Электроискровая роспись является дорогостоящим видом обработки, так как при ручном процессе требует значительных затрат труда художника-декоратора [467]. Массовое производство этой эстетической продукции может быть организовано только при механизации процесса. В его основу заложен тот же принцип сканирования, что и при микрорихтовке поверхностей.

Установка для механизированной росписи (рис. 13.13) состоит из двух сочлененных кареток 3, 4, движущихся по взаимно перпендикулярным координатам так, что за время, пока первая из них перемещается из одного конца поля в другой один раз, вторая успевает проделать это многократно. Первая каретка 3 движется по неподвижным направляющим 10, вторая 4 — по направляющим 9, установленным на первой каретке. На второй каретке в одном ее конце укреплен фотосчитывающая головка 8, в другом — искровой карандаш 5. Под фотосчитывающей головкой располагается фотошаблон 1, изображение с которого необходимо перенести на металлическую заготовку 2. Большое количество анализируемой информации (особенно при двухцветной росписи, например медью и серебром) требует микропроцессорной реализации обработки. При этом фотошаблон может быть заменен его информационной копией, записанной в память микропроцессорного блока управления (МПБУ) 7. Под электродом-инструментом располагается заготовка. При движении кареток из фотосчитывающей головки 8 или из памяти МПБУ 7 поступает сигнал, пропорциональный яркости точки. После анализа МПБУ он передается на устройство, управляющее работой искрового генератора 6, при этом меняются параметры электроискровых импульсов и на заготовку переносится большее или меньшее количество металла. В результате этого изображение автоматически переносится на металл. Механизированная установка позволяет получать как контурные, так и полутеневые рисунки, а также значительно облегчает труд художника-декоратора. Применяя видоизмененную установку для механизированной росписи, выполненную на базе токарного станка и основанную на том же принципе сканирования, можно осуществить автоматизированную электроискровую роспись тел вращения.

Данный процесс, как и микрорихтовка, требует большой оперативной памяти МПБУ, особенно при размещении в ней информационной копии рисунка. Ее объем в килобайтах может быть определен по формуле

$$V = 4nSr^2, \quad (13.22)$$

где n — число цветов расписываемого рисунка; S — его площадь, мм²; r — разрешающая способность, точек/мм (обычно $r = 2—5$ точек/мм).

Таким образом, проведенный нами анализ возможностей современного уровня микропроцессорной техники и рассмотренные примеры показали перспективность использования микропроцессорного управления в ряде электроискровых технологических процессов.

Глава 14. ОСОБЕННОСТИ ФОРМИРОВАНИЯ ПОКРЫТИЙ ИЗ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ

14.1. Методика исследований и описание установки

Исследования проводились на установке типа «Разряд-М» [33, 21, 49]*. Эта установка предназначена в основном для исследования процесса нанесения покрытий из порошковых материалов на цилиндрические образцы с диаметром до 50 мм и длиной до 250 мм, возможна обработка торцевых плоских поверхностей деталей закрепленных в патроне при развороте электрода-инструмента на 90° в сторону патрона. В нее входят пульт управления I вращением детали, электрода-инструмента и его горизонтальным перемещением; патрон 2 для крепления цилиндрических образцов и деталей; электрод-инструмент 3 с конусным или дисковым анодами; бункер 4 для дозированной подачи порошка: Скорость вращения электрода-инструмента, изменялась в диапазоне 50...200 об/мин, а детали 10...50 об/мин.

Предварительные эксперименты показали, что некоторые принципиально важные узлы электромеханической части установки «Разряд-М» не могли обеспечить решения ряда задач наших исследований и поэтому были существенно изменены. Так, был разработан и собран электрод-инструмент с дисковым анодом, который в дальнейшем использовался как базовый в опытно-промышленной установке «Разряд-3» (рис.14.1). Для дозированной и локальной подачи порошков в МЭИ было создано и испытано устройство, работающее на принципе магнитооживления порошковых материалов с помощью магнитотвердых гранул [33], значительно превосходящее по своим характеристикам вибробункер установки «Разряд-М».

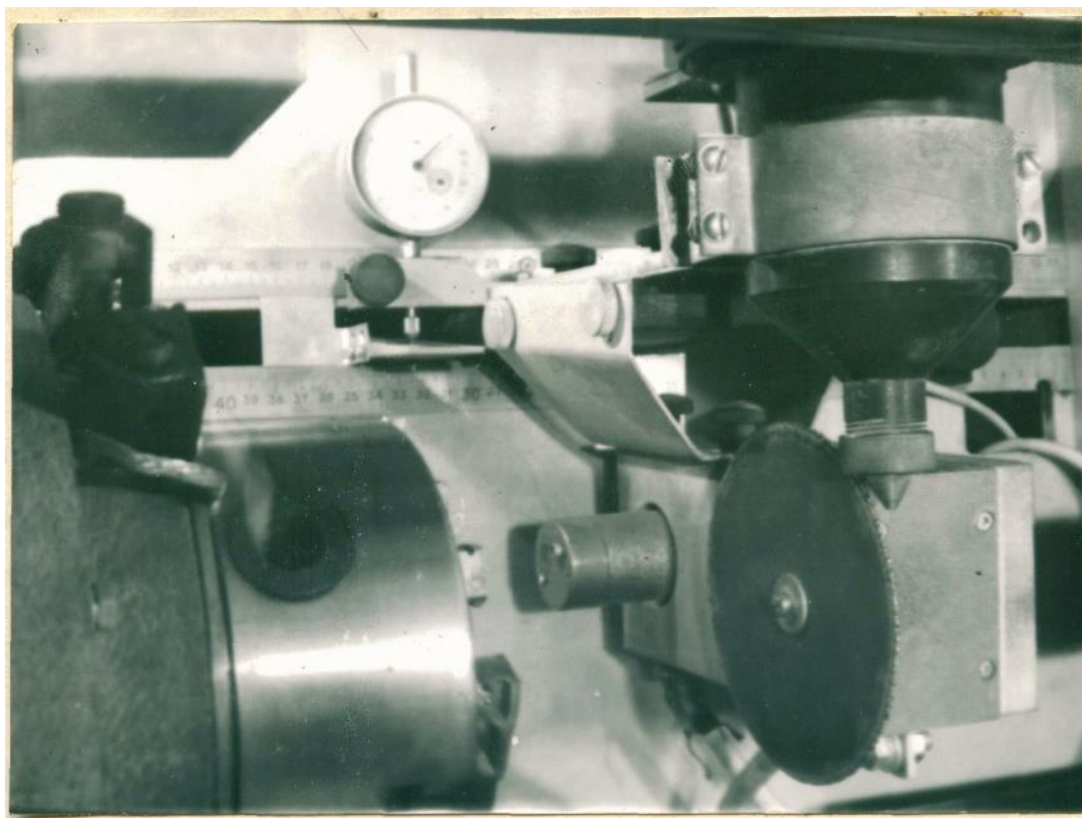


Рис.14.1. Дисковый электрод-инструмент, установленный в рабочей камере установки «РАЗРЯД-3».

Измерение величины межэлектродного промежутка (МЭП) на процессы при ЭИМП связаны с необходимостью контроля этой величины. Измерение (S_n) осуществлялось при использовании набора стандартных щупов, позволяющий измерять величину МЭП от 0,03 ...1 мм. Контрольная оценка величины МЭП осуществлялась с помощью измерительного микроскопа МПБ-2, который устанавливался в рабочем отверстии камеры на специальном держателе.

Принципиальная электрическая схема генератора импульсов приведена на рис.14.2. Низковольтные сильноточные импульсы, получаемые с помощью RC- генератора, подаются на систему электродов: деталь-катод (К), рабочий электрод-анод (А). Зарядка батарей емкостей (С1), состоящей из соединенных параллельно шести конденсаторов типа МГБВ ($U=1$ кв, $C = 100$ мкф), осуществлялось подачей

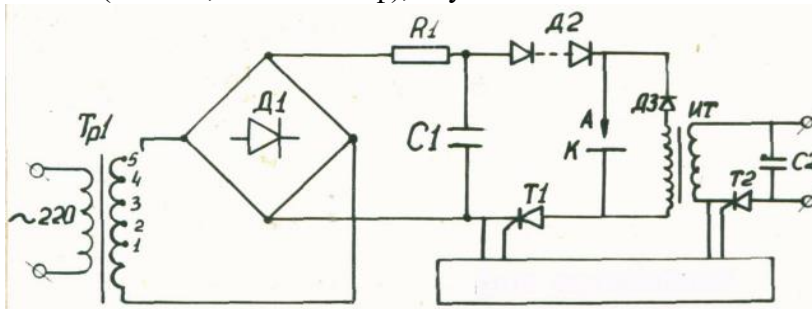


Рис. 14.2. Принципиальная электрическая схема установки для нанесения покрытий из порошковых материалов в условиях наложения на МЭИ высоковольтных поджигающих и низковольтных сильноточных импульсов

переменного напряжения (220 В) на первичную обмотку трансформатора $Tr I$. Со вторичной обмотки через клеммы 1-5 и выпрямитель $D I$ собранный по мостиковой схеме из диодов марки $D 247$ и ограничительного сопротивления $P I$, напряжение поступало на батарею конденсаторов $C I$. Столбик диодов $D 2$ марки ВЛ-200-16 служит для предохранения низковольтной части схемы от попадания на нее высоковольтного напряжения. Высоковольтные поджигающие импульсы формировались при разряде емкости $C 2$ на первичную обмотку импульсного трансформатора $ИТ$, со вторичной повышающей обмотки трансформатора через диоды $D 3$ импульсы попадали на электроды НЭП. Через тиристоры $T 1$ и $T 2$ средством блока управления производится отпирание цепей обоих контуров, причем одновременное отпирание обеспечивает синхронизацию высоковольтного и низковольтного разрядов, Блок управления обеспечивает ступенчатое изменение напряжения на емкостном накопителе $C I$. Ток подвод к детали, находящийся в токарном патроне, осуществлялся через щетки расположенные на специальном держателе. Порошок в случае нанесения покрытий предварительно насыпали в бункер и подавался в МЭП непрерывной струей. Конструкция суппорта станка позволяла осуществлять продольную и поперечную подачи электрода - инструмента относительно обрабатываемой детали.

Образцы, на которых проводилось исследование по нанесению покрытий из порошковых материалов, были изготовлены из таких широко применяемых конструкционных материалов, как сталь Ст. 3, Ст. 45, сплавы титана ВТ1-0, ВТ23, ОТ-4, медь МЗ. Поверхность образцов предварительно обрабатывалась до величины $Ra = 5-10$ мкм. Покрытие формировалось из порошков технической чистоты, износостойких материалов: бронзы (БРО-10 БРАЖИ-10-4-4), карбидов вольфрама, титана, хрома, бора, нитрида титана, графита ГЛ-2, сплавов СНГН, ПТ-19Н-01, ВЖЛ-2М. В некоторых экспериментах использовались порошки частых металлов железа, меди, хрома, никеля.

Все применяемые в данной работе порошки выпускаются промышленностью. Состав указанных выше сплавов приведен в таблице. Зернистость порошков составляла 20 – 200мкм.

Преимущественный выбор карбидов, боридов, нитридов в качестве наносимых порошков связан с тем, что на их основе можно создавать широкую гамму композиционных покрытий, обеспечивающих высокие эксплуатационные характеристики деталей, работающих в экстремальных условиях при больших температурах, нагрузках, скоростях в коррозионных средах и т. п.

Значительный интерес для электроискрового легирования представляет графит, так как при его использовании в поверхностном слое чистых металлов возможен синтез карбидов, а его избыток в приповерхностном слое может служить твердой смазкой» Кроме того, при технологическом процессе формирования покрытий из тугоплавких соединений и графита возможно получение информации об особенностях поведения этих и подобных материалов в импульсной низкотемпературной плазме. Что касается порошков бронзы и сплавов СНГН, ПТ-14Н-01, ВЖЛ-2М то они широко используются в машиностроении для создания износостойких покрытий.

14.2. Электроды -инструменты применяемые для ЭИНПП

При исследовании процесса нанесения порошковых покрытий в постоянном электрическом поле было установлено, что характеристики подачи порошкового материала в МЭП оказывают существенное влияние на технологический процесс формирования поверхностного слоя на катоде-детали [34]*. Предварительное изучение формирования покрытий, проведенное на базе опытных установок типа «Разряд» [33]*, в которых инициирование пробоя МЭП осуществляется импульсным поджигом, показало, что в этом случае технологический процесс еще более чувствителен к таким характеристикам. Установлено, что для осуществления качественного и стабильного формирования слоя на катоде необходима строго дозированная и локальная в определенной зоне подача порошков МЭП.

Помимо отмеченного выше в системах с импульсным поджигом МЭП при использовании конусных электродов-инструментов наблюдается значительный перенос и налипание частиц на конец рабочего конуса, отрицательно влияющих на формирование слоя, хотя для электроимпульсного нанесения порошковых покрытий (ЭИНПП) в постоянном электрическом поле конструкция такого электрода-инструмента была оптимальной обеспечивала удовлетворительное проведение процесса.

В нашем случае в процессе длительной работы такого электрода-инструмента на конце конуса формируется выступ или плоский круглый нарост (диск) диаметром в несколько мм, что в конечном итоге приводит нарушению технологического процесса формирования слоя.

Очевидно, в первую очередь описанные явления связаны с отличием физических процессов, протекающих в МЭП при разных системах инициирования низковольтных разрядов. В первой системе на частицы, попавшие в МЭП, электрическое поле действует более длительное время (до начала пробоя МЭИ и после него), т.к. на электродах постоянно подается высокий потенциал (3...5 кВ) [33, 34]*. Это способствует электризации и переносу к катоду большого количества частиц, чем во втором случае, когда действие поля высокой напряженности происходит только в период подачи высоковольтного поджига, длительность которого составляет 20-30 мкс.

Кроме того, не исключено влияние на движение частиц в МЭП изменение полярности электрического поля обусловленной биполярным характером импульса

высоковольтного поджига. Как показывает осциллографирование практически во всех случаях за счет индуктивности элементов формирующих контур разрядных цепей генератора импульсов поджига, подаваемые на МЭП импульсы имеют обратную полуволну напряжения. Хотя она значительно меньше основной, но расчеты показывают, что ее влияние может существенно уменьшить движение частиц к катоду, а в некоторых случаях, например, при нахождении частиц вблизи анода, перенести их на анод. Влияет ли только обратная полуволна электрического поля (и может ли это происходить в период разряда) или преобладают другие факторы на движение частиц в МЭП вопрос пока остается открытым.

При изучении ряда технологических вопросов процесса ЭИМП в постоянном электрическом поле были рассмотрены особенности работы электрода-инструмента (анода) [34*].

Установлено, что в процессе формирования слоев на катоде особенно при мощных режимах наблюдается налипание на электрод-анод частиц порошка, приводящее в конечном итоге к нарушению технологического процесса. Отмечено влияние на этот эффект свойств материала и размера электрода-анода, а также расхода порошка, подаваемого в МЭП. Процесс припекания порошка к аноду связывается с его нагревом за счет энергии разряда без учета джоулева тепла, обусловленного средней величиной рабочего тока, проходящего через систему электродов катод-деталь-анод -инструмент. Для данного варианта ЭИМП наиболее работоспособным оказался, медный стержневой электрод, расположенный под углом $15-20^\circ$ к оси детали. В дальнейшем была выявлена необходимость придания электроду-инструменту вращательного движения а для первых опытно промышленных установок типа "Разряд" был рекомендован электрод-инструмент в виде медного конуса расположенного на токопроводящем стержне и вращающемся вокруг своей оси (рис, 14.3). Более длительные испытания этих установок выявили существенные недостатки таких электродов-инструментов. Во-первых, под действием импульсных разрядов происходит электрическая эрозия конца медного конуса, что изменяет величину МЭП и конфигурацию электрического поля у анода. Детальные исследования электроэрозионных явлений, показали, что при рабочих МЭП (0,1-1,5 мм) эти явления являются составной частью процесса ЭИМП. Во-вторых, при работе на относительно больших частотах и энергиях разряда ($f= 15-20$ Гц; $W>1-2$ Дж) происходят Джоулев нагрев конца анода за счет больших величин средних токов (5-15 А)- что способствует его о плавлению, окислению и разрушению. В третьих, на поверхности электрода в процессе его работы появляется выступ или "нарост" из приварившихся частиц порошка, который со временем увеличивается в размерах, что было несколько подробнее рассмотрено в начале данной главы. Все эти факторы не позволяют длительно а стабильно осуществлять технологический процесс катод-детали. Устранить или хотя бы значительно уменьшить влияние на процесс этих факторов, очевидно, можно за счет создания электрода-инструмента с постоянно обновляющейся поверхностью, которая подвергается воздействию плазмы разряда. Это решается с помощью дискового анода, вращающегося с определенной скоростью вокруг собственной оси (рис. 14.3). Преимущество такого электрода перед конусным очевидно, поскольку он позволяет организовать процесс таким образом, чтобы каждый последующий разряд начинался на вновь поступающий в рабочую зону МЭП поверхность электрода. Для соблюдения этого условия необходимо выбрать линейную скорость диска равную:

$$V = 60 \cdot d_3 \cdot f \text{ мм/мин} \quad (14.1)$$

где d_3 - диаметр зоны привязки единичного разряда к поверхности дискового электрода, определяемый в зависимости от параметров процесса; f - частота следования рабочих импульсов. Выбор такого режима работы дискового электрода обеспечивает циклическое участие поверхности в процессе и позволяет существенно уменьшить эрозию, нагрев и налипание частиц порошка.

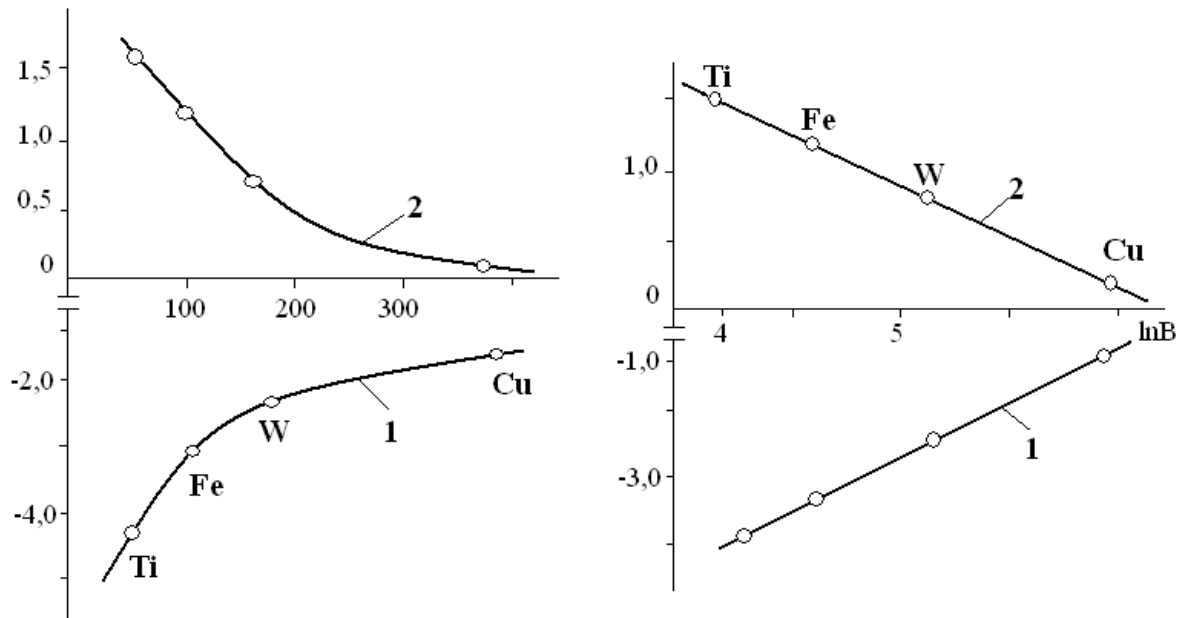


Рис. 14.4. Зависимости количества налипшего порошка и электрической эрозии электродов-инструментов от коэффициента аккумуляции тепла материала их изготовления

Сравнительная оценка массопереноса при различных условиях проведения процесса ЭИНПП для конусного и дискового электродов-анодов показали, что в последнем случае кривые зависимости массопереноса от величины МЭП, энергии разряда; и времени обработки имеют монотонный характер изменения. На них отсутствуют аномальный рост или уменьшение прироста массы, как это наблюдается на кривых, полученных при использовании конусного анода. При дисковом аноде процесс ЭИНПП длительное время проходит стабильно (3-4 часа) и четко воспроизводится. На торце диска практически отсутствует нарост, хотя в процессе длительной работы анода отмечается незначительное налипание частиц на торец, но это явление в основном проявляется при использовании относительно легкоплавких материалов (бронза, медь). Существенное уменьшение эрозии диска по сравнению с конусным анодом стабилизирует величину МЭП, а, следовательно, и технологический процесс формирования слоя.

Исследования влияния свойств материала электрода -анода на его эрозию и эффект налипания частиц совпадают в данными, полученными при ЭИНПП в постоянном электрическом поле [29, 30, 33]* (рис.14.4). Из рис.6 видно, что по отношению к эрозии и эффекту налипания материалы ведут себя одинаково. Кривые, описывающие как увеличение массы анода за счет налипания частиц, так и его эрозию, когда в МЭП нет порошкового материала, хорошо аппроксимируются выражением

$$\pm \gamma_k = mb^n \quad (14.2)$$

где b - коэффициент аккумуляции тепла равны [21, 49]*

$$b = \sqrt{c\rho\lambda}$$

где c, ρ, λ - соответственно теплоемкость, плотность и теплопроводность материала электрода. Из исследованных нами материалов лучше всего зарекомендовала себя техническая медь марки М-3.

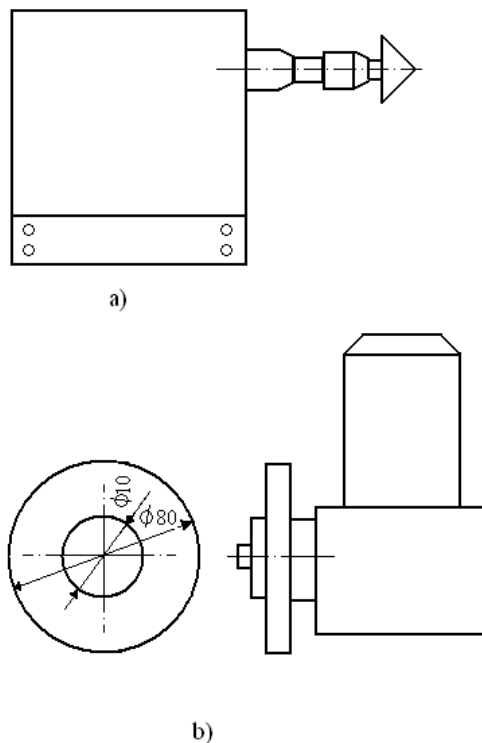


Рис. 14.3. Электроды-инструменты используемые для нанесения покрытий из порошковых материалов: конусный (а) и дисковый (б)

Таким образом, с точки зрения электроэрозионной стойкости, минимума налипания частиц на анод и его нагрева электродная система с вращающимся дисковым анодом, является оптимальной для рассматриваемого процесса ЭИМП.

14.3. Динамика взаимодействия плазмы канала разряда с частицами порошка и поверхностью электродов

Для полной физической картины процесса электроискрового нанесения порошков, наряду с квазистатическими характеристиками плазмы импульсного разряда, необходимо иметь представление о динамике ее взаимодействия с частицами порошка и поверхностью электродов.

Детально основные аспекты взаимодействия частиц порошка с плазмой импульсного разряда изучены для случая электроискрового нанесения покрытий из порошковых материалов в постоянном электрическом поле [29, 30, 31, 33]*. Методом скоростной съемки, было показано, что инициирование пробоя МЭП при наложении постоянного электрического поля происходит подобно пробоя в вакууме. Попадая в МЭП, частицы электризуются и перемещаются к катоду. При приближении к последнему иду частицей и катодом возникает микроарзряд, который в дальнейшем инициирует

низковольтный мощный разряд, ответственный за основные тепловые процессы, происходящие на электродах и с частицами в канале разряда.

Скоростная съемка проведенная для случая наложения импульсного электрического поля на МЭП показала, что динамика развития канала разряда и взаимодействие его с частицами порошка имеют некоторые особенности, хотя основной характер взаимодействия частиц с плазмой подобен первому случаю (скоростная съемка с помощью сверх-скоростного фоторегистратора СФР-2М проводилась при тех же условиях, что и при наложении на МЭП постоянного электрического поля).

При импульсном электрическом поле начальная стадия разряда проходит несколько интенсивнее, за счет быстрой ионизации МЭП высоковольтным разрядом по всей его длине и за более короткий промежуток времени (рис. 14.5, кадры 1-3). Последнее можно объяснить

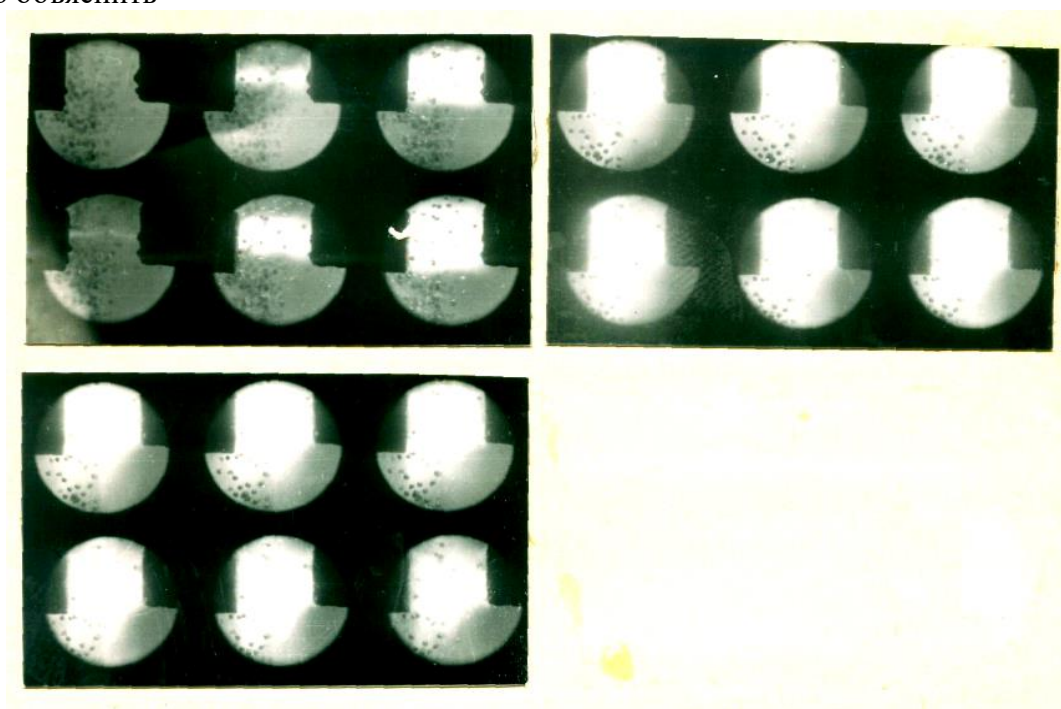


Рис.14.5 Кадры скоростной съемки (СФР-граммы) развития импульсного разряда, инициированного высоковольтным слаботочным поджигом, при подаче в МЭП порошкового материала. Время экспозиции одного кадра $\sim \tau = 8,10^{-6}$ с, напряжение на емкости $U_c = 300$ В, величина МЭП 1 мм.

тем, что отсутствуют фазы электризации частиц в постоянном электрическом поле, их движение к катоду с последующим микроразрядом между ними [30, 38]*. Межэлектродный промежуток газоразрядная плазма заполняет за $10 \div 20 \times 10^{-6}$ с, при этом свечение канала разряда поджигающего импульса на СФР - граммах занимает не более 1-2 кадров (см. рис.14.5).

Если высоковольтный разряд происходит при наличии части порошка в МЭП, то его канал на СФР- граммах может иметь вид прерывистого (зигзагообразного) шнура, что связано с замыканием канала на частицах порошка. В этом случае возможно неравномерное развитие основного канала разряда а заполнение газоразрядной плазмой объема МЭП (рис.14.5, кадры 2-4). Нагрев и взрывообразное испарение поверхности частиц под действием канала высоковольтного разряда чаще всего локализуют области более интенсивного развития плазмы в зоне электродов, что обусловлено наличием при электродных падениях потенциала и высокой концентрацией заряженных ионов в этих зонах.

В нашем случае, так же как и в работах по изучению динамики импульсных разрядов и электрической эрозии электродов при МЭП больше пробивных [3, 32, 36]*, проявляется многоканальный характер импульсных разрядов. Поэтому наряду с однородным свечением плазмы, наблюдается структура плазменного канала с ярким выражением локализованной сквозной канальностью - отдельные каналы проводимости с повышенной светимостью (рис.14.6).

По данным СФР-грамм время существования газоразрядной плазмы в МЭП составляет $20...26 \times 10^{-5}$ с, что при прочих равных условиях несколько меньше, чем при наложении на МЭП постоянного электрического поля [30]*. Очевидно, за счет более быстрого расширения канала в начальной стадии разряда общее время существования газоразрядной плазмы уменьшается.

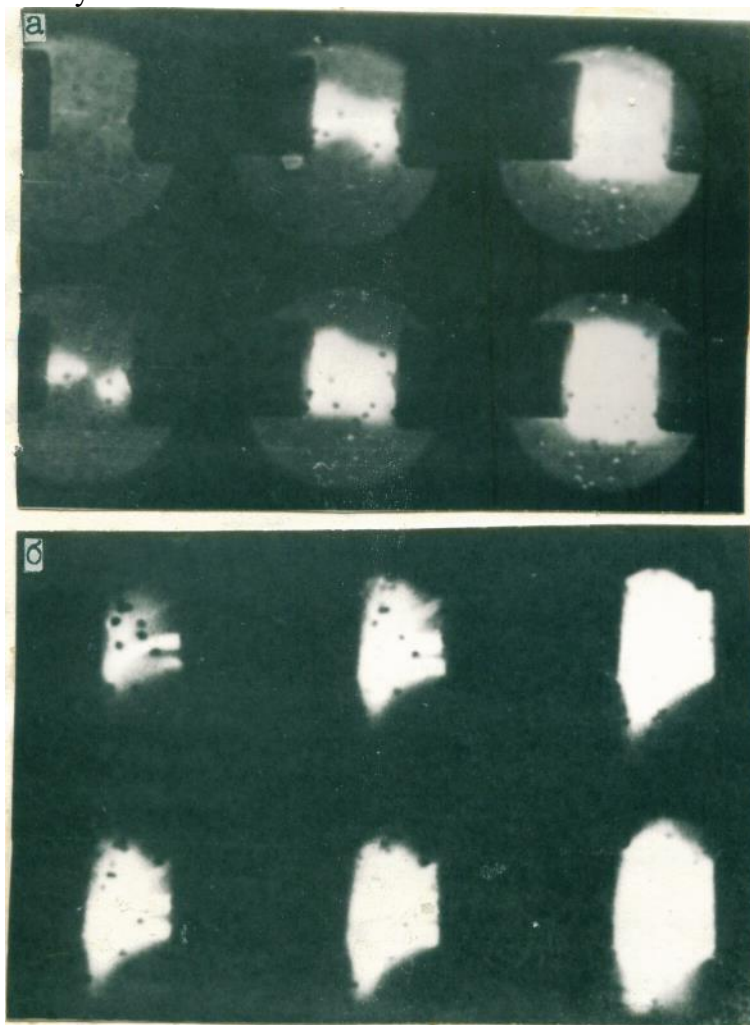
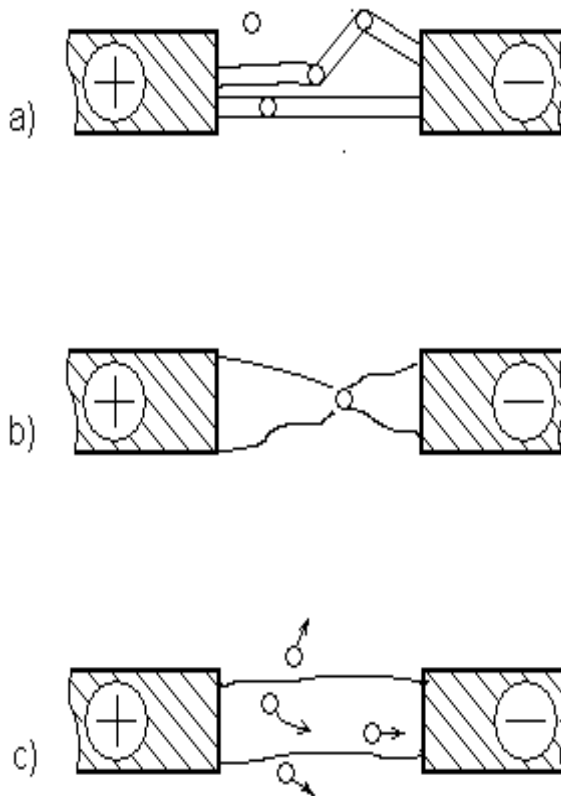


Рис.14.6. Фрагмент скоростной съемки импульсного разряда при подаче в МЭП порошкового материала. Неоднородность развитая канала разряда (а) и его многоканальность (б).

на основании анализа СФР-грамм обобщенная модель взаимодействия частиц порошка с плазмой импульсного разряда для случая наложения на МЭП высоковольтного



- а) Прохождение поджигающего высоковольтного импульса;
- б) Равномерное развитие плазмы разряда;
- г) Развитие плазмы разряда в зоне электродов;
- д) Возможные варианты взаимодействия частиц с плазмой, канала разряда;
- е) форма плазмы канала разряда при системе электродов острие-плоскость.

Рис. 14.7. Схема развития плазмы импульсного разряда и взаимодействия ее с частицами порошка

поджигающего импульсного разряда представлена на рис. 14.7. В начальной стадии процесса высоковольтный разряд (ВР) формирует тонкий плазменный шнур между электродами. Его максимальный поперечный размер не превышает доли миллиметра (рис.14.7а). После ионизации МЭП происходит низковольтный разряд рабочей емкости источника импульсов и за счет выделившейся энергии разряда между электродами формируется расширяющийся плазменный канал. Скорость его расширения составляет $2...3 \times 10^{-5}$ м/с и за 2мкс он заполняет МЭП (рис.14.6а, рис.14.10б), причем размеры этого канала зависят от величины МЭП и параметров разряда. Как уже отмечалось выше, формирование плазменного канала может протекать равномерно по всему сечению МЭП или сначала развиваться более интенсивно в при электродных зонах (рис.14.5, рис.14.6). При определенных значениях МЭП канал может дробиться - проявляется многоканальность разряда. Приставление на рис. 14.6 , варианты дробления канала разряда отражают процесс локализации отдельных частей плазмы, когда каналы проводимости с повышенной светимостью связывают пятна второго типа, возникающие на электродах.

Эффект дробления канала разряда проявляется более четко при увеличении МЭП, что соответствует и изменениям эрозионных процессов, наблюдаемых на электродах при варьировании величиной МЭП. Как установлено в [36, 37]* при МЭП больше 1-2 мм единичная лунка начинает дробиться на несколько отдельных, меньших размеров, появляются зоны воздействия, связанные с электродными пятнами 1 и 2 типа,

существенно расширяется область электрода подвергнутая эрозии. Относительно однородное свечение плазмы, обычно наблюдается при МЭП меньше 1,5 ...2 мм. Такое состояние плазменного канала, конечно, более благоприятно для равномерного нагрева всех частиц, находящихся в его зоне, и формирования покрытия на катоде.

При МЭП, когда в зоне взаимодействия канала разряда с поверхностью катода возникает единая лунка со сплошной областью жидкой фазы, условия взаимодействия частиц с подложкой подобны условиям контактного ЭИЛ [29]*. В этом случае возможны процессы перемешивания жидких фаз материалов частиц и подложки, их взаимной диффузии, образование сплавов, механических смесей, химических соединений и т.п. Металлографические исследования показали, что в сформированных слоях происходит комплекс физико-химических превращений подобный тому, когда анодами служат компактные материалы. Как правило, поверхностный слой состоит из белой зоны, зоны воздействия наносимого материала с подложкой и зоны материала основы, подвергнутой термическому воздействию импульсного разряда (рис.3.16).

При ярко выраженной многоканальности на электродах существуют участки с различной температурой и величиной эрозии, что в первую очередь влияет на однородность структуры и фазового состава поверхностного слоя. Помимо этого, при условиях возникновения преимущественно пятен I-го типа сами физические процессы, связанные с взаимодействием каналов разряда с поверхностью катода, весьма неблагоприятны для формирования слоя покрытия. Так, в зоне разряда, практически отсутствует жидкая фаза на катоде, а миграция каналов разряда со взрывным характером эрозии в точке контакта каналов с поверхностью электродов [29, 31] затрудняет процессы сплавления и диффузии. Это подтверждает и электронная микроскопия поверхности катода в зоне пятен I-го типа. Как уже отмечалось, такая зона имеет вид свежее травленной поверхности за счет удаления загрязнений и окислов разрядами и неглубоких (0,3-3 мкм) эрозионных лунок с диаметром от долей до нескольких мкм. Даже при весьма большом увеличении ($\times 10^4$) не удастся обнаружить явных следов жидкой фазы (рис.14.12 в)

Зависимость массопереноса частиц порошка на катод от величины МЭП (рис.14.8) в значительной мере может быть связана с рассмотренными выше явлениями. Резкое уменьшение массопереноса происходит при МЭП более 1,0...1,5 мм, что в большинстве случаев соответствует появлению на СФР-граммах многоканальности разряда и возникновению на поверхности электродов эрозионных областей с пятнами 1 и 2 типа. На таких МЭП, помимо уменьшения плотности энергии в канале при его увеличении, существенную роль начинают играть процессы, связанные с дроблением и изменением характера эрозии на электродах.

Экспериментально наблюдается несколько видов взаимодействия плазмы с частицами в зоне образования каналов (рис.14.7). На периферии каналов возможен отброс частиц ударной волной [28, 38, 49]*. При больших скоростях движения частиц поперек канала, особенно в периферийных зонах некоторые частицы практически не претерпевают фазовых изменений и размеров, проходя через канал. При оптимальных условиях процесса частица нагревается, плавится, частично испаряется, и это многофазная система наносится на поверхность катода. В этом случае на частицу действуют несколько сил, которые и определяют характер ее движения.

Количество частиц, попадающих в зону газоразрядной плазмы, связано с объемом расширяющегося канала разряда. В реальных условиях обработки [30]* обычно анодом служит вращающийся медный электрод, заточенный на конус (возможно использование и дискового электрода), при этом канал разряда имеет вид усеченного или остроконечного

конуса (рис.14.10 е). Размеры его определяются величиной МЭП и энергией разряда. В таком канале плотность энергии по сечению и падение потенциала вдоль его оси распределяется неравномерно, поэтому и силы, действующие на частицу, находящуюся в нем, а также нагрев, и осаждение частиц на катоде будут зависеть от зоны попадания их в канал разряда.

14.3.1. Основные закономерности формирования покрытий из порошковых материалов с применением импульсных разрядов

Нанесение покрытий из порошковых материалов на поверхности деталей машин с целью повышения их долговечности является одним из перспективных способов. Применение электрических разрядов в качестве концентрированного источника энергии для формирования покрытий обладает рядом преимуществ [21,40, 43, 47]: является простым в реализации, обеспечивает выделение больших количеств энергии в короткие промежутки времени и в малые объемы пространства, не требует специальной подготовки поверхностей перед обработкой, позволяет формирование покрытий из широкой гаммы материалов включая смеси разных порошков, и т.п.

Исследование электроискрового легирования порошковыми материалами в режиме недонапряжения [42, 43, 46]*, что удельное время обработки поверхности также является важным фактором формирования слоя, поскольку для ЭИЛ порошковыми материалами также характерно ограничение толщины слоя. Частота подачи рабочих импульсов, скорости вращения детали, расход порошкового материала из дозирующего устройства тоже влияют на процесс формирования покрытий и особенно в сочетании могут сильно влиять на качество сформированного слоя.

объемом расширяющегося канала разряда. В реальных условиях обработки [43, 44, 49]* обычно анодом служил вращающийся медный электрод выполненный в виде диска, при этом канал разряда имеет вид усеченного или остrokонечного конуса. Размеры его определяются величиной МЭП и энергией разряда. В таком канале плотность энергии по сечению и падение потенциала вдоль его оси распределяются неравномерно, поэтому и силы, действующие на частицу, находящуюся в нем, а также нагрев, и осаждение частиц на катоде будут зависеть от зоны попадания их в канал разряда.

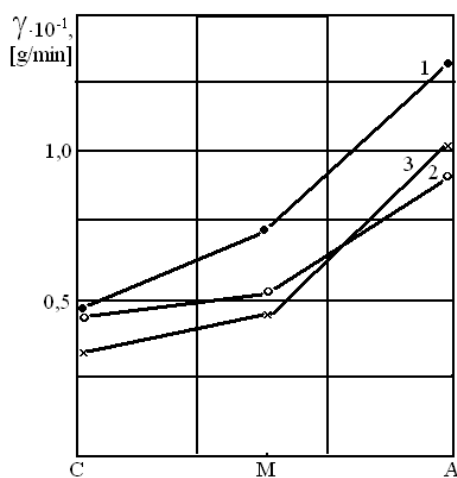


Рис. 14.8. Зависимость массопереноса порошкового материала от величины МЭП при введении его в различные зоны канала разряда: 1, 2, 3 – анодные зоны: 1^{II}, 2^{II}, 3^{II} катодная зона: 1^I, 2^I, 3^I – середина канала разряда. Материал порошка: 1 – бронза БрО-10; 2 – СНГН; 3 – хром

Если проследить за влиянием зоны ввода частиц порошка в канал разряда на их массоперенос (в диапазоне МЭП до критических величин, когда резкое изменение массопереноса обусловлено явлениями на электродах и перераспределением энергии разряда), то можно четко зафиксировать оптимальную зону ввода частиц (рис. 14.8).

Максимальный массоперенос, полный нагрев и испарение частиц наблюдается при их вводе в зону анода. Это, очевидно, связано с несколькими факторами. Во-первых, при таком вводе обеспечивается максимально возможное время пребывания частиц порошкового в плазме канала разряда до ее слияния с катодом. Во-вторых, как показал теоретический анализ параметров обеспечивающих движение частиц порошкового материала в межэлектродном промежутке, основным фактором, определяющим перемещение частиц, является электродинамическая сила, которая должна быть максимальной в зоне анода из-за высокого анодного падения потенциала (в работе [21]* показано, что при относительно больших МЭП анодное падение потенциала U_a может превышать катодное U_k в 2-3 раза при толщине анодного слоя 10...30 мкм, соответственно созданию электрических полей с напряженностью порядка $10^6...10^7$ В/м), что и способствует сообщению частицам высоким скоростям вдоль плазменного канала по сравнению с введением частиц на других его участках. Это уменьшает количество частиц, проходящих поперек канала без изменения вектора скорости и увеличивает их число, осевших на катоде. В-третьих, конусная форма плазменного канала приводит к более высокой объемной плотности энергии у анода, что, возможно, интенсифицирует в этой зоне тепло и массо обмен между частицами и каналом разряда.

Исследование влияния величины межэлектродного промежутка на процесс интенсивности формирования слоя (рис. 14.9) показал, что при росте последнего от 0,3мм до 1мм привес растёт. Это объясняется тем, что при малых значениях промежутка объём канала разряда мал, поэтому в него попадает небольшое количество частиц, с ростом S , растёт и объём плазмы в том же время несколько растёт и энергия выделяемая в межэлектродном промежутке [44, 45, 47]*.

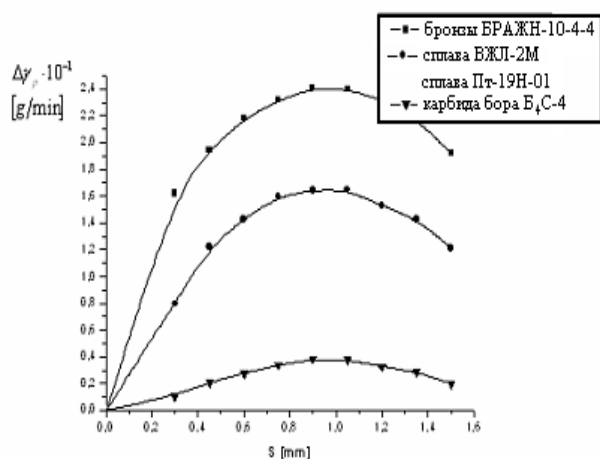


Рис. 14.9. Зависимость привеса катода от расстояния между электродами для: бронзы БрАЖН-10-4-4 1, сплава типа ВЖЛ- 2М, сплав ПТ-19Н-01б карбида бора В₄С -4

Дальнейший спад привеса катода с увеличением значения S очевидно связан с несколькими причинами: падение плотности энергии в промежутке и на катоде, на последнем дробится след жидкой фазы, падает интенсивность электрического поля и даже в случае проплавления частиц, они не успевают осесть на катод за время существования,

разряда. Причем важно отметить, что кривые представленные на рис. 14.9 носят один и тот же характер, но смещены относительно друг друга. Последнее связано с теплофизическими свойствами материалов. Нетрудно заметить, что кривые представленные на рис. 14.9 можно хорошо аппроксимировать выражением вида:

$$\Delta y = a - bS^2 \quad (14.3)$$

Проведение экспериментов по влиянию расхода порошкового материала из дозирующего устройства на привес катода-детали рис. 14.10 показали, что во всех случаях независимо от материала при малых расходах (т.е. поступление порошкового материала в МЭП) наблюдается рост привеса, причем этот рост практически прямолинеен. С дальнейшим ростом расхода привес катода-детали приобретает максимум и в дальнейшем резко падает. Рост привеса катода с ростом расхода порошкового материала из дозирующего устройства, наверное, можно объяснить избытком энергии в промежутке и малым к.п.д. её использования. Достижения максимума, соответствует более эффективному использованию выделившейся энергии и указывает на то, что в зависимости от энергетического режима для каждого взятого в отдельности материала максимальный привес при максимальном расходе порошка в каждом конкретном случае разный, хотя и имеется общий характер кривых на этой зависимости. Можно отметить, что смещение кривых связано с количеством материала которое может быть расплавлено и перенесено на катод-деталь в каждом отдельном случае.

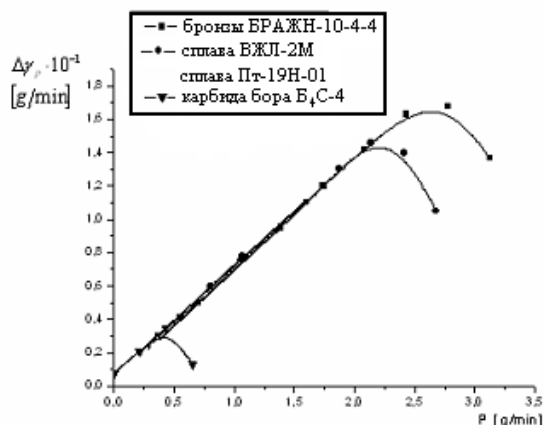


Рис. 14.10. Привес детали-катода в зависимости от величины расхода порошкового материала из дозирующего устройства

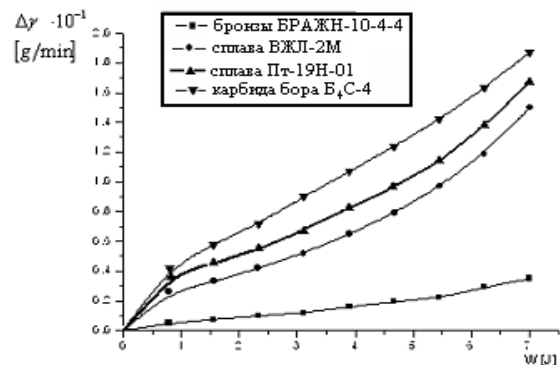


Рис. 14.11. Привес катода-детали в зависимости от величины энергии выделяемой в МЭП за единичный разряд при расходе порошкового материала $P=2\text{г/мин}$, $S=0,5\text{мм}$

Кривые привеса катода от энергии (рис.14.11.) выделенной в межэлектродном промежутке за единичный разряд представляют собой экспоненциальные зависимости, причем важно отметить, что такие же примерно зависимости наблюдались в случае исследования величины лунок от энергии разряда [40, 46, 48]*. Это наверное свидетельствует о том, что как первые, так и вторые связаны с плотностью энергии промежутке, а так же и с теплофизическими свойствами материала.

При попадании частиц порошка в МЭП на нее действуют некоторый поток энергии. В случае металлических частиц порошка за счет теплообмена с плазмой канала разряда, время выравнивания температуры по сечению частицы может быть оценено как $\sim \frac{R_0^2}{a}$, где a – коэффициент температуро-проводимости частицы, R_0 - её радиус. Частицу

можно считать равномерно нагретой по всему объему и описать ее нагрев до температуры плавления T [42, 49]* уравнением:

$$\frac{4}{3} \pi R_0^3 C_v \gamma \frac{dT}{dt} = 4 \pi R_0^2 q_\Sigma \quad (14.4)$$

где – C_v – удельная теплоемкость; T – температура частицы; t – время нагрева; γ – плотность материала частиц; q_Σ – тепловой поток на частицу.

Однако суммарный поток энергии на частицу отличён от потока тепла описанного в [41, 47]*, поскольку как было показано ранее пробой промежутка, когда в последнем присутствуют частицы порошка осуществляется через них. Экспериментально было определено, что через частицы течет электрический ток. Исходя из выше сказанного с учетом Джоулевого тепла выделенного на частице за счет протекания через нее электрического тока, суммарный поток энергий на отдельную частицу можно представить в виде.

$$q_\Sigma = q_{\Sigma 2} + q_E$$

$$q_{\Sigma 2} = \frac{\int_0^\tau [U_0(t) - U_r(t)] I(t) dt}{\pi l^2} \quad (14.5)$$

$$q_{\Sigma T} = \frac{A \cdot I / \rho_a}{S}$$

Если читать, что канал плазмы в межэлектродном промежутке имеет цилиндрическую форму и, что имеется термодинамическое равновесие плазмы, то для цилиндрической симметрии можно записать:

$$Q = \frac{W}{2\pi r(r+S)} = \frac{\int_0^\tau U(t) I(t) dt}{2\pi r(r+S)} \quad (14.6)$$

где Q – плотность энергии в промежутке; W – энергия выделенная в промежутке за один разряд; r – радиус канала плазмы; l – величина межэлектродного промежутка; $U(t)$ – падение напряжения на промежутке; $I(t)$ – ток разряда; t – время; τ – длительность разряда. С другой стороны известно, что эрозия электродов прямопропорциональна температуре на его поверхности:

$$\gamma_k = T_{эф} \quad (14.7)$$

где - $T_{эф} = \frac{Q t^{0,5}}{\sqrt{\pi C \gamma \lambda}}$, C – теплоемкость; γ – плотность; λ – теплопроводность материала электрода.

Учитывая, что через частицу протекает ток, т.е. она является активным сопротивлением в межэлектродном промежутке и она участвует в теплообмене с плазмой тепловой поток на частицу можно выразить в виде:

$$q_\Sigma = \frac{\int_0^\tau [U_c(t) - U_r(t)] I(t) dt}{2\pi r(r+S)} + j\rho \quad (14.8)$$

где j – плотность тока в промежутке; ρ – удельное сопротивление материала в частице.

При варьировании величиной размером частиц (рис.14.12.) было замечено, что с ростом радиуса привес катода падает, носит прямолинейный характер и может быть описан в выражении:

$$\Delta \gamma_n \approx R^{-\alpha} \quad (14.9)$$

где α – коэффициент зависящий от свойств наносимого материала.

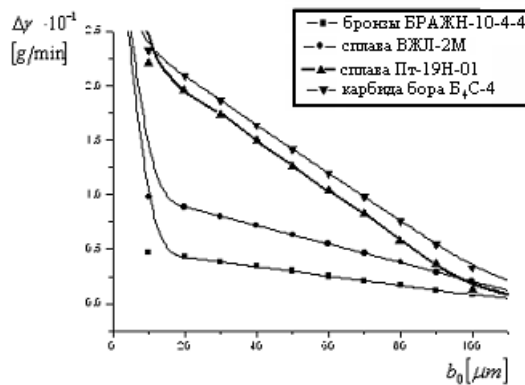


Рис. 14.12. Привес катода-детали в зависимости от размера частиц для тех же материалов при энергии единичного разряда $W=5,7$ Дж, частоте следования рабочих импульсов $f=60$ Гц, времени обработки $t=2$ мин

Рассматривая привес катода как функцию от частоты следования рабочих импульсов (рис.14.13.), можно отметить, что она носит прямолинейный характер для всех наносимых материалов. Кривые рис.6 смещены друг относительно друга, что повидимому связано с теплофизическими свойствами материалов частиц. Причем $\Delta \gamma$ равно:

$$\Delta \gamma_n \approx f^\beta \cdot 60 \quad (14.10)$$

где f – частота следования рабочих импульсов; β – коэффициент наклона кривой, зависящий как от размера частиц, так и от теплофизических свойств материала их изготовления. Умножение на 60 производится, поскольку в условиях эксперимента привес катода определялся как средний за одну минуту.

В одной из первых работ [42]* по электроискровому легированию было показано, что одним из недостатков этого способа является невозможность получения покрытий любой толщины. В процессе формирования слоя наступает такой период времени, когда дальнейшее проведение обработки не только не приводит к увеличению толщины покрытия, а даже наблюдается ее разрушение. Позднее в работе [46]*, было указано на

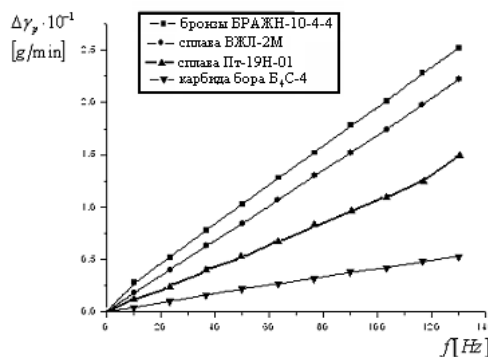


Рис. 14.13. Привес катода-детали в зависимости от частоты следования рабочих импульсов

то, что и в случае нанесения покрытий из порошковых материалов, также, как и при легировании компактными электродами, привес катода растет до определенного

промежутка времени ведения процесса, приобретает максимум, потом падает, а явление приобретения катодом положительного или отрицательного привеса может повторяться.

В нашем случае зависимость привеса катода от времени обработки представлена на рис.6 из которого видно, что при идентичных условиях обработки разные материалы ведут себя по разному. Если для бронзы БрО-10 при удельном времени обработки 1,5 мин/см² максимум не наступает, то для сплава ПТ-12Н-01 и железа он наступает уже при $t_{об} = 1 \text{ мин/см}^2$, а для карбида-бора он наступает намного раньше $t_{об} = 0,3 - 0,5 \text{ мин/см}^2$.

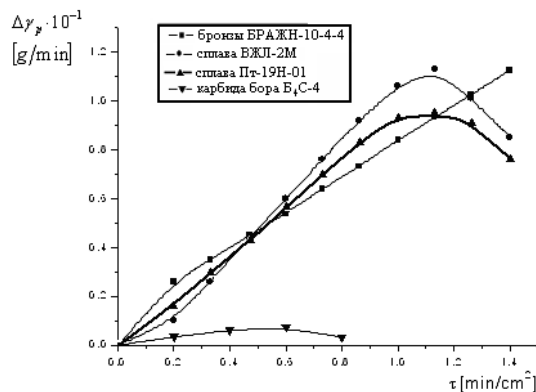


Рис. 14.14. Привес катода-детали в зависимости от удельного времени обработки

Ограничение привеса катода-детали по-видимому зависит как от энергии разряда, так и от теплофизических свойств наносимого материала, а быстрее к таким свойством материала, как склонность к закаливанию. По проведенным металлографическим исследованиям было определено, что чем тверже покрытие, тем оно меньше по толщине, и тем раньше по времени обработки в сформированном слое образуются трещины.

Исследования по определению эксплуатационных свойств полученных покрытий позволили доказать, что бронзовые покрытия нанесенные на поверхности деталей машин позволили коэффициент трения до 0,08, покрытия из карбидов хрома, титана и их смесей совместно с графитом позволили уменьшить износ поверхностей до 1,5 мкм/час при нагрузке МПа в условиях трения в масле.

Анализируя полученные результаты можно сделать следующие выводы:

- ввод порошкового материала в анодную зону межэлектродного промежутка позволяет обеспечивать им более благоприятные для оплавления и переноса на обрабатываемую поверхность детали

- интенсивность формирования покрытий из порошковых материалов зависит от энергетического режима обработки, частоты рабочих импульсов, теплофизических свойств применяемых материалов;

- чем меньше размер частиц порошка, тем интенсивнее протекает процесс формирования покрытия;

- нагрев и плавление частиц порошка происходит за счет теплообмена с плазмой разряда и протекания электрического тока через них;

- толщина сформированных покрытий ограничена из-за возникновения остаточных термических напряжений в них.

Глава 15 УСТАНОВКИ И ТЕХНОЛОГИИ ДЛЯ ЭЛЕКТРОИСКРОВОГО ЛЕГИРОВАНИЯ

Установка представляет собой комплекс различных устройств, предназначенных для осуществления ручного или механизированного процесса электроискрового легирования. Упрощенный вариант для ручного легирования включает генератор эродированных импульсов, механизм, создающий периодическое контактирование электрода с деталью (вибратор или «вертушка») и источник его питания. Реализация механизированного электроискрового легирования требует включения в состав установки дополнительного оборудования: системы двухкоординатного сканирования электрода по поверхности детали, создаваемой чаще всего на базе серийно выпускаемых токарных, фрезерных или строгальных станков; регулятора межэлектродного промежутка; а во многих случаях также систем вспомогательного осциллирующего движения, направленного на улучшение качества наносимого покрытия. Повышение уровня автоматизации процесса и переход от механизированного легирования к автоматизированному требует введения блоков контроля за качеством нанесенного покрытия, переключения энергетических режимов установки. И наконец, переход к роботизации и полное освобождение человека от технологического процесса потребуют автоматизации транспортных процессов, установки изделия на технологическое оборудование и снятие с него, отбраковки и т.д.

Рациональнее всего создавать установки по модульному принципу: установка для реализации электроискрового легирования с низким уровнем автоматизации технологического процесса входит в качестве блока в установку с высшим уровнем.

15.1. Схемы, технические характеристики и технологические параметры установок для электроискрового легирования

Данные технических характеристик и схемных решений некоторых установок, серийно выпускаемых Опытным заводом Института прикладной физики АН РМ, используемых для ручного легирования или входящих в качестве блока в установки более высокого уровня автоматизации процесса, приведены в табл. 15.1, составленной по данным указанных в ней работ, а также ряда рекламных проспектов завода-изготовителя. Технологические характеристики данных установок, составленные по тем же материалам, приведены в табл. 15.2. Данные установок ЭАИ-1, ИЕ-2, ИЕ-2М, ИАС-2М, ИАС-3, разработанных ЦНИИТМАШем, можно найти в [68]. В настоящее время они морально устарели и поэтому их данные в табл. 15.1, 15.2 не приводятся.

Развернутые схемы ряда технологических установок представлены на рис. 15.1—15.9. Технические данные отдельных установок для различных энергетических режимов и технологических параметров легирования указаны в табл. 15.3—15.5. Внешний вид ряда установок для ручного электроискрового легирования показаны на рис. 15.10—15.26.

Для работы оператора ручного легирования выпущен специальный комплект приспособлений ОСНАСТКА—20 (рис. 15.27).

15.2. Защита обслуживающего персонала от поражения электрическим током

Для снижения вероятности поражения током персонала, обслуживающего установки для ручного электроискрового легирования, применяют специальные схемы защиты, принцип действия которых основан на снижении напряжения между легирующим электродом и обрабатываемой деталью до безопасного значения при длительном разрыве электродов, когда вероятность поражения максимальна, например при замене электрода.

В маломощных (до 200 Вт) установках для этой цели может быть использовано отключение питания нефиксируемой кнопкой, расположенной на рукоятке вибратора. При большей мощности установок необходимо обновить промежуточные реле или автоматические схемы защиты.

В установках раннего поколения использовались в основном релейные схемы защиты. В качестве примера рассмотрим схему защиты установки ЭФИ—ЭЛЕКТРОМ—10 (рис. 15.1). Технические параметры для установок ЭФИ—ЭЛЕКТРОМ—10 и ЭФИ—ЭЛЕКТРОМ—25 представлены в табл. 15.3—15.5.

Таблица 15.1. Основные технические характеристики установок для электроискрового легирования

Установка	Тип генераторов	Частота вибрации электрода, Гц	Напряжение питания, В	Потребляемая мощность, кВт, А	U_{xx} , В	U_p , В
ЭФИ—10, ЭФИ—10М, УПР—3М	LC	100	220	0,5	15-200	-
ЭФИ—45	LC	100	220	0,5	15-200	-
ЭФИ—46, ЭФИ—46А	LC**	100	220	0,5	15-190	9-68
ЭФИ—23М	LC**	100	220	1,0	60-120	15-30
ЭФИ—25	LC	100	220	1,6	23-149	15-30
ЭФИ—25—3Ф	LC, двухпостовая	100	380	1,6	23-149	15-30
ЭФИ—25М	LC	100	220	1,6	29-37	15-30
ЭФИ—25А	LC	100, 200	380/220	2,5	60	20
ЭФИ—25Б	LC	100	220	2,0	-	-
ЭФИ—41	RC	Вертушка	220	0,5	12-22	-
ЭФИ—42, ЭФИ—42А	RC**	100	220	0,06	35-55	-
ЭФИ—54А	LC	100	220	1,5	12-42	-
ЭФИ—78	Тиристорный	100	220	0,5	-	-
ЭФИ—79	Тиристорный	100	220	1,5	120-60	-
ЭФИ—80	Тиристорный	100	220	0,5	-	-
ЭФИ—81	Тиристорный	100	220	0,25	24-29	-
ЭФИ—7, ЭФИ—7М	Тиристорный	100-400	380/220	3,2	110-200	80-160
ЭФИ—22	Тиристорный	100-1000	380/220	3,5	100-200	10-100
ЭФИ—39	Тиристорный	100-1000	380/220	3,5	100-200	80-160
ЭЛИТРОН—10	Транзисторный	100, 200	380/220	0,25	24-58	-
ЭЛИТРОН—20	Тиристорный	100	220	0,5	20-58	-
ЭЛИТРОН—50	Тиристорный	100	220	2,5	80	-
ЭЛИТРОН—12	Транзисторно-тиристорный	100	220	0,22	15-80	-
ЭЛИТРОН—14	Транзисторно-тиристорный	200-400	220	0,33	80	-
ЭЛИТРОН—22	Транзисторно-тиристорный	100	220	0,4	15-90	-
ЭЛИТРОН—21	Транзисторно-тиристорный	100-1000	220	0,3	40-100	-
ЭЛИТРОН—52	Транзисторно-тиристорный		220	3,5	-	-

№	$I_{кз}, A$	I_p, A	C, мкФ	Максимальная энергия разряда, Дж	Количество режимов	Рис.(схема, внешний вид)	Габариты, мм	Масса, кг	Литература
1	2,5-5	0,5-2,5	320	0,04-6,4	6	14.1	546x360x318	60	[68, 336]
2	2,2-4,6	0,5-2,5	320	0,04-6,4	6	5.9, в	564x360x318	40	[13, 124]
3	3,5-4,5	0,8-2,8	320	0,04-5,4	6	14.2, 14.10, 14.11	411x268x303	27,5	[338]
4	-	4-18	-	0,72-7,2	6	14.12	555x350x365	50	[468]
5	70-150	49-120	400	-	6	14.3	510x570x1000	120	[336]
6	70-150	49-120	150	-	6	14.4	700x570x1400	250	[337]
7	24-112	9-80	-	0,09-1,0	3	14.13	420x490x750	80	[13, 124]
8	-	10-30	-	0,75-3,4	7	14.14	590-530x1190	120	[469]
9	-	-	-	-	6	14.15	650x450x1200	140	[124]
10	1,1-2,0	-	500-2000	-	36	14.6	280x240x220	8	[470, 471]
11	0,45-0,75	-	-	-	3	14.5, 14.16	260x160x160	5	[468]
12	10-50	4-25	-	0,04-0,59	3	-	564x360x318	40	[13]
13	-	-	-	-	9	14.17	480x480x200	33	[124]
14	-	1-20	-	0,084-1,83	9	14.18	480x480x200	45	[13]
15	-	-	-	-	8	14.19	480x480x200	30	[124]
16	-	2-3,5	-	0,0576-0,126	2	14.20	300x250x200	10	[13, 124]
17	-	2-17	20-100	0,15-2,9	9	5.14, z	590x530x1200	180	[13, 124]
18	-	0,5-25	30-150	0,04-2,0	12	14.8, 5.14, a	590x530x1200	185	[13, 124]
19	-	2-17	16-64	0,15-2,9	12	14.7, 5.20, б	590x530x1200	190	[124]
20	-	0,7-1,9	-	0,08-0,49	8	-	480x480x200	30	[472]
21	-	1,5-9	-	0,09-1	9	-	480x480x200	33	[472]
22	-	5-36	-	0,17-0,45	6	14.21	850x450x1200	100	[473]
23	-	0,3-1,4	-	-	-	14.22	360x275x160	12	[474]
24	-	0,6-1,6	-	-	-	14.23	316x450x170	25	[13]
25	-	0,5-3,0	-	-	-	14.9, 14.24	450x315x170	22	[474]
26	-	-	8-16 +20-60(ДОП)	-	3	14.25	370x270x150	15	[124]
27	-	-	-	-	-	14.26	890x620x415	150	[475]

Таблица 15.2. Технологические характеристики установок для электроискрового легирования

Установка	Производительность			Толщина нанесенного покрытия, мм	Высота микронеровностей покрытий, мкм	Материал	Литература
	см ² /мин	мг/см ²	мг/мин				
ЭФИ—10М	0,25—2	0,8—14,7	0,2—30	0,05—0,1	10	T15K6	[336]
ЭФИ—45	0,5—2	0,5—14,7	0,25—30	0,05—0,1	10	T15K6	[13, 124]
ЭФИ—46, ЭФИ—46А	0,5—2	0,5—18	0,25—30	0,05—0,12	10	T15K6	[338]
ЭФИ—23М	1,5—5	15—80	22,5—400	0,14	10-80	T15K6	[468]
(ЭЛИТРОН—30)							
ЭФИ—25	5,0	200	1000	1,0	500	T15K6	[336]
ЭФИ—25—3Ф* , ЭФИ—66	5,0	200	1000	1,0	500	T15K6	[337]
ЭФИ—25М	3,3	10—65	33—215	-	-	-	[13, 124]
ЭФИ—25А, ЭФИ—25Б	6	52—168	312—1000	0,3	40-80	T15K6	[124, 469]
ЭФИ—41	2	20	40	0,05-0,3	15-50	T15K6	[470, 476]
ЭФИ—42, ЭФИ—42А	0,04	15	0,6	0,007	6-10	Cu	[471]
ЭФИ—78	5	-	-	0,01—0,025	1-1,6	Ag	[13]
ЭФИ—79	2—10	-	-	0,03—0,12	10-80	T15K6	[124]
ЭФИ—80	3	-	-	0,03—0,11	12,5-40	T15K6	[124]
ЭФИ—81	1	-	-	0,01—0,10	2-40	T15K6	[13, 124]
				0,003-0,01		Ag	
ЭФИ—7М, ЭФИ—39	3—6	9,1—106	27—320	0,04—0,14	12-60	T15K6	[13, 124]
ЭФИ—22	4—12	0,29—19,2	1,2—220	0,05—0,15	2-40	T15K6	[13, 124]
ЭЛИТРОН—12, ЭЛИТРОН—10	3,0	-	-	0,01—0,1	40	T15K6	[472, 474]
ЭЛИТРОН—14	3,0	-	-	0,01—0,03	25	T15K6	[13]
ЭЛИТРОН—22, ЭЛИТРОН—20	3,0	-	-	0,01—0,12	16-80	T15K6	[472, 474]
ЭЛИТРОН—21	6,0	-	-	0,01—0,07	-	T15K6	[124]
ЭЛИТРОН—50, ЭЛИТРОН—52	10	-	-	0,01—0,22	80-200	T15K6	[475, 473]

Примечание. * при однополюсной работе; при необозначенных пределах указано верхнее значение параметров.

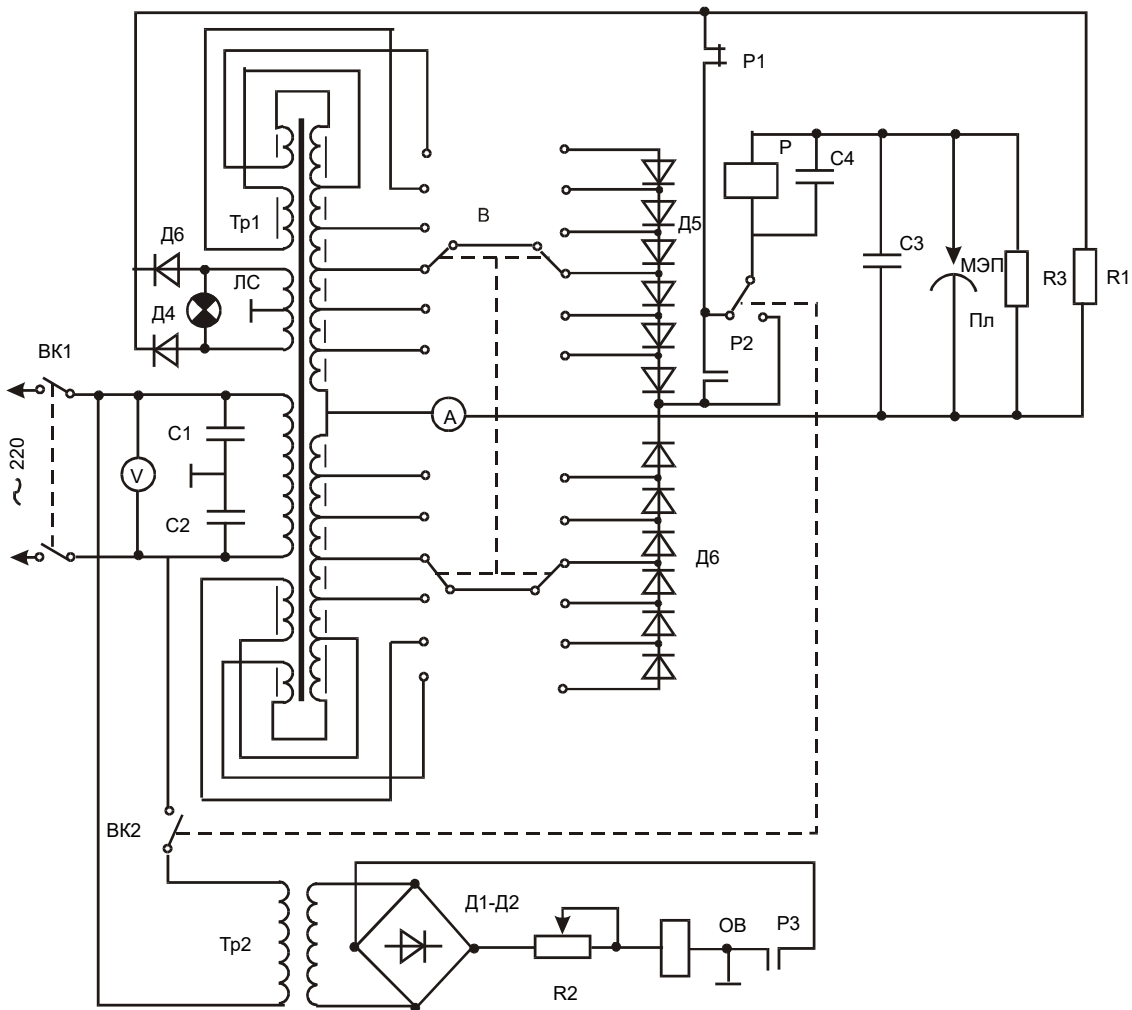


Рис. 15.1. Принципиальная электрическая схема установки ЭФИ—ЭЛЕКТРОМ—10

При включении тумблера ВК1 загорается сигнальная лампа ЛС. Одновременно на выходе выпрямителя (вентили Д3 и Д4) появляется напряжение 24 В, которое через нормально замкнутый контакт реле Р1, обмотку реле Р оказывается приложенным к рабочим электродам.

Чтобы начать работу, необходимо прикоснуться электродом вибровозбудителя Э к пластине Пл или обрабатываемому изделию, соединенному с пластиной. При этом создается цепь: корпус прибора—обмотка трансформатора 24 В—вентили Д3 и Д4—нормально замкнутый контакт Р1—реле Р—обмотка реле и корпус прибора. В этом случае ток в цепи вызывает срабатывание реле Р. Замыкается нормально открытый контакт реле Р2. Главный выпрямитель подключается через контакт Р2 и обмотку реле Р к накопительному конденсатору С3 и электроду МЭП. Другой замкнувшийся контакт Р3 создает цепь питания обмотки вибровозбудителя ОВ. После прекращения работы, то есть при длительном размыкании цепи, обмотка обесточивается и все контакты возвращаются в исходное положение.

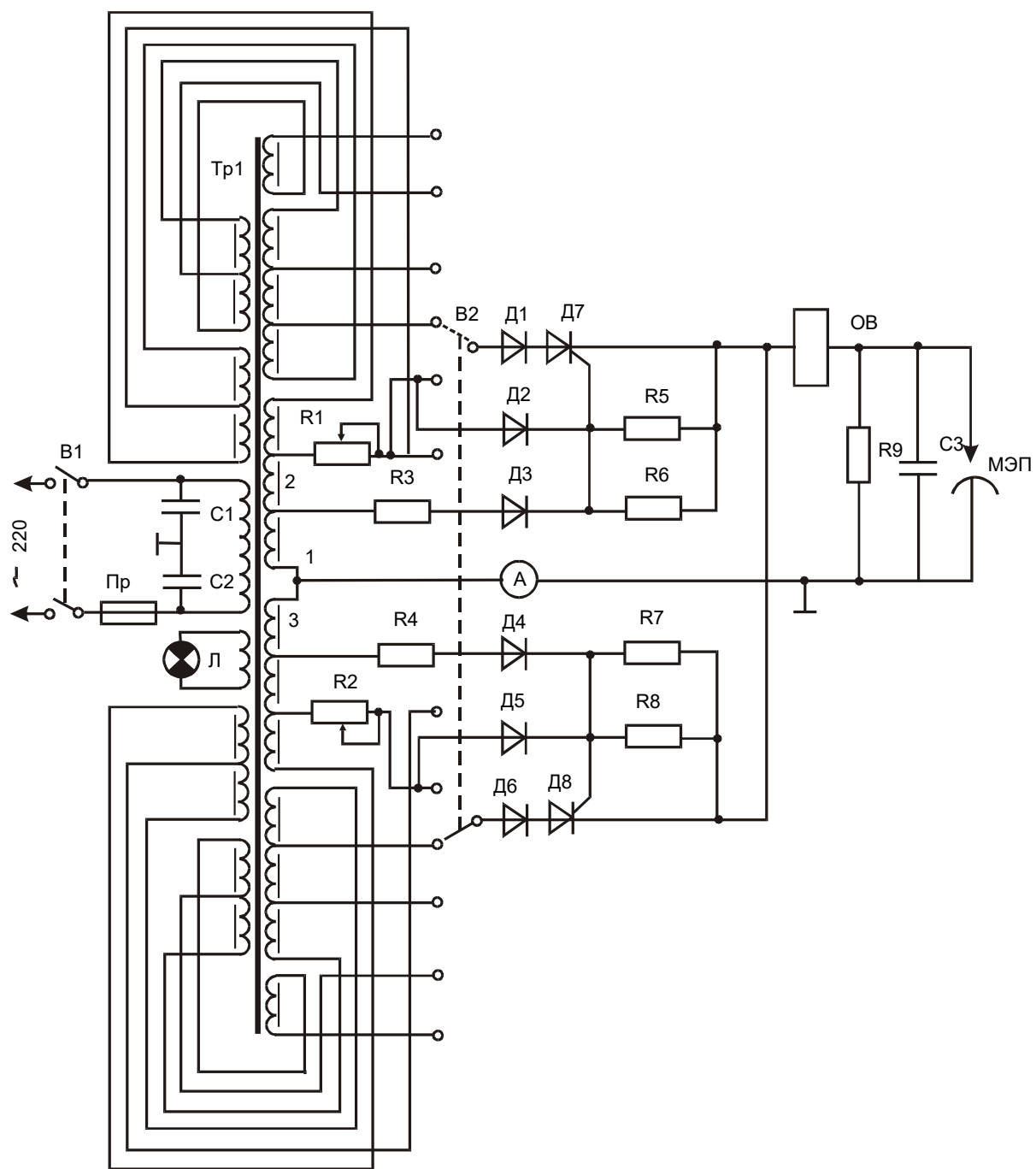


Рис. 15.2. Принципиальная электрическая схема установки ЭФИ—46

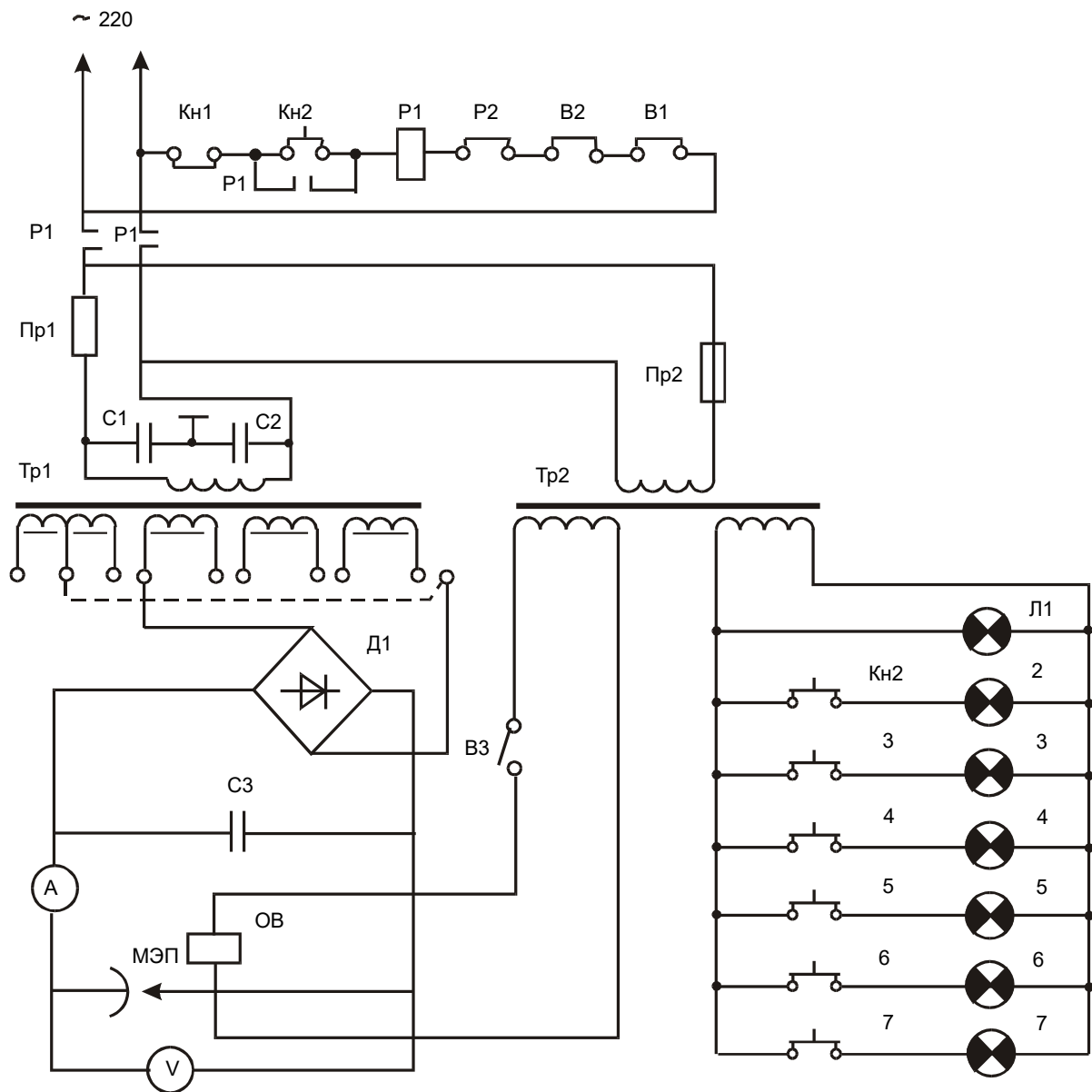


Рис. 15.3. Принципиальная электрическая схема установки ЭФИ—ЭЛЕКТРОМ—24А

Более совершенной является тиристорная защита на базе полубазованных по зарядному контуру генераторов с пониженным напряжением управления тиристорами, используемая в установках ЭФИ-42 (рис. 15.5). Запуск тиристора 7 возможен только тогда, когда напряжение на конденсаторе 10 не превышает амплитуду запускающего тиристор напряжения, поступающего с обмотки IV трансформатора. Такое состояние схемы имеет место либо при ее включении, либо при разряде конденсатора после очередного эродировующего импульса при электроискровом легировании. При отведении электрода от детали конденсатор разряжается через резистор 8 до напряжения, равного амплитуде запускающего, которое в дальнейшем фиксируется током управления тиристора, протекающим по цепи обмотка IV—диод 14 (или 15 в зависимости от полупериода)—тиристор 7—конденсатор 10—обмотка IV. Для безопасности оператора амплитуда управляющего тиристором напряжения выбрана 3 В, постоянная цепи разряда конденсатора через резистор 8 — 1—2 с. Видоизмененный вариант схемы используется в установках ЭФИ—46 (рис. 15.2).

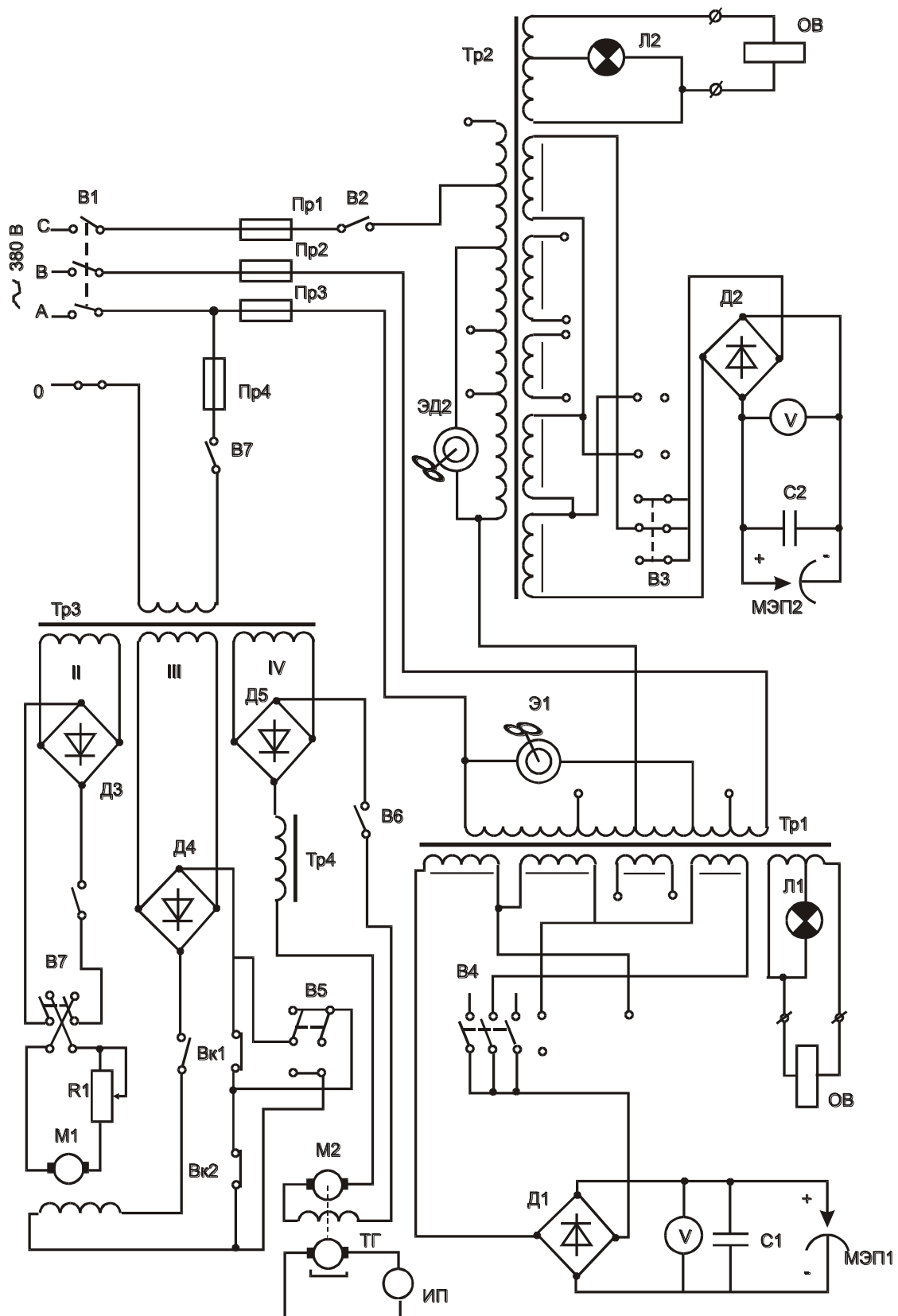


Рис. 15.4. Принципиальная электрическая схема установки ЭФИ—25—3Ф

Таблица 15.3. Технологические режимы установки ЭФИ—ЭЛЕКТРОМ—10

Режимы	Номер режима	Рабочий ток, А	Ток короткого замыкания, А	Напряжение холостого хода, В	Время легирования 1см ² , мин	Удельный привес за 1мин, мг/см ²
Чистовые	1	0,5—0,7	2,5	15	3—4	0,8
	2	0,7—1,2	3,0	25	3—4	1,9
Средние	3	1,2-1,5	3,5	45	2	3,6
	4	1,5-2,0	4,5	75	2	6,7
Грубые	5	2,0-2,5	4,8	140	0,5-1,0	10,7
	6	2,0-2,5	5,0	200	0,5-1,0	14,7

Таблица 15.4. Технологические режимы установки ЭФИ—ЭЛЕКТРОМ—25

Номер режима	Напряжение холостого хода, В	Ток короткого замыкания, А	Рабочий ток, А
1	30	70	49-56
2	30	100	70-80
3	49	110	77-80
4	23	110	77-80
5	30	140	98-112
6	34	150	105-120

Таблица 15.5. Технологические режимы установки ЭФИ—42

Номер режима	Напряжения холостого хода, В	Ток короткого замыкания, А
1	35	0,45
2	44	0,55
3	55	0,75

15.3. Механизированные установки для электроискрового легирования

Механизированные установки выполняются, как правило, по уже упомянутому модульному принципу. В зависимости от назначения они подразделяются на универсальные и специализированные. Подробный обзор некоторых из них, серийно выпускаемых Опытным заводом ИПФ АН РМ, приведен в книге [13], ряд которых по этим и другим литературным источникам будет рассмотрен ниже.

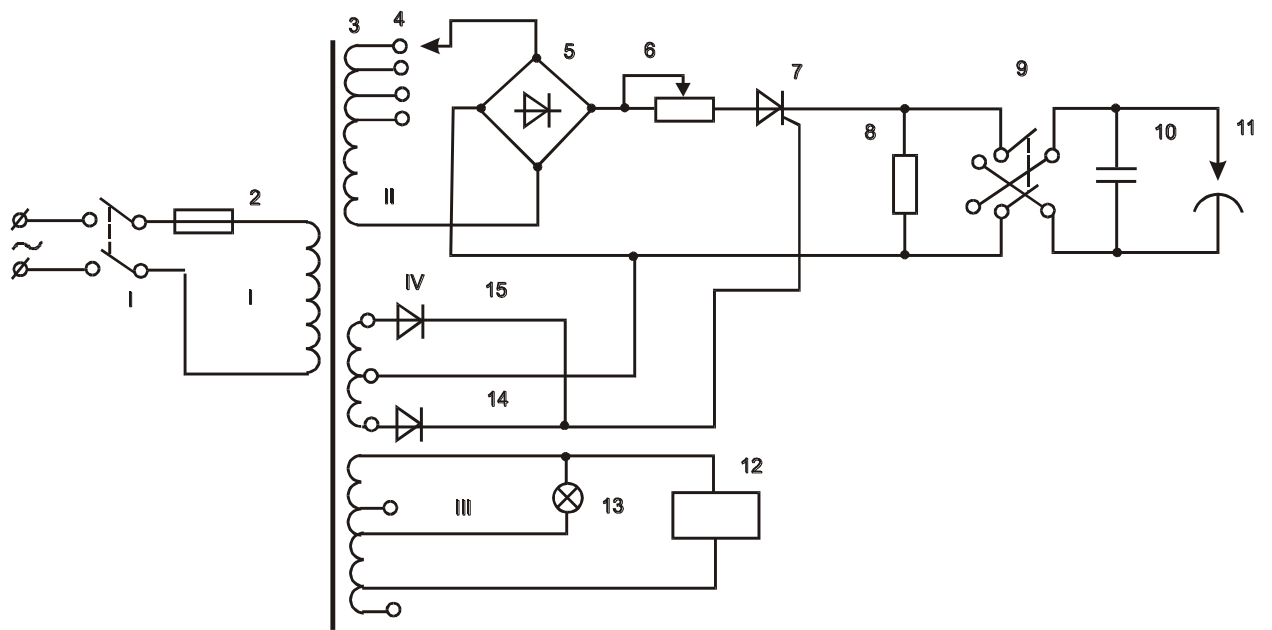


Рис. 15.5. Принципиальная электрическая схема установки ЭФИ-42

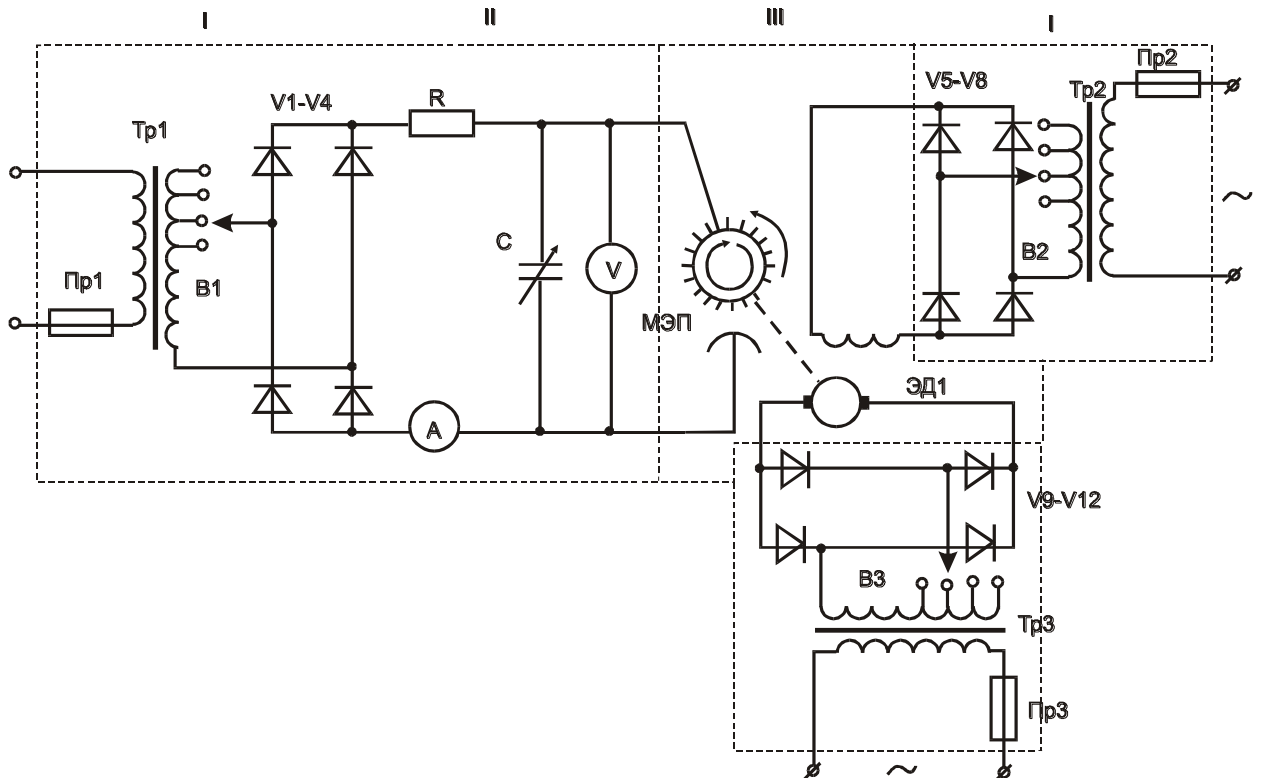


Рис. 15.6. Принципиальная электрическая схема установки для электронного серебрения ЭФИ-41

Из универсальных установок следует отметить ЭФИ-66, ЭФИ-68 [124], укомплектованные спаренным источником питания ЭФИ-25-3Ф, включенным в трехфазную сеть по схеме Скотта [337], выпускавшимся в различных модификациях. Установка предназначена для легирования крупногабаритных тел вращения при монтаже на токарном станке, может быть использована также для легирования плоских изделий при монтаже на фрезерном станке. В настоящее время вместо установок ЭФИ-66, ЭФИ-68 завод выпускает их усовершенствованную модификацию ЭЛИТРОН-340.

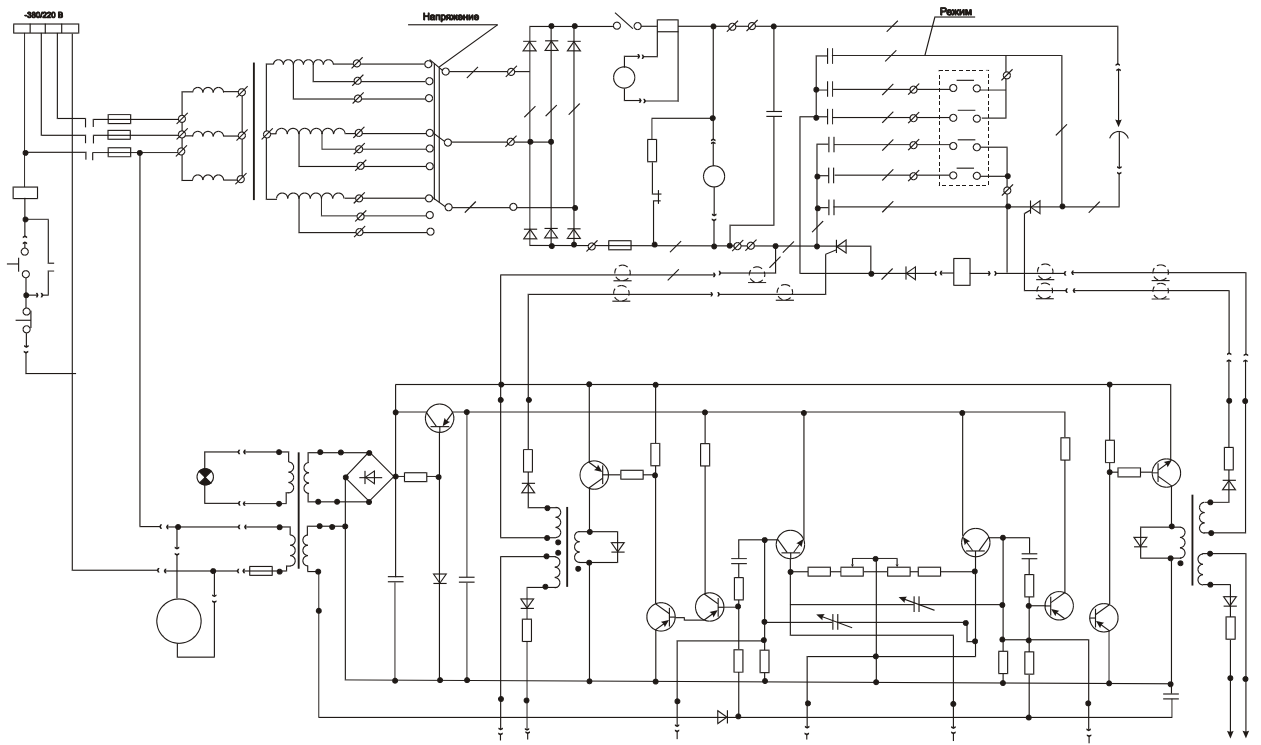


Рис. 15.7. Принципиальная электрическая схема установки ЭФИ—39

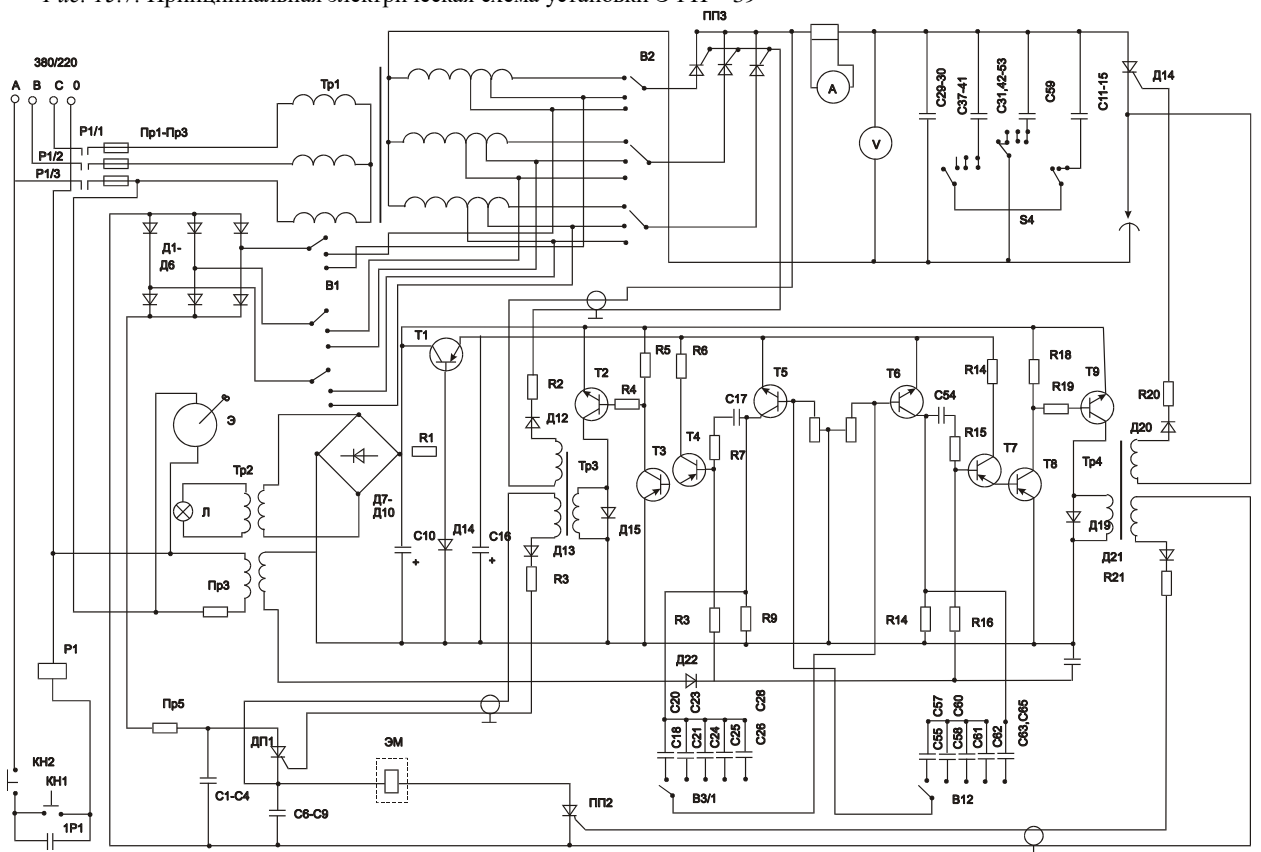


Рис. 15.8. Принципиальная электрическая схема установки ЭФИ—22

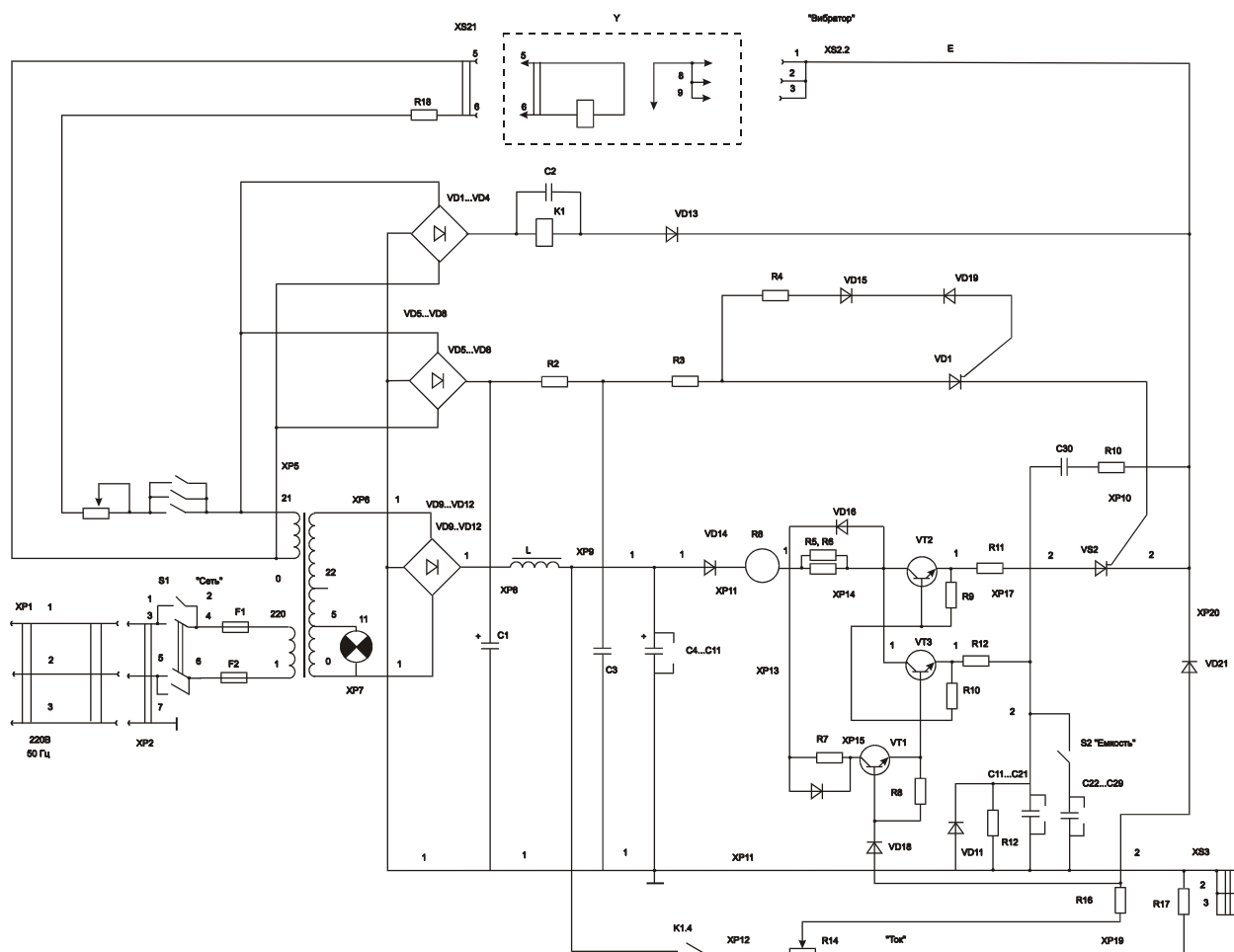


Рис. 15.9. Принципиальная электрическая схема установки ЭЛИТРОН—22

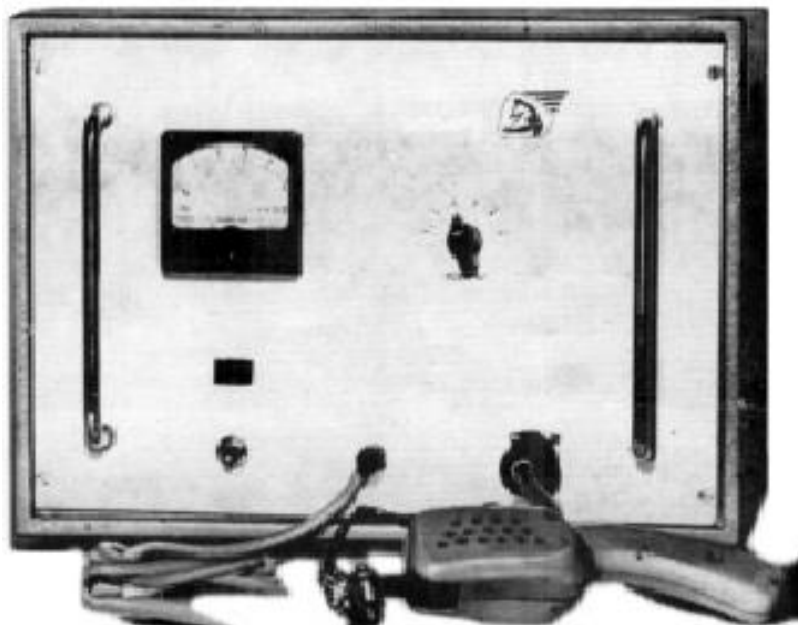


Рис. 15.10. Внешний вид установки ЭФИ—46

Из специализированных установок следует отметить 10-контурную ЭФИ—87 и 12-контурные ЭЛИТРОН—180, ЭЛИТРОН—181 (рис. 15.28), для электроискрового легирования свеклорезных ножей, созданные согласно авторскому свидетельству [478]. Установки снабжены транзисторными генераторами (по паре на каждый контур) и несколькими резервными. В установке использована кинематическая схема с

неподвижными электродами—инструментами и вибрирующим в горизонтальной плоскости столиком с закрепленными на нем легируемыми ножами. Частота вибрации столика — 100 Гц, привод — электромагнитный.

В более поздней модели ЭЛИТРОН—182 (рис. 15.29) число разрядных контуров уменьшено до двух и использован последовательный обход ножей при легировании.

Установка ЭЛИТРОН—120 (рис. 15.30) для электроискрового легирования концевых фрез, сверл состоит из двухпостового станка и источника рабочих импульсов, содержащего два тиристорных генератора. Обработка осуществляется рабочими головками, обеспечивающими вращение и вибрацию электродов. Торцевые поверхности фрез обрабатываются ручным вибратором. Фрезе сообщаются вращение и подача вдоль обрабатываемого электрода.

Установка ЭЛИТРОН—343 для механизированного электроискрового легирования наружных поверхностей малогабаритных деталей типа тел вращения состоит из навесного оборудования, монтируемого на токарно-винторезном станке 1И611П или на фрезерном станке мод. 675АП, и двух автономных блоков питания. На установке можно обрабатывать цилиндрические и конические детали с минимальным диаметром до 4 мм, длиной 100 мм.

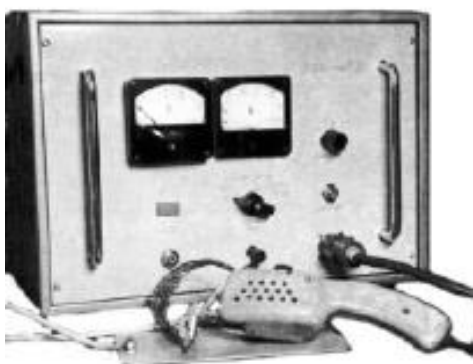


Рис. 15.11. Внешний вид установки ЭФИ—46А



Рис. 15.12. Внешний вид установки ЭФИ—23М



Рис. 15.13. Внешний вид установки ЭФИ—25М



Рис. 15.14. Внешний вид установки ЭФИ—25А

Установка ЭЛИТРОН—344 для механизированного электроискрового легирования тяговых конусов волочильных машин включает в себя источник рабочих импульсов и навесное оборудование, монтируемое на токарно-винторезном станке 1К62. Установка обеспечивает многоконтурную обработку. Источник рабочих импульсов состоит из двух генераторов (на каждый электрод) — тиристорного и *RC*-типа.



Рис. 15.15. Внешний вид установки ЭФИ—25Б



Рис. 15.16. Внешний вид установки ЭФИ—42А



Рис. 15.17. Внешний вид установки ЭФИ—78

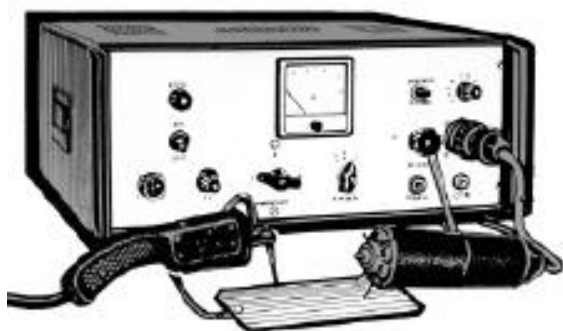


Рис. 15.18. Внешний вид установки ЭФИ—79



Рис. 15.19. Внешний вид установки ЭФИ—80

Установки ЭЛИТРОН—345, ЭЛИТРОН—345А (рис. 15.31), созданные на базе заточного станка мод. 3692, предназначены для электроискрового легирования поверхностей зубьев круглых сегментных пил для резки металла диаметром 510—1430 мм. Генератор рабочих импульсов имеет три контура, выполненных по тиристорной схеме с режимами установки ЭЛИТРОН—20.



Рис. 15.20. Внешний вид установки ЭФИ—81



Рис. 15.21. Внешний вид установки ЭЛИТРОН—50

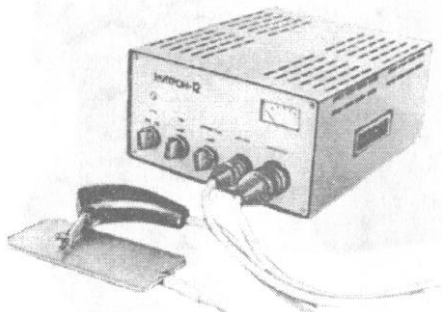


Рис. 15.22. Внешний вид установки ЭЛИТРОН—12



Рис. 15.23. Внешний вид установки ЭЛИТРОН—14



Рис. 15.24. Внешний вид установки ЭЛИТРОН—22

Установка ЭЛИТРОН—347 (рис. 15.32) повышенной мощности (8 кВт) для легирования крупногабаритных изделий, например валов, создана на базе токарного станка. Рабочий орган — вертушка.

Установка ЭЛИТРОН—354 (рис. 15.33) включает электроискровой генератор 1, токарно-винторезный станок 2, оснащенный вертушкой 3 и приспособлением для алмазного выглаживания 4, позволяющего уменьшить шероховатость покрытия.

Установка ЭЛИТРОН—440 состоит из генератора эродирующих импульсов и устройств (рабочий орган, сервопривод регулятора зазора, устройство сканирования электрода), монтируемых на консольно-фрезерных станках типа 6Р92, 6Р82Г.



Рис. 15.25. Внешний вид установки ЭЛИТРОН—21



Рис. 15.26. Внешний вид установки ЭЛИТРОН—52

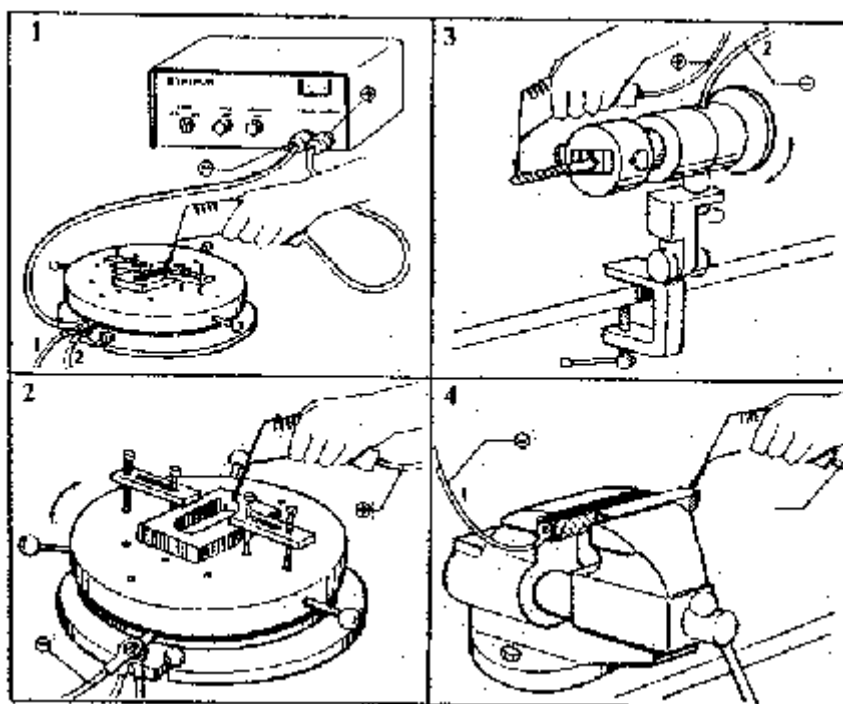


Рис. 15.27. Комплект приспособлений ОЧАСТКА—20 для ручного легирования



Рис. 15.28. Внешний вид установки ЭЛИТРОН—181

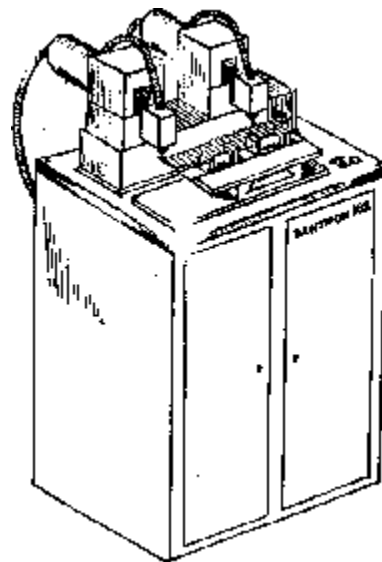


Рис. 15.29. Внешний вид установки ЭЛИТРОН—182



Рис. 15.30. Внешний вид установки ЭЛИТРОН—120

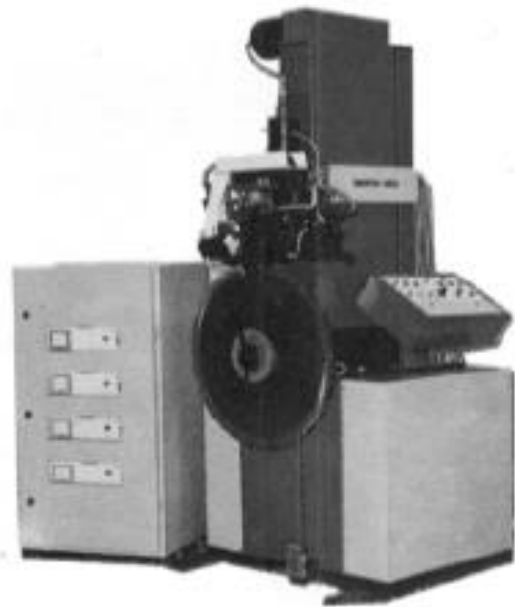


Рис. 15.31. Внешний вид установки ЭЛИТРОН—345А

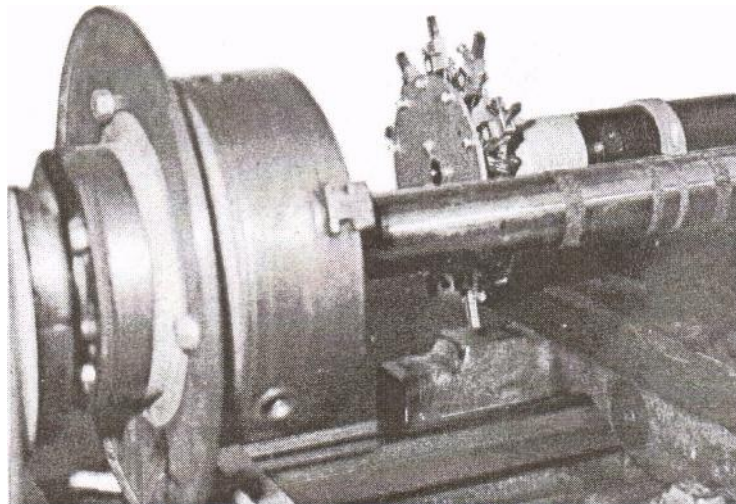


Рис. 15.32. Внешний вид установки ЭЛИТРОН—347

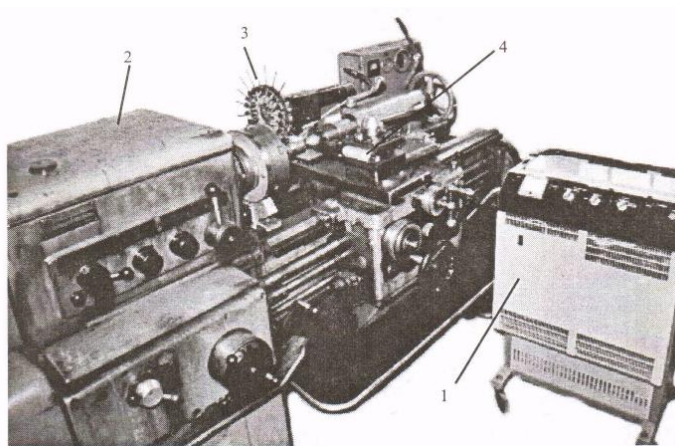


Рис. 15.33. Внешний вид установки ЭЛИТРОН—354



Рис. 15.34. Внешний вид установки ЭЛИТРОН—503

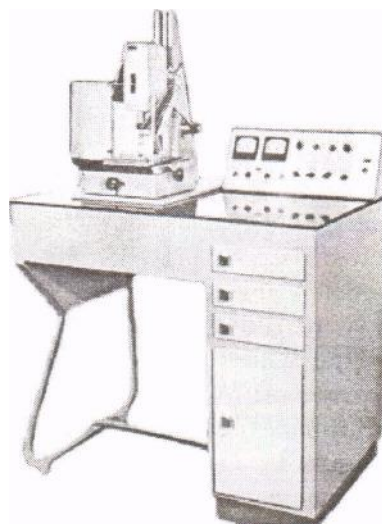


Рис. 15.35. Внешний вид установки ЭФИ—20М

Установка ЭЛИТРОН—501, созданная для механизированного электроискрового легирования штампов горячей штамповки с осесимметричной гравюрой, включает в себя станок и источник рабочих импульсов с четырьмя тиристорными генераторами. Возможна обработка штампов прямоугольной формы и диагональю до 1100 мм, высотой до 450 мм.

Установка ЭЛИТРОН—502, обеспечивающая электроискровое легирование твердосплавных волок для волочения медной и стальной проволоки, состоит из станка и источника рабочих импульсов, включающего два тиристорных генератора.

Установка ЭЛИТРОН—503 (рис. 15.34) для легирования зубьев шестеренок состоит из генератора эродирующих импульсов повышенной мощности (5 кВт), устройства последовательной подачи легируемых зубьев и вибратора с электродом-инструментом. Позволяет легировать до трех комплектов шестеренок в час.

Установка ЭФИ—20М (рис. 15.35) предназначена для клеймения изделий преимущественно из благородных металлов электроискровым способом. Время нанесения клейма глубиной 0,04 мм — 5—10 с. Может использоваться также для электроискрового легирования малогабаритных изделий.

15.4. Экспериментальные установки

Установка с СС-генератором была разработана в ИПФ АН РМ [251] с целью уменьшения потерь за счет замены активного балласта емкостным и увеличения тем самым КПД. Были проведены ее испытания.

СС-генератор установки (см. рис. 15.11, а) состоит из двухполупериодного выпрямителя, собранного по мостовой схеме, балластного и накопительного конденсаторов, емкости которых меняются от 127 до 770 мкФ. По условиям техники безопасности в схеме СС-генератора был применен разделительный трансформатор, что снижает ее преимущества по сравнению со схемой, где используется трансформатор с повышенным рассеянием. Использовался вибровозбудитель от установки ЭФИ—ЭЛЕКТРОМ—10 с облегченным электрододержателем, позволяющим применять вибрацию повышенной частоты (до 250 Гц). Питание вибровозбудителя осуществлялось переменным током частотой 150—400 Гц от преобразователя частоты МА—250.

При испытаниях частота вибрации измерялась электронным частотомером М—24—83. Ток и напряжение осциллографировались восьмишлейфовым осциллографом. Образцы (катод) изготовляли из стали 45, в качестве анода выбран твердый сплав Т15К6. Легируемая площадь составляла 2 см². Экспериментальные образцы обрабатывались в течение 2—4 мин на механизированной установке, обеспечивающей равномерную силу прижатия электрода к поверхности образца. Легирование осуществлялось при давлении 760 мм рт. ст. и частоте вибрации 100 и 200 Гц. Микроструктура изучалась на горизонтальном микроскопе МИМ—8. Микротвердость измеряли на твердомере ПМТ—3 при нагрузке 100 гс. Привес определялся на аналитических весах АДВ—200М.

Анализ данных табл. 15.6 показывает, что с увеличением частоты электрических импульсов и частоты вибрации количество перенесенного за определенный промежуток времени материала увеличивается в полтора-два раза. Обнаружено, что увеличение частоты вибрации приводит к увеличению переноса металла на катод в единицу времени только в тех случаях, когда частота электрических импульсов превышает 200 Гц. Такая частота достигалась при соответствующем соотношении величин емкостей балластного и накопительного конденсаторов. Так, при соотношении емкостей, равном 2, и частоте переменного тока в сети 50 Гц частота следования импульсов была 350 Гц. При повышении соотношения емкостей увеличивается частота следования импульсов f , появляется возможность интенсифицировать процесс легирования не только за счет повышения емкости, но и за счет увеличения частоты вибрации и электрических импульсов.

Металлографические исследования по глубине легированного слоя и величине микротвердости неизменно указывали на зональное строение упрочненного слоя по микроструктуре и микротвердости. Микротвердость слоя взаимной кристаллизации после электроискрового легирования твердым сплавом Т15К6 составляла 1800—1900 кгс/мм², микротвердость диффузионного слоя — 1500—1600 кгс/мм².

Установлено, что при увеличении частоты электрических импульсов и частоты вибрации электрода растет привес образца в единицу времени [265]. Если частота электрических импульсов меньше 200 Гц, то увеличение частоты вибрации до 200 Гц не приведет к существенному увеличению переноса материала с анода на катод. С увеличением частоты электрических импульсов происходят более полные структурно-фазовые изменения упрочненного слоя. Качество слоя, нанесенного с помощью СС-генератора, не уступает качеству слоя, полученного с применением релаксационного РС-генератора.

Установка с фазовым регулированием режима работы релаксационного LC-генератора (рис. 15.36) создана на базе серийной двухпостовой установки ЭФИ—25—3Ф [337], изображенной на рис. 15.4. С целью обеспечения возможности фазового регулирования режима генератора на трансформаторы Тр1, Тр2, включенные в трехфазную сеть переменного тока по схеме Скотта, создающей двухфазную синусо-косинусную систему, были намотаны дополнительные обмотки с отводами для питания вибраторов. Число витков секций этих обмоток выбирается из обеспечивающего постоянство амплитуды напряжения условия

$$\left(\sum_{j=1}^i W_{1j} \right)^2 + \left(\sum_{j=1}^i W_{2j} \right)^2 = \text{const} \quad (15.1)$$

где W_{1j} , W_{2j} — числа витков j секции обмоток питания витков трансформаторов Тр1, Тр2; i — номер режима. Фаза питающего напряжения изменялась дискретно, с шагом 15°.

Таблица 15.6. Режимы электроискрового легирования образцов из стали 45 на установке с СС-генератором

Емкость, мкФ		Частота, Гц					
		напряжение, В		рабочий ток, А		привес, мг/мин	
С1	С2	100	200	100	200	100	200
127	127	22—30	25	1,0	1,5	1,1	2,2
127	250	27	30	2,2	2,8	1,9	3,9
127	320	42	45	2,0	3,0	1,7	3,2
127	450	50	55	2,5	3,5	2,4	3,4
127	640	55	45	4,0	6,0	2,9	6,3
127	77	60	45	4,5	6,5	2,7	8,0
250	127	30	15	1,0	1,5	1,8	4,0
250	320	30	30	2,5	3,5	2,3	5,9
250	450	35	25	3,5	4,5	3,7	4,5
250	640	50	35	3,0	5,0	3,2	10,2
250	770	50	40	4,0	6,0	3,0	8,4
320	127	15	10	1,0	1,5	2,4	1,3
320	250	20	20	2,0	3,0	3,0	2,0
320	320	30	20	2,5	3,5	4,1	3,3
320	450	35	20	3,0	4,0	5,6	6,6
320	640	35	20	5,0	6,0	6,6	6,8
450	127	15	10	1,0	1,0	2,2	1,5
450	250	20	18	2,5	2,5	3,8	4,4
450	320	30	20	2,5	3,0	5,5	5,4
450	450	35	30	3,5	3,5	6,4	7,4
640	127	5	10	1,0	1,5	0,6	0,9
640	250	10	12	3,0	2,5	2,3	1,8
640	320	10	15	4,0	3,0	3,4	4,0

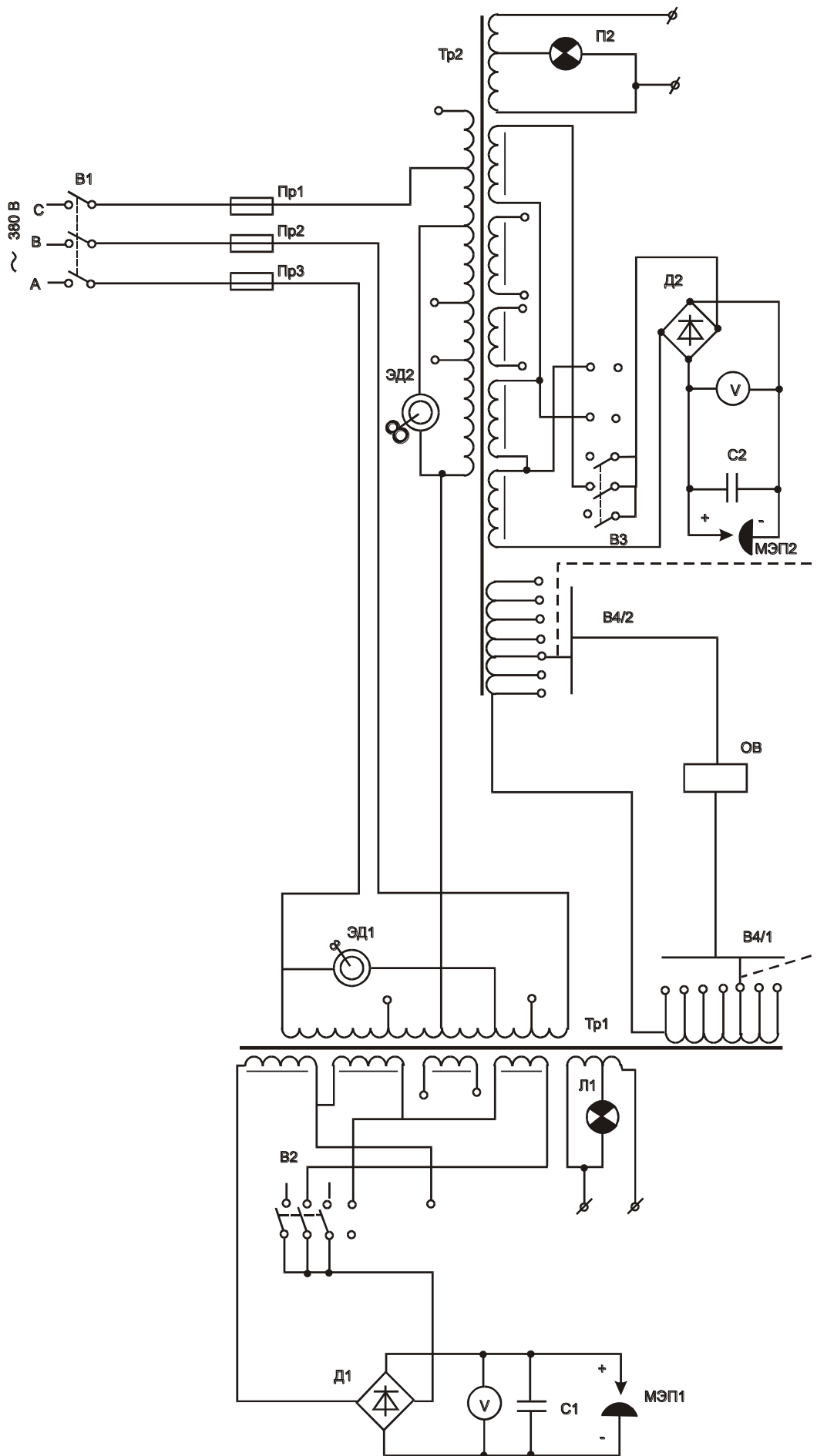


Рис. 15.36. Принципиальная электрическая схема экспериментальной установки на базе ЭФИ—25—3Ф

В результате проведенных на установке экспериментов выявлено монотонное снижение привеса и уменьшение шероховатости покрытия в направлении изменения фазы питающего вибратор напряжения от «своей» к «чужой» без изменения энергетического режима (напряжения холостого хода и тока короткого замыкания), что хорошо согласуется с теоретическими выкладками, приведенными в п. 5.3—5.4. Так, при легировании (режим: $U_{\text{ХХ}} = 30 \text{ В}$, $I_{\text{КЗ}} = 70 \text{ А}$) привес уменьшился с 50 до 5 мг/см²; толщина покрытия (по выступающим частям) снизилась с 1,0 до 0,1 мм; рабочий ток при этом упал всего на 15—20% (с 50 до 40—43 А). Таким образом, была экспериментально подтверждена возможность изменения технологических параметров покрытия в широком диапазоне путем фазового регулирования работы релаксационного генератора посредством вибратора. Несмотря на существенное уменьшение переноса КПД уменьшился незначительно, поскольку ЭФИ—25—3Ф является установкой LC-типа с трансформатором повышенного рассеяния, и короткозамкнутая составляющая тока в ней носит чисто индуктивный характер. Тем не менее в связи с некоторым снижением КПД установки пользоваться этой возможностью следует осмотрительно. Следует применять ее при малом объеме работ, когда нерентабельно иметь отдельные установки для легирования на грубых и мягких режимах, при легировании на грубых режимах с доводкой на мягких и в ряде других случаев.

В инструкции по эксплуатации к установке ЭФИ—66 с генератором ЭФИ—25—3Ф (установленной на Кондопожском целлюлозно-бумажном комбинате) рекомендовано использовать эту возможность в виде перекрестного включения вибраторов «на чужую фазу». Отмечались преимущества и недостатки такого включения.

Установка с двухкоординатным вибратором создана для получения электроискровых покрытий уменьшенной шероховатости на базе серийной установки ЭФИ—10 [336] и разработанного нами двухкоординатного вибратора [133-135]. Схематический чертеж и принцип действия последнего рассмотрены выше (п. 6.4). Питание вибратора по нормальной к поверхности детали координате осуществлялось от мостового тиристорного инвертора (см. рис. 7.2, з), обеспечивающего в режиме, ведомом сетью (трехфазной), получение четырех фиксированных частот: 50, 100, 150 и 300 Гц; в режиме автономного управления — любой частоты из указанного диапазона. Для возбуждения колебаний по тангенциальной координате использовалось сетевое питание, создающее вибрацию с частотами 50 и 100 Гц. С целью возможности регулирования амплитуд вибрации по обеим координатам использовались регулируемые автотрансформаторы типа ЛАТР.

Шероховатость нанесенного покрытия измерялась путем математической обработки профилограмм, полученных профилографом-профилометром типа 201.

Результаты испытаний при работе с установкой ЭФИ—10 представлены в табл. 15.7 и на рис. 15.37. Из табл. 15.7 видно, что при прочих равных условиях тангенциальная вибрация позволяет уменьшить шероховатость легированной поверхности примерно на один класс при четном отношении частот нормальных и тангенциальных колебаний $\sigma = f_{\text{норм}} / f_{\text{танг}}$ и на одну ступень данного класса при нечетном (табл. 15.7, № 1—19). Уменьшение привеса нанесенного слоя (рис. 15.37) меньше, чем при электроискровом легировании однокоординатным вибратором при той же шероховатости поверхности.

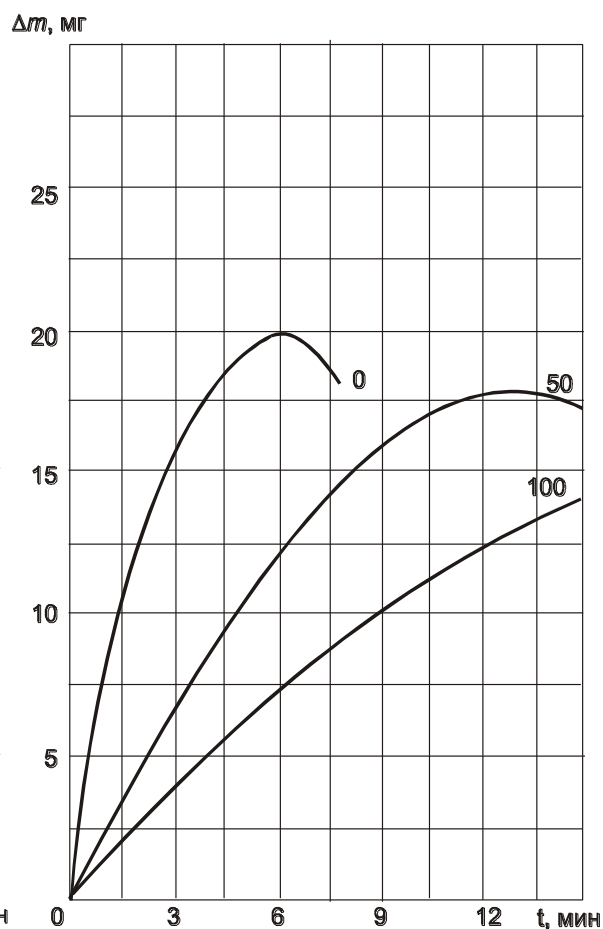
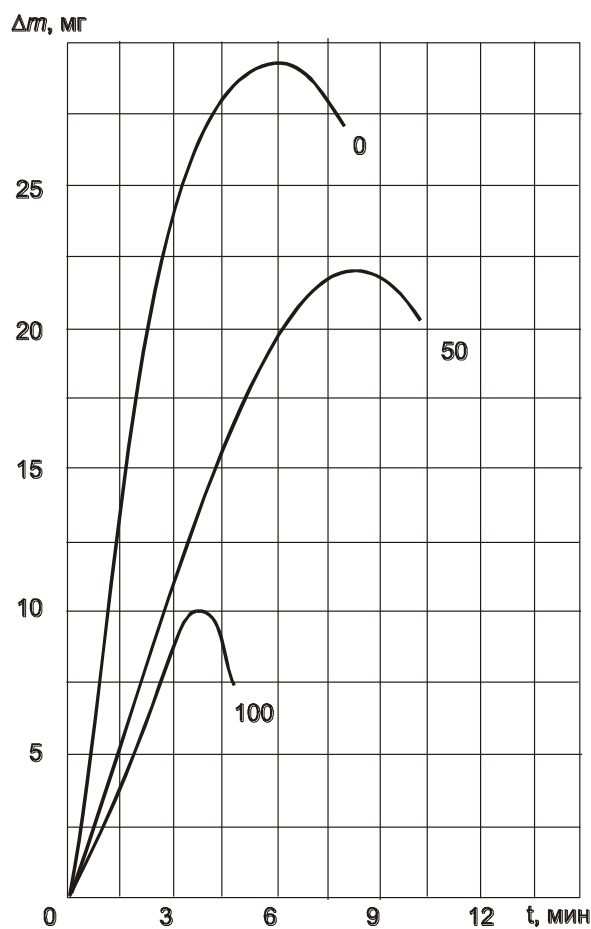
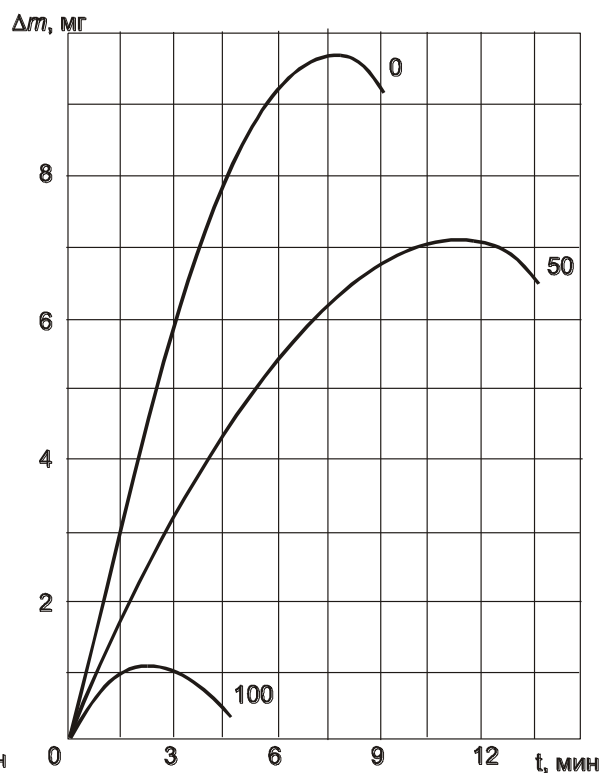
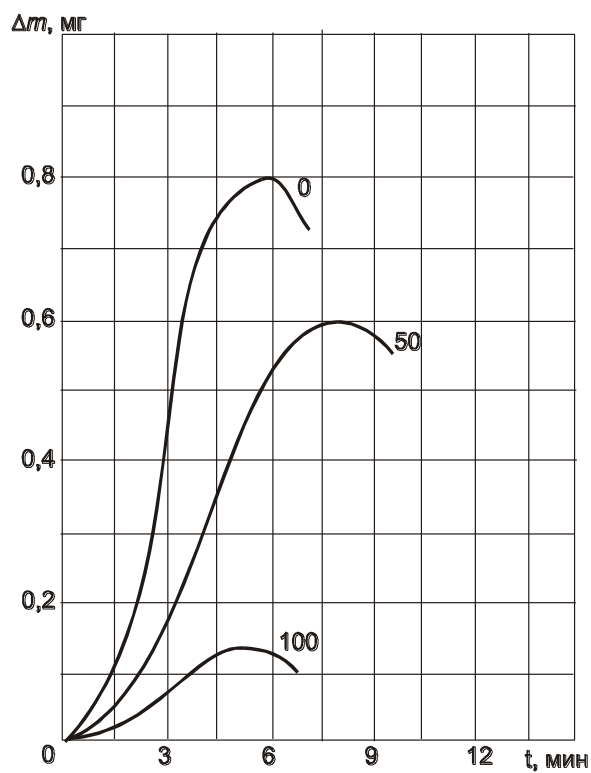


Рис. 15.37. Зависимость привеса 1 см^2 катода от времени легирования для различных значений $f_{\text{танг}}$ и $f_{\text{норм}} = 100$ Гц при работе с установкой ЭФИ—10:

a — материал электрода Т15К6; 1-й режим; *б* — то же, 3-й режим; *в* — то же, 5-й режим; *г* — материал электрода медь, 5-й режим

Для выяснения механизма влияния двухкоординатной вибрации на качество легированной поверхности рассмотрим подробнее кинематику электрода. Траектория его движения описывается кривыми $f(x, y) = 0$, называемыми виброударными кривыми Лиссажу (см. рис. 6.17). Их форма зависит от отношения δ . При его возрастании увеличивается число точек удара и улучшаются условия миграции, что способствует более равномерной миграции электроискрового разряда по поверхности детали, а следовательно, и уменьшению шероховатости наносимого покрытия. При четных значениях δ фигуры получаются симметричными относительно оси y , при нечетных — несимметричными. Симметричные фигуры имеют большую равномерность разброса точек удара по оси x (точек касания фигур с осью, когда их стрелки направлены вниз), что дополнительно улучшает равномерность покрытия.

Таким образом, следует, что для получения качественных покрытий необходимо выбирать более высокие значения параметра δ , желательно четные, что подтверждено экспериментально (табл. 15.7). Еще лучшие результаты дает дробное значение δ (табл. 15.7, № 29—31), при котором виброударные кривые Лиссажу могут принимать сколь угодно сложную периодическую и аperiodическую (при иррациональном значении δ , имеющим место при асинхронном питании обмоток вибратора) форму, способствующую улучшению рассеяния точек удара по оси x , позволяя уменьшить шероховатость до 1,5 классов по сравнению с отсутствием тангенциальной вибрации.

Другим важным фактором, влияющим на шероховатость легированной поверхности, является характер подхода электрода к детали и его движения непосредственно после удара. При подходе образуется косой удар электрода, после чего следует его скольжение по детали, которому соответствуют горизонтальные площадки фигуры Лиссажу, лежащие на оси x (участки 2—3 на рис. 6.17, а; 2, 3 и 5, 6 на рис. 6.17, в; 2, 3, 5, 6 и 8,9 на рис. 6.17, д). При скольжении переносимый металл, отрываясь от электрода, увлекается им, равномерно «размазывается» по поверхности детали и застывает в виде капли эллиптической формы с ориентацией большой оси в направлении тангенциальной вибрации электрода. Упомянутое явление близко по своему характеру к «размазыванию» переносимого металла, наблюдаемому при легировании многоэлектродной «вертушкой» [347]. Для уменьшения шероховатости покрытия необходимо повысить скорость скольжения, то есть амплитуду и частоту тангенциальной вибрации электрода. Однако при очень больших скоростях по причине, указанной ниже, привес катода может уменьшиться.

Наконец последней характерной особенностью легирования металлов двухкоординатными вибраторами является электромеханическое шлифование ранее нанесенных зон покрытия вибрирующим электродом. В пользу шлифования говорит уменьшение привеса катода, которое увеличивается с возрастанием амплитуды и частоты тангенциальной вибрации электрода (рис. 15.37). Для более убедительного доказательства наличия шлифования и выяснения его природы нами проведены эксперименты, заключающиеся в последовательном легировании образцов на различных режимах вибрации (табл. 15.7, № 19—22). Видно (№ 22), что при обработке ранее пролегированного образца даже «холодным» вибрирующим электродом (без включения электроискровой установки) шероховатость нанесенного покрытия уменьшается, то есть в шлифовании присутствует механическая составляющая абразивного износа. Однако нельзя свести шлифование к чисто механическому процессу, так как при повторном легировании на более мягких режимах искровой установки поверхность получается чище, чем при «холодной» обработке (табл. 15.7, № 19—21). Следовательно, в шлифовании

принимает участие также и искровой процесс, и его природа носит электромеханический характер.

Таким образом, при электроискровом легировании двухкоординатным вибратором увеличивается класс шероховатости полученной поверхности. Улучшению чистоты способствуют три фактора: миграция зоны разряда по поверхности детали, «размазывание» капли при скользящем ударе электрода и электромеханическое шлифование нанесенного покрытия. Правильным подбором соотношений частот и амплитуд вибрации по взаимно перпендикулярным координатам можно добиться уменьшения шероховатости покрытия на 1—1,5 класса.

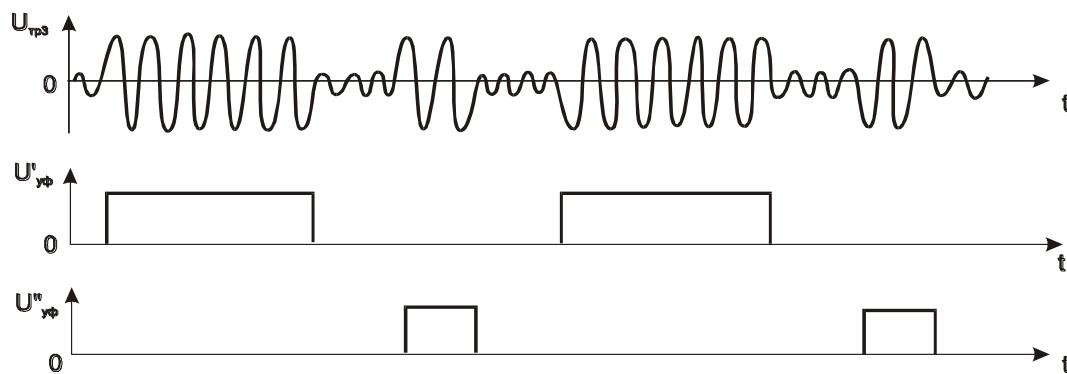
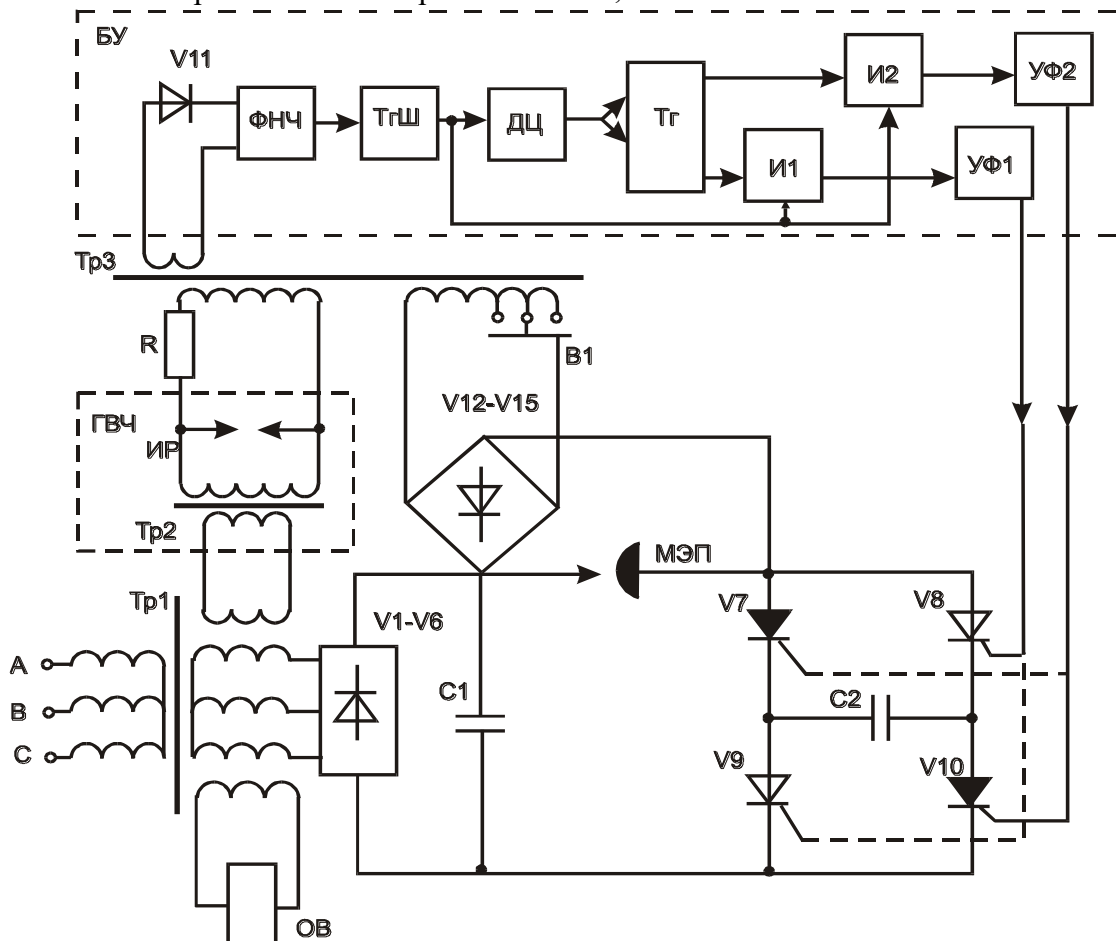


Рис. 15.38. Электрическая схема установки для электроискрового легирования при подходе, отходе и повторном контактировании электродов:

a — схема; *б—г* — временные диаграммы высокочастотных импульсов и управляющих тиристорами V1 и V4 импульсов

Установка с двухкоординатным вибратором успешно прошла лабораторные испытания и внедрена на Кондопожском целлюлозно-бумажном комбинате для восстановления шестерен клееподающих насосов.

Таблица 15.7. Шероховатость поверхности, легированной двухкоординатным вибратором

Номер пп.	Режим ЭФИ—10	Частота вибрации		Среднее арифметическое отклонение, мкм	Класс шероховатости
		вертик.	горизонт.		
1	2	3	4	5	6
<i>Сплав Т15К6</i>					
1	1	100	—	1,4—1,6	6в
2		100	50	0,5—0,6	8а
3		100	100	1,0—1,2	7а
4		300	—	1,1—1,3	7а
5		300	50	0,4—0,5	8б
6		300	100	0,5—0,6	8а
7		100	—	2,4—2,6	6б
8		100	50	1,0—1,2	7а
9	3	100	100	1,3—1,5	6в
10		300	—	1,4—1,6	6в
11		300	50	0,6—0,8	7в
12		300	100	0,8—1,0	7б
13	5	100	—	4,5—6,5	4—5
14		100	50	2,0—2,5	6а
15		100	100	3,0—3,5	5
16		300	—	4,0—5,0	5
17		300	50	1,4—1,6	6в
18		300	100	1,8—2,0	6б
19	5	100	—	4,5—6,5	4—5
20	1	100	100	1,6—1,8	6б
	5	100	—	4,5—6,5	4—5
21	1	100	50	1,4—1,6	6в
	5	100	—	4,5—6,5	4—5
22	1	300	50	1,0—1,2	7а
	5	100	—	4,5—6,5	4—6
	-	100	100	2,0—2,5	6а
<i>Медь</i>					
23	5	100	—	6,9—7,5	4
24		100	50	3,0—4,5	5
25		100	100	4,0—4,6	4—5
26		300	—	4,5—6,6	4—5
27		300	50	2,0—2,5	6а
28		300	100	3,0—5,0	5
<i>Сплав Т15К6</i>					
29	1	270	50,100	0,3-0,4	8в
30	3	270	50,100	0,4-0,6	8а—б
31	5	270	50,100	1,2-1,4	7а

Установка, использующая подход, отход и повторное контактирование электродов, собрана по схеме, изображенной на рис. 9.4, в. Поскольку целью создания установки было выяснение принципиальной возможности реализации легирования при подходе, отходе [126] и повторных контактированиях электродов [124] для простоты было использовано сетевое питание вибратора с частотой колебаний 100 Гц (рис. 15.38). В качестве генератора высокой частоты ГВЧ использовался типовой осциллятор с частотой 250 кГц, используемый в серийных сварочных установках для повышения стабильности дуги [479]. Выходное напряжение вторичной обмотки инициирующего разряд трансформатора Тр3 выбиралось равным 1—2 кВ, достаточным для гарантированного пробоя зазора на расстоянии 0,2—0,3 мм. Напряжение на третьей обмотке трансформатора составляло 10—20 В. Блок управления состоит из многозвенного фильтра

низкой частоты ФНЧ с крутыми (до 10 мкс) фронтами; триггера Шмитта ТгШ; дифференцирующей цепи ДЦ; триггера Тг со счетным входом; схем И1, И2; усилителей-формирователей УФ1, УФ2, формирующих запускающие тиристоры импульсы большой длительности (равной продолжительности высокочастотных колебаний на вторичной обмотке трансформатора).

Временные диаграммы высокочастотных импульсов и управляющих тиристорами импульсов приведены на рис. 15.38, б-г. При удаленных электродах напряжение на вторичной обмотке трансформатора недостаточно для пробоя межэлектродного промежутка и хотя на тиристоры V 7, V 10 поступает открывающее напряжение, они остаются запертыми, так как ток через промежуток не проходит. При достижении сближающимися электродами пробивного расстояния промежуток пробивается и шунтирует трансформатор. При этом все напряжение генератора падает на балластном резисторе R. Импульс запуска тиристоров V 7, V 10 прекращается. После перезаряда конденсатора C2 они запираются. Однако до окончания металлического контактирования электродов трансформатор остается шунтированным. После размыкания электродов шунтирование прекращается, и высокочастотные колебания поступают на блок управления, в котором посредством фильтра ФНЧ, триггера Шмитта ТгШ и дифференцирующей цепочки ДЦ преобразуются в сигнал, переключающий по счетному входу триггер Тг. Параллельно ДЦ потенциальный сигнал с триггера Шмитта ТгШ поступает на ячейку И2 и далее на усилитель-формирователь УФ2, формирующий открывающее напряжение для тиристоров V 8, V 9. Последние открываются, конденсатор C2 перезарядается, трансформатор Tr3 шунтируется, и высокочастотные колебания на нем срываются. Возобновляются они после окончания перезаряда и прекращения протекания эродировующего импульса тока. Далее описанный процесс повторяется.

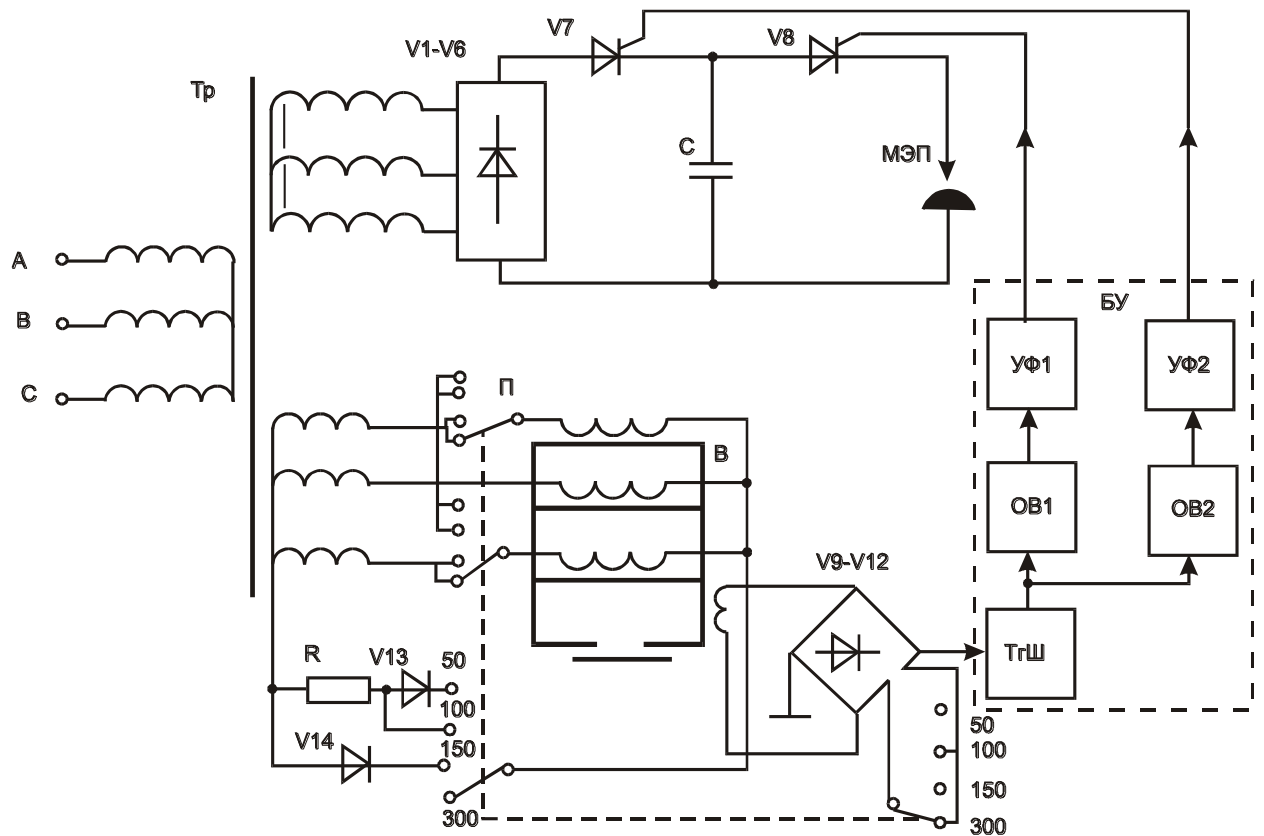


Рис. 15.39. Электрическая схема механизированной установки с вибратором повышенной частоты

Таким образом, перезаряд конденсатора, сопровождающийся проходящим через межэлектродный промежуток эродирующим импульсом тока, будет повторяться каждый раз, когда наступает подход или отход электрода от детали, включая и повторные контактирования, вызванные дребезжанием электродов.

Проведены сравнительные испытания мостового тиристорного инвертора в описанном режиме и режиме, ведомом сетью, когда пары тиристоров V_7 , V_{10} и V_8 , V_9 попеременно запускались со вторичных обмоток силового трансформатора (рис. 15.38, а). Испытания показали, что в первом случае в зависимости от режима вибрации производительность установки была в 2—4 раза выше, чем во втором, что подтверждает наличие легирования при отходе и повторных контактированиях электродов, доводя ее до 1 кГц.

Дальнейшее повышение напряжения инициирующих разрядов, выставяемого переключателем $B1$, позволило дополнительно увеличить частоту эродирующих импульсов за счет их генерации во время движения электрода.

В описанной экспериментальной установке для простоты использовалось сетевое питание вибратора. В установках, работающих на повышенных частотах, оно должно быть заменено питанием от генераторов повышенной частоты, преимущественно тиристорных. Используемый для создания высокочастотных колебаний сварочный осциллятор с частотой 250 кГц должен быть заменен полупроводниковым генератором с большей частотой колебаний (1—2 МГц).

Механизированная установка с вибратором повышенной частоты, питающаяся от трехфазной сети переменного тока. Используемый в установке разработанный нами вибратор [129] включался по схеме, обеспечивающей получение четырех фиксированных частот вибрации: 50, 100, 150 и 300 Гц (см. рис. 7.5, б). На нулевой стержень магнитопровода вибратора, используемый для создания тягового усилия, была дополнительно надета катушка с малым числом витков, сигнал с которой, пропорциональный скорости изменения потока, использовался блоком управления (БУ) двухтактным тиристорным генератором (рис. 15.39). Таким образом, последний работал в режиме, ведомом сетью (см. п. 5.7). Блок управления собран на традиционных элементах (триггере Шмитта, одновибраторах и усилителях-формирователях), рассмотренных нами в пп. 5.13, 9.3. Питание генератора осуществлялось от трехфазного мостового выпрямителя без сглаживающего фильтра. Для уменьшения потерь энергии в зарядном контуре и увеличения тем самым КПД установки в последней использовался трансформатор с повышенным рассеянием, полученным за счет увеличенного расстояния между первичной и вторичной обмотками. Расчет такого трансформатора можно найти в [479]. Индуктивность рассеяния выбиралась такой, чтобы при максимальной емкости конденсатора длительность его заряда не превышала 1 мс. Регулирование энергетических режимов установки осуществляется ступенчато: напряжения 100, 150, 200 В — переключением выводов секционированной вторичной обмотки трансформатора; емкости конденсаторной батареи 100, 150, 200 мкФ — изменением числа параллельно включенных конденсаторов.

Для сравнения были изготовлены еще два варианта установки с тем же генератором эродирующих импульсов и однофазным вибратором, питаемым от статического ферромагнитного преобразователя частоты (см. рис. 7.4) и тиристорного инвертора (см. рис. 7.6, з) с автономным управлением от блока с регулируемыми задержками между запусками тиристорных генераторов эродирующих импульсов и питания вибратора (см. рис. 5.15, б). В обоих случаях частота вибрации равнялась частоте исходного варианта: 50, 100, 150 и 300 Гц.


Сравнительный анализ технологических параметров всех трех установок не выявил при легировании на одинаковых энергетических и частотных режимах существенного преимущества какого-либо одного варианта. Производительность установки на разных режимах составляла 0,25—100 мг/мин, толщина покрытия — 10—100 мкм. Однако по стоимостным показателям установка с вибратором повышенной частоты с питанием от трехфазной сети предпочтительнее остальных.

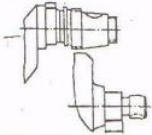
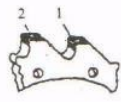
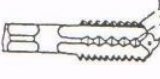
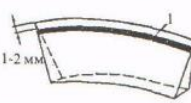
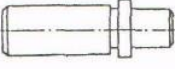
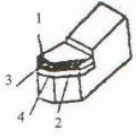

Механизированная установка с силовым регулированием зазора, созданная на базе токарного станка и обладающая повышенными динамическими свойствами, по сравнению с традиционными регуляторами зазора и большим диапазоном перемещения электрода по сравнению с нерегулируемой мягкой подвеской электрода подробно рассмотрена нами в п. 10.4. Примеры легируемых на ней изделий геометрической конструкции повышенной сложности приведены на рис. 10.10.

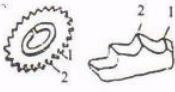
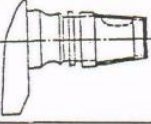
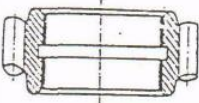
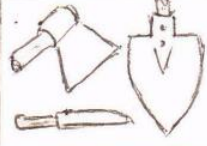
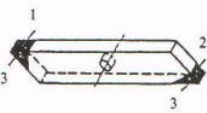
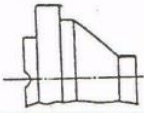
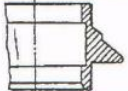
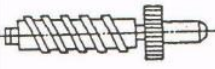
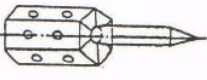
15.5. Технологические карты электроискрового легирования


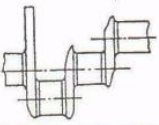





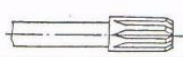
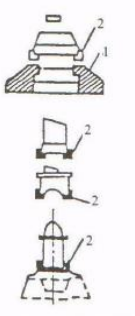
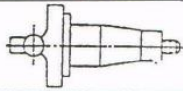
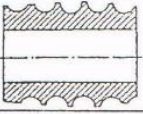
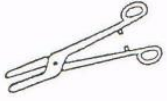

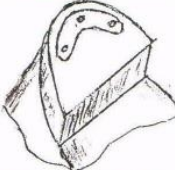
Разработанные карты восстановления и упрочнения рабочих поверхностей ряда деталей машин и режущего инструмента сведены в табл. 15.8.

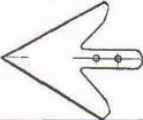
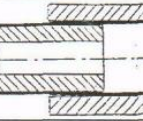



Таблица 15.8. Технологические карты для электроискрового упрочнения инструмента и восстановления размеров деталей машин

Эскиз	Обрабатываемые		Материал электрода	Номер режима на ЭФИ-ЭЛЕКТРОМ-10, ЭФИ-10, ЭФИ-10М, ЭФИ-45	Ширина обрабатываемой поверхности, мм	Средняя длительность обработки, см ² /мин
	изделие	участок				
1	2	3	4	5	6	7
	Спиральное сверло					
	а) сверление Ø 4—10;	Задние грани (1,2)	Феррохром ЭГ—2 Т15К6	2+2 2	По задней грани 2-4	4-5
	б) Ø 10—25;	Задние (1,2) и передняя (3) грани	Феррохром ЭГ—2 Т15К6	3+1 3+1	По ленточке на всю ширину	4-5
	в) Ø свыше 25	Задние (1,2) и передняя (3) грани	Феррохром ЭГ—2 Т15К6	4+1 4+1		

	Коленчатый вал	Коренные и шатунные шейки (с последующим шлифованием*)	TiC T15K6 Cr ₃ C ₂	4-5	По всей ширине посадочной поверхности	2-3
	Сегментная пила	Передние (1) и задние (2) грани режущих зубьев	Феррохром ЭГ—2 T15K6	3+1 3+1	2-4	2-3
	Метчик свыше M10	Передняя (1) и задняя (2) грани заборного конуса	T15K6	2	На высоту зуба 2—3	4-5
	Нож PCC—6	Боковая грань (1) легируется на 1-2 мм от режущего лезвия	T15K6	3 + 4	Вдоль режущего лезвия на ширину 5—6 мм	4—5
	Втулка клапана	Посадочное место	TiC Cr ₃ C ₂	2—5	По всей ширине посадочной поверхности	2—3
	Резец проходной	Передняя (1), главная задняя (2), вспомогательная задняя (3) грани, переходная кромка (4)	T15K6	3	3-4	4-5
	а)точение обдирочное до 16x25;		T15K6	2		
	б)точение чистовое до 16x25;		T15K6	4+2		
	в)точение обдирочное свыше 16x25;		T15K6	3+1		
	г)точение чистовое свыше 16x25;		T15K6	3+1		
	д)точение обдирочное;		Все грани	ЭГ—2		
е)точение чистовое	То же	ЭГ—2	3+1			
	Зубило	Задние и боковые грани	T15K6	5	3-8	1

1	2	3	4	5	6	7
	Дисковая фреза а) фрезерование до $\varnothing 50$; б) фрезерование свыше $\varnothing 50$	Ленточные зубья по задней (1) и передней (2) граням	Феррохром ЭГ—2 T15K6 Феррохром ЭГ—2 T15K6	2+1 2 3+1 3+1	3-4 3-4	4-5 4-5
	Коленчатый вал	Конические поверхности вала (с последующим шлифованием*)	T15K6	4	По всей ширине посадочной поверхности	4-5
	Шестерня	Посадочная поверхность (с последующим шлифованием*)	T15K6	5	То же	4-5
	Бытовой и сельскохозяйственный ручной инструмент	Режущая кромка	Графит	4-5	По ширине режущей кромки на 5 - 10 мм	2-3
	Нож МП—1	Передняя (1) и задняя (2) грани Боковые грани (3)	T15K6 ЭГ—2	2 2+1	На ширину режущей кромки На ширину 3—4 мм по кромке	2-3 3-4
	Чашка коробки дифференциала заднего моста	Посадочное место	Cr ₃ C ₂ T15K6	2-5	По всей ширине посадочной поверхности	2-4
	Муфта включения сцепления	Посадочное место	TiC Cr ₃ O ₂	2-5	По всей посадочной поверхности	2-5
	Подающий шнек	Рабочие кромки спирали	T15K6	4	По ширине ленты	4-5
	Высоковольтный розеточный выключатель	Место контакта	Серебро чистоты 99,99%	2-3	По периметру	4

1	2	3	4	5	6	7
	Зубчатый венец маховика	Внутренний диаметр	Cr_3C_2 Хостеллоид	4-5	По всей ширине внутреннего диаметра	2-3
	Коленчатый вал	Передние и задние коренные шейки (с последующим шлифованием*)	T15K6	5	По всей ширине посадочной поверхности	4-5
	Палец гусеницы	Место посадки	Cr_3C_2 TiC	2-5	То же	2-3
	Гибочный инструмент для горячей и холодной обработки: а) горячая гибка; б) холодная гибка	Закругления на пуансоне и матрице	T15K6 T15K6	5 4	4-8 5-8	2
	Гильотинный нож	Передняя (1) и задняя (2) грани	T15K6	4+1	4-6	2
	Шарнир поворотного кулака	Беговая дорожка	Простой электрод + TiC; Cr_3C_2	2-5	По ширине всей беговой дорожки	2-3
	Направляющие станин станков	Рабочие трущиеся поверхности	T15K6	1-2	По ширине трущейся поверхности	4-5
	Валик КПП	Посадочная шейка	Cr_3C_2 T15K6	2-5	По всей ширине посадочной поверхности	2-3
	Обрезной и просечной инструмент	Режущие кромки обрезных и просечных матриц (1) по всему периметру любой конфигурации; режущие кромки прошивных, обрезных и просечных пуансонов (2) по всему периметру любой конфигурации	T15K6	3+1	5-10	3-4
	Поворотный кулак	Посадочные шейки	C_3C_2 Хостеллоид	2—5	По всей ширине посадочной поверхности	2-3
	Валки для шаропрокатного станка	Рабочие кромки спирали	T15K6	4—5	2,5 витка начала рабочей спирали (боковые поверхности)	4-5
	Иглодержатели	Захватывающая поверхность (увеличение шероховатости и твердости рабочих поверхностей)	КБХ и СНГН	2—3	По ширине захватывающей поверхности	3—4
	Ножницы (сталь 30X13)	Режущая кромка	КБХ и СНГН	1	По ширине режущей кромки	4—5
	Обувные набойки	Поверхность соприкосновения с дорожным покрытием	T15K6 BK8 Графит	3-4	По поверхности соприкосновения с дорожным покрытием	4-5

1	2	3	4	5	6	7
	Лапа культиватора	Боковая верхняя режущая грань	TiC; Cr ₃ C ₂ ; ZrC	2—3	На ширину заточки	2—3
	Пары трения подшипников скольжения	Трущиеся поверхности (с последующим шлифованием*)	T15K6 Графит	3—4	Трущиеся поверхности	4—5
	Шатун двигателя СМД—14	Посадочные места под вкладыш	TiC, ЭГ—2	2—3	По всей поверхности	3—4
	Вал кулачковый топливного насоса УТН—5	Кулачки	Cr ₃ C ₂	3	Рабочая часть кулачка	5-5
	Распределительный вал двигателя СМД—14	Кулачки толкателя	T15K6, ЭГ—2	2—3	То же	4—5
	Пусковой редуктор	Посадочные места под подшипники	TiC, ЭГ—2	5—6	По всей поверхности посадочного места	4—5

Примечание: * - Последующее шлифование можно заменить легированием двухкоординатным вибратором.

Глава 16 ИСПОЛЬЗОВАНИЕ МЕТОДОВ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ СТАТИСТИКИ ПРИ МОДЕЛИРОВАНИИ ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННЫХ ПРОЦЕССОВ И ОБРАБОТКЕ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО МАТЕРИАЛА

16.1. Обоснование необходимости использования статистических моделей электроэрозионных процессов

В большинстве случаев при теоретическом анализе и расчете процессов в электроискровом промежутке используют детерминированные модели, в которых предполагают наличие жесткой функциональной причинно-следственной связи между различными параметрами процессов. Однако, как неоднократно отмечалось выше, во многих (если не в большинстве) случаях разброс параметров такой, что детерминированные модели не работают и должны быть заменены статистическими (индетерминированными). Напомним уже упоминавшиеся выше случаи необходимости перехода к статистическим моделям.

Нами уже отмечалась (см. п.1.1) статистическая зависимость пробивного расстояния от приложенного к межэлектродному промежутку фиксированного напряжения. Закон распределения носил логнормальный характер. С тем же логнормальным законом, но уже двух- и трехмерным мы встречаемся при исследовании зависимости микрогеометрии лунки единичного разряда от виброударной скорости косоугольного удара (см. п. 12.3).

При исследовании шероховатости поверхности и обработке профилограмм поверхности нанесенного слоя (см., например, п.15.4) отмечен случайный характер микрогеометрии. То же замечено и другими исследователями [433].

При изучении методов и схемных решений электроискровой балансировки (см. главу 13) отмечалось, что дисбаланс вызван неравномерностью распределения масс балансируемого изделия, однако не акцентировалось, что закон их распределения носит рэлеевский характер [439].

При исследовании энергетических параметров эродирующих импульсов отмечен их значительный статистический разброс, особенно при использовании неразобренных релаксационных генераторов [124]. Для примера в табл. 16.1 приведены данные осциллографических измерений импульсного тока установки типа ЭФИ—10.

Таблица 16.1. Относительные разбросы напряжений и энергий эродирующих импульсов установки типа ЭФИ—10

Режим	$I_{p,cp}$, А	U_c , В	k_u	E , В	k_{Umax}	k_w	k_{Wmax}
1	0,5-0,7	11,5-6,7	1,7	15	2,23	2,89	4,97
2	0,6-1,2	10,8-8,2	2,05	25	3,04	4,2	9,24
3	1,2-1,5	27-16	1,68	45	2,81	2,82	7,89
4	1,5-2	45-28	1,6	75	2,67	2,56	7,12
5	2-2,5	58-25	2,32	140	5,6	5,38	31,36
6	2-2,5	120-86	1,39	200	2,32	1,93	5,38

Измерения проводились с настройкой вибратора в соответствии с номинальными значениями средних токов установки, так что на каждом режиме их величины изменялись от I_{min} до I_{max} (паспортные значения). В работе [124] величина относительных разбросов параметров напряжения k_U и энергии k_W оценивалась при помощи коэффициентов

$$k_U = \frac{U_{max}}{U_{min}}, \quad k_w = \frac{W_{max}}{W_{min}}; \quad (16.1)$$

$$k_{Umax} = \frac{E}{U_{min}}, \quad k_{Wmax} = \frac{W_E}{W_{min}}, \quad (16.2)$$

где E — ЭДС (напряжение холостого хода); $W_E = 0,5 CE^2$.

Как следует из данных табл. 16.1, энергии импульсов тока для различных режимов обработки могут отличаться от 5 до 31 раза. Более поздние исследования показали, что и в этом случае закон распределения носит логнормальный характер. Следует упомянуть о статистическом разбросе физико-химических свойств электродных и конструкционных материалов, идущих на изготовление легируемых изделий, состава и состояния среды и ряда других факторов, также приводящих к разбросу параметров электроискрового процесса.

Из рассмотренных примеров видна несостоятельность детерминированных моделей электроискрового процесса и необходимость перехода к моделям статистическим.

16.2. Основы метода Монте-Карло и его основные этапы

Статистический характер случайных процессов при их моделировании учитывается заменой при исследованиях детерминированного значения рассматриваемой величины случайным значением, генерируемым (задаваемым) в соответствии с законом ее распределения.

Принцип случайного выбора исследуемой величины — метод Монте-Карло (ММК) [480] — получил название в честь игорных домов этого города, где в основу наиболее распространенной в них игры (рулетки) положено случайное значение выпавшего числа.

Выбор случайного числа в соответствии с заданным законом распределения является краеугольным камнем ММК. При машинном решении задачи он осуществляется специальными программами — генераторами случайных чисел. В более общем случае вместо случайного числа следует использовать случайный вектор — систему взаимосвязанных случайных чисел.

Другим неперенным аспектом метода Монте-Карло является преобразование входного случайного числа X (m —мерного вектора $X = \{X_1, X_2, \dots, X_m\}$) в выходное случайное число Y (n —мерный вектор $Y = \{Y_1, Y_2, \dots, Y_n\}$):

$$Y = F(X) \quad (16.3)$$

В представленном виде преобразование векторов производится по квазидетерминированной схеме, при которой преобразующая функция F детерминирована, и конкретная реализация случайного выходного вектора Y однозначно определена реализацией случайного входного вектора X [481, 482]. Однако в некоторых случаях использование функции F в явном виде затруднительно из-за повышенной сложности ее вида, как правило, аналитически не представимого.

Данная ситуация имеет место, например, в уже рассмотренном выше примере зависимости пробивного расстояния от межэлектродного напряжения, когда при фиксированном напряжении пробивное расстояние распределено по логнормальному закону. В этих случаях функцию F следует рассматривать как определенную с точностью до случайного вектора коэффициентов $A = \{a_1, a_2, \dots, a_p\}$:

$$Y = F(A(X), X), \quad (16.4)$$

где коэффициенты a_1, a_2, \dots, a_p в свою очередь являются функциями вектора X . В простейшем случае функция F приобретает сепарабельный вид:

$$Y = \sum_{i=1}^p a_i(X) F_i(X), \quad (16.5)$$

где F_i — детерминированные функции.

Последние два выражения являются более сильными, чем (16.3), так как благодаря случайности коэффициентов a_i позволяют моделировать процесс даже при фиксированных значениях вектора X .

Задаваясь множеством реализаций X_i входного случайного вектора X , находим по одной из формул (16.3)—(16.5) соответствующие ему реализации Y_i выходного вектора Y .

Третьим этапом решения задачи является статистическая обработка полученного ансамбля случайных реализаций вектора Y и определения достаточности их числа для завершения задачи.

16.3. Задача сортировки и ее использование при моделировании искрового процесса

В работе [481] для прогнозирования качества изделия на этапе его проектирования нами была поставлена и решена задача сертификации, суть которой заключается в определении качества продукции в зависимости от качества используемого сырья. Рассмотрим вкратце суть данной задачи и ее использование применительно к разделению генерируемых электроискровым генератором импульсов на рабочие, холостого хода и короткого замыкания.

Уравнение (16.3) является детерминированным и описывает связь между конкретными значениями векторов, между тем как сами векторы являются случайными, и разброс ΔY выходного вектора Y определяется разбросом ΔX входного X .

В зависимости от величины отклонений компонент Y_j (при $j = 1, 2, \dots, m$) вектора Y от номинала изделие подразделяется на l сортов и брак, обозначаемый для единообразия как $l + 1$ сорт:

$$\begin{aligned}
 & |\Delta Y_j| \leq [\Delta Y_j^1] \text{ для 1 сорта} \\
 & [\Delta Y_j^1] < |\Delta Y_j| \leq [\Delta Y_j^2] \text{ для 2 сорта,} \\
 & \dots \\
 & [\Delta Y_j^{l-1}] < |\Delta Y_j| \leq [\Delta Y_j^l] \text{ для } l \text{ сорта} \\
 & [\Delta Y_j^l] < |\Delta Y_j| \text{ брак (} l + 1 \text{ сорт)}
 \end{aligned} \tag{16.6}$$

где $[\Delta Y_j^i]$ — допустимое отклонение j компоненты вектора Y для i сорта. Систему (16.6) назовем неравенствами сортировки. Сорт изделия I определяется максимальным отклонением компоненты вектора Y от номинала.

$$I = \max_{j=1, \dots, m} \left\{ i_j [\Delta Y_j^{i-1}] < |\Delta Y_j^i| \leq [\Delta Y_j^i] \right\} \tag{16.7}$$

V_i сорту соответствует своя вероятность p_i изготовления изделия, между которыми существует зависимость

$$\sum_{i=1}^{l+1} p_i = 1 \tag{16.8}$$

С определением сорта изделия связаны две задачи, которые назовем соответственно прямой и обратной задачами сортировки.

Прямая заключается в определении вероятностей p_i изготовления изделия V_i сорта по известным детерминированному векторному уравнению (16.3), многомерному закону распределения $f(X)$ входного вектора X , допустимого разбросу $[\Delta X_k]$ его компонент и неравенством сортировки (16.6).

Для постановки обратной задачи введем обозначение

$$P^i = \sum_{j=1}^i P_j \tag{16.9}$$

Тогда факт изготовления изделия сортом не хуже i выражается неравенством

$$P^i = [P^i] \text{ при } i=1, 2, \dots \tag{16.10}$$

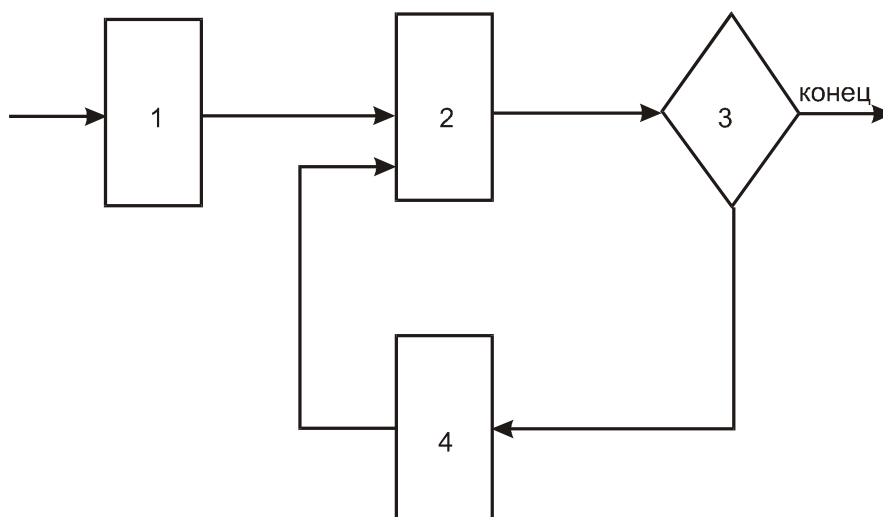
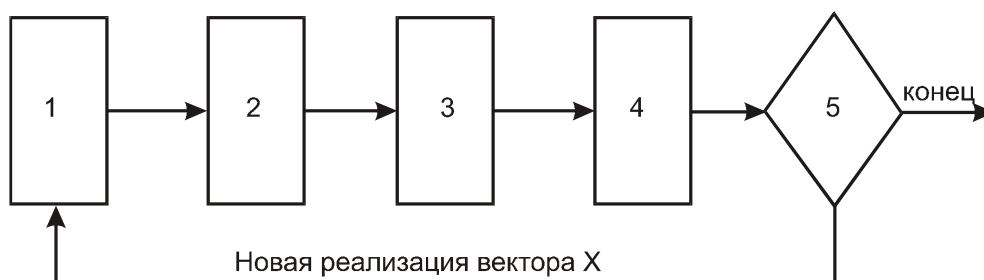


Рис. 16.1. Блок-схемы решения задач сортировки методом Монте-Карло: а — прямой; б — обратной

Теперь сформулируем обратную задачу сортировки как определение допустимого разброса $[\Delta X_k]$ компонент входного вектора X или, что то же самое, их среднеквадратичных отклонений σ_{xk} с заданным уровнем значимости ϵ при известных характере закона распределения $f(X)$, его неопределенных параметрах σ_{xk} , неравенствах сортировки (16.6) и допустимых минимальных вероятностях $[P^i]$, определяемых по (16.10).

Из различных методов решения задачи сортировки как прямой, так и обратной, в силу неопределенности закона распределения вектора Y и сложности зависимости (16.3) наиболее подходящим является метод Монте-Карло, заключающийся в многократном проведении численного эксперимента со случайно выбранными векторами X и дальнейшей статистической обработке его результатов [480].

Идея использования ММК для решения прямой задачи сортировки поясняется блок-схемой алгоритма (рис. 16.1, а), состоящего из следующих блоков: 1 — генерация случайных равномерно распределенных чисел; 2 — преобразование равномерно распределенных чисел в числа или векторы с необходимым законом распределения; 3 — нахождение выходного вектора Y по входному X при помощи детерминированного уравнения (16.3) для текущей реализации случайного процесса; 4 — оценка статистических характеристик множества реализаций выходного вектора Y ; 5 — анализатор окончания решения задачи.

Вероятность p_i изготовления изделия i сорта есть отношение числа изделий M_i , удовлетворяющих требованиям i сорта по неравенствам сортировки (2), к общему числу изделий N :

$$p_i = \frac{M_i}{N} \quad (16.11)$$

Решение обратной задачи сортировки ММК сводится к многократному повторному решению прямой при целенаправленном изменении отклонений от номинала $[\Delta X_k]$ или среднеквадратичных отклонений компонент входного вектора X (в простейшем слу

чае все среднеквадратичные отклонения считаются пропорциональными между собой: $\sigma_{x1} = K_1 \sigma_x$, $\sigma_{x2} = K_2 \sigma_x$, ..., $\sigma_x = K_n \sigma_x$ с фиксированными значениями K_1, K_2, \dots, K_n и осуществляется по блок-схеме (рис. 15.1, б), состоящей из следующих блоков: 1 — первоначальное задание параметров распределения входного вектора X ; 2 — решение прямой задачи сортировки ММК; 3 — анализатор окончания решения задачи; 4 — корректировка допустимых $[\Delta X_k]$ или среднеквадратичных σ_{xk} отклонений входного вектора X (в простейшем случае выбор нового параметра σ_x).

При моделировании генерируемых электроискровым генератором эродирующих импульсов последние в зависимости от параметров (тока, напряжения длительности (в неравенствах сертификации (16.6) компоненты ΔY_j вектора ΔY)) могут подразделяться на импульсы холостого хода, рабочие и короткого замыкания (сорт $i = 1, 2, 3$). Границами такого разделения являются ограничения $[\Delta Y^i]$ в неравенствах сертификации (16.6).

Для более тонкого моделирования влияния энергетических параметров импульсов на перекос и качество покрытия количество сортов может быть выбрано больше трех. Компонентами ΔX_j входного вектора X являются разбросы: пробивного напряжения, виброударной скорости, физико-химических свойств материалов электродных пар, состояния среды и т.д.

При исследовании разброса генерируемых импульсов при фиксированных значениях компонент входного вектора следует при преобразовании входного вектора в выходной вместо (16.3) использовать выражение (16.5) со случайными коэффициентами a_i .

16.4. Генерация случайных чисел и векторов

Генерация случайных чисел в соответствии с заданным законом распределения является одним из важнейших этапов реализации метода Монте-Карло. От качества генерации (соответствия заданному закону распределения) чисел зависит качество получаемых результатов: точность и адекватность.

В зависимости от алгоритма существуют два вида генераторов: прямые и генераторы-преобразователи. Первые непосредственно генерируют числа с заданным законом; вторые — преобразуют числа с одним законом распределения в числа с заданным [483]. В силу наибольшей простоты при высоком качестве чисел обычно прямыми являются только генераторы равномерно распределенных чисел, все остальные — преобразователи.

16.4.1. Генераторы равномерно распределенных чисел

Существуют два метода генерирования случайных равномерно распределенных чисел: физический и математический [480].

При первом в качестве датчика случайных чисел используется физический прибор — генератор шума, а в качестве реализаций этих чисел — мгновенные значения физических величин, взятые в момент измерения. Несмотря на простоту идеи и реализации физический метод генерации случайных чисел не получил широкого распространения из-за серьезного принципиально неустранимого недостатка — невозможности повторной генерации уже выданной серии случайных величин для проверочных расчетов. Использование с этой целью запоминания больших серий однажды сгенерированных случайных величин также не нашло широкого распространения в связи с ограниченными ресурсами ЭВМ. В силу указанных причин в настоящее время физический метод почти полностью вытеснен математическим, основанным на генерации псевдослучайных чисел.

Псевдослучайными называются неслучайные числа α_j , образующие длинные серии, легко вычисляемые по рекуррентным формулам:

$$\alpha_{i+1} = f(\alpha_i) \quad (16.12)$$

и удовлетворяющие определенным тестам проверки чисел на «случайность». Таким образом для генерации всей серии псевдослучайных чисел достаточно выбрать лишь одно случайное число α_0 . В дальнейшем для краткости псевдослучайные числа будем называть случайными. Существуют различные методы их генерации [484-486].

Метод середины квадратов, предложенный Дж. Нейманом, является исторически первым методом генерации случайных чисел, нашедшим практическое применение. В качестве α_0 берется произвольное k -значное число из $[0, 1]$, рекуррентной формулой является

$$\alpha_{i+1} = \left\{ 10^{\left[\frac{K}{2} \right]} \alpha_i^2 \right\} - 10^{-2K + \left[\frac{K}{2} \right]} \left\{ 10^{2K - \left[\frac{K}{2} \right]} \alpha_i^2 \right\}, \quad (16.13)$$

где квадратные скобки означают целую, фигурные — дробную часть от числа.

Пример: $K = 4$; $\alpha_0 = 0,9876$. Вычисляем $\alpha^2_0 = 0,97535376$, выберем от него средние $K = 4$ цифры, составляющие $\alpha_1 = 0,5353$.

Метод середины квадратов, не обеспечивающий требуемой равномерности распределения, в настоящее время вытеснен более совершенными алгоритмами.

Метод вычетов — наиболее распространенный генератор, предложенный Д. Лемером, реализован по формуле

$$\alpha_{i+1} = \{M\alpha_i\}, \quad (16.14)$$

где M — достаточно большое число.

Обычно выбирают $M = 52p+1$, $\alpha_0 = 2^{-m}$, где p — целое, m — число двоичных разрядов в мантиссе ячейки ЭВМ.

Рекуррентные алгоритмы порядка r являются более высококачественными, но и сложными выражениями [487] типа

$$\alpha_{i+1} = f(\alpha_i, \alpha_{i-1}, \dots, \alpha_{i-r+1}). \quad (16.15)$$

Однако из-за своей сложности такие алгоритмы не получили широкого распространения.

16.4.2. Генерация случайных чисел с произвольным законом распределения

Прямая генерация случайных произвольно распределенных чисел (метод неравномерностей рулетки) является сложным и неэффективным путем, поэтому в

настоящее время данная задача решается исключительно путем преобразования равномерно распределенных чисел в произвольно распределенные.

Метод обратных функций — основной прием генерации случайных чисел. Его суть заключается в преобразовании равномерно распределенного в $[0, 1]$ числа α в число β с законом распределения $f(y)$ по моделирующей формуле $\beta = \varphi(\alpha)$.

Определим ее, считая что φ — монотонно возрастающая функция. Тогда

$$\begin{aligned} F_{\beta}(y) &= \int_{-\infty}^{\beta} f(y) dy = P(y \leq \beta = \varphi(\alpha)) = P(x \leq \alpha = \varphi^{-1}(\beta)) = \\ &= \int_0^{\alpha = \varphi^{-1}(\beta)} g(x) dx = \int_0^{\alpha = \varphi^{-1}(\beta)} 1 \cdot dx = \alpha = \varphi^{-1}(\beta) \end{aligned} \quad (16.16)$$

Из (16.16) следует, что моделирующая функция

$$\beta = \varphi(\alpha) = F_{\beta}^{-1}(\alpha) \quad (16.17)$$

Если же моделирующая функция является монотонно убывающей, то она равна [485]

$$\beta = F^{-1}(1 - \alpha) \quad (16.18)$$

Для кусочно-монотонных функций имеем

$$\beta = F_k^{-1}(\alpha - \alpha_{k-1}), \quad (16.19)$$

где частичные моделирующие функции F_k^{-1} являются монотонными для $\forall K$ из рассматриваемых интервалов.

Другие методы преобразования равномерно распределенных случайных величин в произвольно распределенные: рандомизации, исключения и т.д. [486] используются сравнительно редко, когда распределения удовлетворяют определенным требованиям. Для ряда специальных распределений: нормального, показательного, β -, γ -распределений и других существуют более эффективные способы преобразований, чем обратные функции. Рассмотрим один из них.

Генерация нормально распределенных чисел основана на использовании центральной предельной теоремы [439], согласно которой сумма $N \rightarrow \infty$ независимых случайных величин с произвольным одинаковым законом распределения, математическим ожиданием m_i и средним квадратичным отклонением σ_i стремится к нормальному с параметрами

$$\begin{aligned} m &= \sum_{i=1}^N m_i = Nm_i, \\ \sigma &= \sqrt{\sum_{i=1}^N \sigma_i^2} = \sqrt{N\sigma_i^2} \end{aligned} \quad (16.20)$$

16.4.3. Генерация случайных векторов с независимыми компонентами

При независимых компонентах случайного вектора функция его распределения равна произведению функций распределения отдельных компонентов [483]:

$$F(X_1, \dots, X_n) = \prod_{i=1}^n F_i(X_i) \quad (16.21)$$

или

$$f(X_1, \dots, X_n) = \prod_{i=1}^n f_i(X_i) \quad (16.22)$$

и вектор может быть сгенерирован покомпонентно, причем каждая компонента генерируется независимо от остальных по методике, изложенной в (16.4.1) и (16.4.2). Характерной особенностью такого вектора является диагональный вид его корреляционной матрицы.

16.4.4. Генерация случайных векторов с зависимыми компонентами

Рассмотрим два основных метода генерации случайных векторов с зависимыми компонентами. Метод последовательной генерации компонент основан на том факте, что функция распределения

вектора с зависимыми компонентами равна произведению условных вероятностей распределения отдельных компонент:

$$F(X_1, \dots, X_n) = F(X_1) \cdot F(X_2/X_1) \cdot \dots \cdot F(X_n/X_1, \dots, X_{n-1}) \quad (16.23)$$

или

$$f(X_1, \dots, X_n) = f(X_1) \cdot f(X_2/X_1) \cdot \dots \cdot f(X_n/X_1, \dots, X_{n-1}). \quad (16.24)$$

В этом случае компоненты β_1, \dots, β_n случайного вектора могут быть получены последовательным решением системы уравнений [487]:

$$\begin{aligned} F_1(\beta_1) &= \gamma_1, \\ F_2(\beta_2/\beta_1) &= \gamma_2, \\ &\dots\dots\dots \\ F_n(\beta_n/\beta_1, \dots, \beta_{n-1}) &= \gamma_n, \end{aligned} \quad (16.25)$$

где $\gamma_1, \dots, \gamma_n$ — независимые случайные числа.

Метод преобразования вектора основан на генерации вспомогательного вектора $X = \{X_1, \dots, X_n\}$ с независимыми компонентами с последующим его преобразованием в вектор $Y = \{Y_1, \dots, Y_n\}$ с зависимыми компонентами по известному закону

$$Y = \varphi(X), \quad (16.26)$$

В случае нормального многомерного вектора используется линейное преобразование

$$\{Y\} = [A]\{X\} + \{M\}, \quad (16.27)$$

где $\{X\}$ — нормально распределенный вектор с нулевым математическим ожиданием и единичной корреляционной матрицей; $\{M\}$ — математическое ожидание вектора $\{Y\}$; $\{A\}$ — поддиагональная матрица с элементами, определяемыми корреляционной матрицей $\{K\}$ вектора $\{Y\}$ при помощи разложения по Холесскому [488]:

$$\begin{aligned} a_{11} &= \sqrt{K_{11}}, \\ a_{21} &= \frac{K_{21}}{\sqrt{K_{11}}}, \\ &\dots\dots\dots \\ a_{ii} &= \sqrt{K_{ii} - \sum_{k=1}^{i-1} a_{ik}^2}, \\ a_{ij} &= \frac{K_{ij} - \sum_{k=1}^{i-1} a_{ik} a_{jk}}{\sqrt{K_{jj} - \sum_{k=1}^{i-1} a_{ik}^2}}, \quad \text{при } 1 \leq j \leq i \leq n. \end{aligned} \quad (16.28)$$

При генерировании случайных чисел и векторов, распределенных по логнормальному закону, неоднократно встречающихся нам при исследовании электроэрозионных

процессов, необходимо полученные нормально распределенные числа и векторы подвергнуть экспоненциальному преобразованию. При статистическом анализе экспериментального материала, наоборот, они должны быть предварительно подвергнуты логарифмическому преобразованию.

16.5. Статистическая обработка ансамбля реализаций выходного вектора

Поскольку рассмотренная схема получения реализаций вектора Y является по существу машинным экспериментом, то для оценки результатов можно воспользоваться теми же методами математической статистики, что и при анализе и планировании физических экспериментов [489, 490].

В статистическую обработку экспериментальных данных входят определение закона распределения, оценка параметров распределения: математического ожидания, дисперсии, корреляционных матриц, матриц высших моментов и их доверительных интервалов, статистическая проверка гипотез и др. Сюда же относятся определение объема выборки машинного эксперимента по заданной точности расчета и, наоборот, поскольку абсолютные погрешности вычисления являются, по существу, не чем иным, как доверительными интервалами параметров распределения компонент выходного вектора Y .

16.6. Определение закона распределения

С вопросом идентификации распределения выходного вектора Y встречаемся в начальной стадии решения задачи. Исследование проводится на большом статистическом материале, полученном путем многократного решения уравнений (16.3)—(16.5).

По гистограмме машинного эксперимента определяем вид гипотетического распределения f_T . Дальнейшая идентификация фактического распределения f_{Φ} производится сравнением его с гипотетическим f_T посредством одного из критериев согласия [489].

Оценка посредством χ^2 —критерия Пирсона производится при помощи разбиения исследуемого интервала $[a, b]$ на r подынтервалов Δ_j , для каждого из которых вычисляется вероятность

$$p_i = \int_{x_{i-1}}^{x_i} f_T(x) dx, \quad (16.29)$$

гипотетического распределения. Найденные значения p_i сравниваются с наблюдаемыми числами попаданиями M_i случайной величины в рассматриваемые интервалы Δ_j при помощи χ^2 —распределения

$$\sum_{i=1}^r \frac{(M_i - Np_i)^2}{Np_i} < \chi_{1-\varepsilon}^2, \quad (16.30)$$

где $\chi_{1-\varepsilon}^2$ — распределение Пирсона с $f = r - k - 1$ степенями свободы: k — число параметров гипотетического распределения, оцениваемых по эмпирическим данным.

Критерий использовался нами для идентификации экспериментального и логнормального распределений при установлении закона распределения геометрических размеров лунки при косом ударе электрода о деталь (см. п. 12.3).

При выполнении неравенства (16.30) гипотетическое распределение принимается, в противном случае отклоняется и заменяется более правдоподобным.

Оценка посредством критерия Колмогорова осуществляется по формуле

$$D = \max |F_{\Phi}(x) - F_T(x)|, \quad (16.31)$$

где F_{Φ}, F_T — фактический и гипотетический интегральные законы распределения.

Гипотеза идентификации законов принимается при

$$\lambda = D\sqrt{N} \leq \lambda_{1-\varepsilon}, \quad (16.32)$$

где $\lambda_{1-\varepsilon}$ — квантиль распределения Колмогорова [372].

Аналогично проводится и процедура определения закона распределения векторов, с той лишь разницей, что она более громоздка и требует больших затрат машинного времени. В дальнейшем после идентификации расчетов закон распределения считается известным и определению подлежат только его параметры.

16.7. Определение оценок параметров распределения выходной одномерной величины и ее доверительных интервалов

Случай одномерного выходного вектора Y является простейшим. Статистические оценки параметров случайной величины и определение их доверительных интервалов для него хорошо изучены, по крайней мере для основных видов распределений. Рассмотрим оценки и доверительные интервалы основных параметров [489].

Математическое ожидание m нормального распределения имеет выборочную оценку

$$\tilde{m} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N x_i. \quad (16.33)$$

Доверительный интервал математического ожидания m определяется неравенством

$$|m - \tilde{m}| \leq \frac{\tilde{\sigma}}{\sqrt{N}} t_{1-\varepsilon/2}, \quad (16.34)$$

где $\tilde{\sigma}$ — выборочное значение среднего квадратичного отклонения, $t_{1-\varepsilon/2}$ — распределение Стьюдента, взятое со степенью свободы, $f = N - 1$ — коэффициент значимости.

Среднее квадратичное отклонение σ имеет несмещенную выборочную оценку

$$\tilde{\sigma} = \frac{1}{N-1} \sqrt{\sum_{i=1}^N (x_i - \tilde{m})^2}. \quad (16.35)$$

Доверительный интервал, определенный с коэффициентом значимости ε

$$\frac{f\tilde{\sigma}^2}{\chi_{p_{1,2}}^2} \leq \sigma^2 \leq \frac{f\tilde{\sigma}^2}{\chi_{p_{2,1}}^2}, \quad (16.36)$$

здесь χ^2 — распределение Пирсона, взятое со степенью свободы $f = N - 1$.

Вероятность p случайного события A , определенная по опытам, дает выборочную оценку [439]:

$$\tilde{p} = \frac{M}{N}, \quad (16.37)$$

где M — число благоприятствующих событию A случаев.

Доверительный интервал определяется неравенством

$$|p - \tilde{p}| \leq t_{1-\varepsilon} \sqrt{\frac{\tilde{p}(1-\tilde{p})}{N}}. \quad (16.38)$$

Несовместенные оценки центральных высших моментов случайной величины приведены в [491]:

$$M_3 = \frac{N^2}{(N-1)(N-2)} m_3, \quad (16.39)$$

$$M_4 = \frac{N(N^2 - 2N + 3)}{(N-1)(N-2)(N-3)} m_4 - \frac{3N(2N-3)}{(N-1)(N-2)(N-3)} m_2^2, \quad (16.40)$$

где m_i — начальные i моменты.

16.8. Определение оценок параметров нормально распределенного выходного вектора

Оценки параметров нормального многомерного распределения соответственно равны для математического ожидания

$$\{\tilde{M}\} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \{Y\}_i, \quad (16.41)$$

для корреляционной матрицы

$$[\tilde{K}] = \begin{bmatrix} \tilde{K}_{11} & \tilde{K}_{12} & \cdot & \tilde{K}_{1n} \\ \tilde{K}_{21} & \tilde{K}_{22} & \cdot & \tilde{K}_{2n} \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \tilde{K}_{1n} & \tilde{K}_{2n} & \cdot & \tilde{K}_{nn} \end{bmatrix}, \quad (16.42)$$

где компоненты \tilde{K}_{ij} вычисляются по формулам

$$\tilde{K}_{ij} = K_{ji} = \frac{1}{N - N(N+1)/2} \sum_{k=1}^N (X_{ik} - \tilde{m}_i) \cdot (x_{jk} - \tilde{m}_j), \quad (16.43)$$

Оценка нормированной корреляционной матрицы

$$[\tilde{r}] = \begin{bmatrix} 1 & \tilde{r}_{12} & \cdot & \tilde{r}_{1n} \\ \tilde{r}_{21} & 1 & \cdot & \tilde{r}_{2n} \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \tilde{r}_{n1} & \tilde{r}_{n2} & \cdot & 1 \end{bmatrix}, \quad (16.44)$$

где

$$\tilde{r}_{ij} = \tilde{r}_{ji} = \frac{\tilde{K}_{ij}}{\sqrt{\tilde{K}_{ii} \tilde{K}_{jj}}}$$

Определение доверительных интервалов параметров многомерного распределения является сложной задачей, решенной даже для нормального распределения, для ряда простейших случаев [492]. В частности, при $n = 2$ границы доверительного интервала коэффициента корреляции $r = r_{12}$ могут быть определены по соотношению

$$\sqrt{N-3} |z - \tilde{z}_0| \geq t_{f, \varepsilon}, \quad (16.45)$$

где $z = \frac{1}{2} \ln \frac{1+r}{1-r}$ — величина Фишера, $\tilde{z} = \frac{1}{2} \ln \frac{1+\tilde{r}}{1-\tilde{r}}$ — ее выборочная оценка, $t_{f, \varepsilon}$ — распределение Стьюдента, взятое с коэффициентом значимости ε и степенью свободы $f = N-3$.

Методика использовалась при определении коэффициента корреляции между осями эллипса лунки единичного искрового разряда в п. 12.3.

Для более высоких $n > 2$ размерностей пространства вычисление доверительных интервалов r_{ij} усложняется и для их нахождения будем пользоваться итерационными методами.

16.9. Приближенное определение оценок параметров распределения выходного вектора и их доверительных интервалов

Учитывая сложность определения несмещенных оценок параметров произвольных многомерных распределений и в особенности их доверительных интервалов, воспользуемся асимптотически несмещенными оценками параметров и численным методом нахождения границ доверительных интервалов.

Пусть параметр a распределения является элементом нормированного пространства: скаляром, вектором, матрицей, функцией и т.д. Тогда существует фундаментальная последовательность $a_0, a_1, \dots, a_n, a_{n+1}, \dots$, такая, что

$$\lim_{n \rightarrow \infty} \|a_n\| = \|a\|, \quad (16.46)$$

и, следовательно, справедливо неравенство

$$\|a_n - a_{n+p}\| < \varepsilon, \quad (16.47)$$

Основной сложностью данного подхода является определение тех значений p , при которых процесс можно считать законченным. В простейшем случае, когда p неизвестно, используют метод удвоения, при котором $p = n$, и процесс считается законченным, когда

$$\|a_n - a_{2n}\| < \varepsilon. \quad (16.48)$$

При этом за оценку параметра a принимают последнее значение последовательности (16.46):

$$\tilde{a} \approx a_N, \quad (16.49)$$

найденное при максимальном индексе

$$N = n + p = 2n. \quad (16.50)$$

Как правило, используется асимптотически несмещенная оценка, находящаяся непосредственно по определению параметра, например, для дисперсии:

$$\tilde{\sigma}^2 = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (y_i - m)^2 \quad \text{вместо} \quad \tilde{\sigma}^2 = \frac{1}{N-1} \sum_{i=1}^N (y_i - m)^2.$$

Границы доверительного интервала параметра a определяются по множеству реализаций последовательности a_0, \dots, a_n, \dots с учетом заданной доверительной вероятности β .

16.10. Адекватность статистической модели метода Монте-Карло

Адекватность выбранной модели устанавливается на основе статистической проверки гипотез о равенстве параметров a_1 и a_2 двух выборок, одна из которых представляет собой результаты расчета ММК, являющиеся по существу данными машинного эксперимента, другая — результаты физического эксперимента.

В простейшем случае, при выходном одномерном векторе Y проверяются гипотезы равенства дисперсий σ_1^2 и σ_2^2 и математических ожиданий m_1 и m_2 при альтернативных гипотезах их неравенства [489].

Гипотеза о равенстве дисперсий с коэффициентом значимости ε проверяется на основе неравенства

$$V_{1-\varepsilon/2}^2(f_1, f_2) < \frac{\tilde{\sigma}_1^2}{\tilde{\sigma}_2^2} < V_{\varepsilon/2}^2(f_1, f_2), \quad (16.51)$$

где $V^2(f_1, f_2)$ — распределение Фишера со степенями свободы $f_1=N_1-1$ и $f_2=N_2-1$.

Гипотеза о равенстве математических ожиданий проверяется неравенством

$$|\tilde{m}_1 - \tilde{m}_2| < \tilde{\sigma}_{\text{об}} \sqrt{N_1^{-1} + N_2^{-1}} \cdot t_{1-\varepsilon/2}, \quad (16.52)$$

где t — распределение Стьюдента со степенью свободы $f=N-1$; $\tilde{\sigma}_{\text{об}}$ — обобщенная оценка средних квадратичных отклонений, определяемая из равенства

$$\tilde{\sigma}_{\text{об}} = \frac{\tilde{\sigma}_1^2 f_1 + \tilde{\sigma}_2^2 f_2}{f_1 + f_2}. \quad (16.53)$$

Проверка гипотезы об эквивалентности многомерных нормальных распределений является более сложной задачей и рассмотрена в [492]. В случае произвольных распределений сложность задачи значительно возрастает и она решается на основе статистической проверки неравенства

$$\|\tilde{a}_1 - \tilde{a}_2\| < \varepsilon \quad (16.54)$$

с заданной доверительной вероятностью $1-\beta$ или при помощи критериев непараметрической статистики [493].

16.11. Обработка экспериментального материала методом наименьших квадратов

Любой объект, исследуемый методами физического или машинного эксперимента, в силу своей статистической природы является индетерминированным и результат его конкретной реализации предсказуем лишь в статистическом аспекте, то есть в определенной области с определенной вероятностью. На результаты физического эксперимента, кроме того, влияют шумы, связанные с воздействием внешних факторов. В результате сказанного, например, при снятии экспериментальной зависимости вместо ожидаемой «гладкой» поверхности можно получить бугристую. Для ее выпрямления полученный экспериментальный материал должен быть обработан. Рассмотрим основные варианты решения данной задачи.

16.11.1. Сглаживание одномерной кривой

Если искомая зависимость Y является функцией одного аргумента X , то она приближенно может быть представлена функцией

$$z = f(a_1, a_2, \dots, a_m, X) \quad (16.55)$$

с неопределенными коэффициентами a_1, \dots, a_m . Максимальная достоверность информации достигается в том случае, когда коэффициенты a_1, \dots, a_m подобраны таким образом, что минимизируется сумма квадратов расстояний между искомой кривой и экспериментально полученными точками [439]:

$$S = \sum_{i=1}^n k_i (Z_i - Y_i)^2 = \sum_{i=1}^n k_i [f(a_1, a_2, \dots, a_m, X_i) - Y_i]^2, \quad (16.56)$$

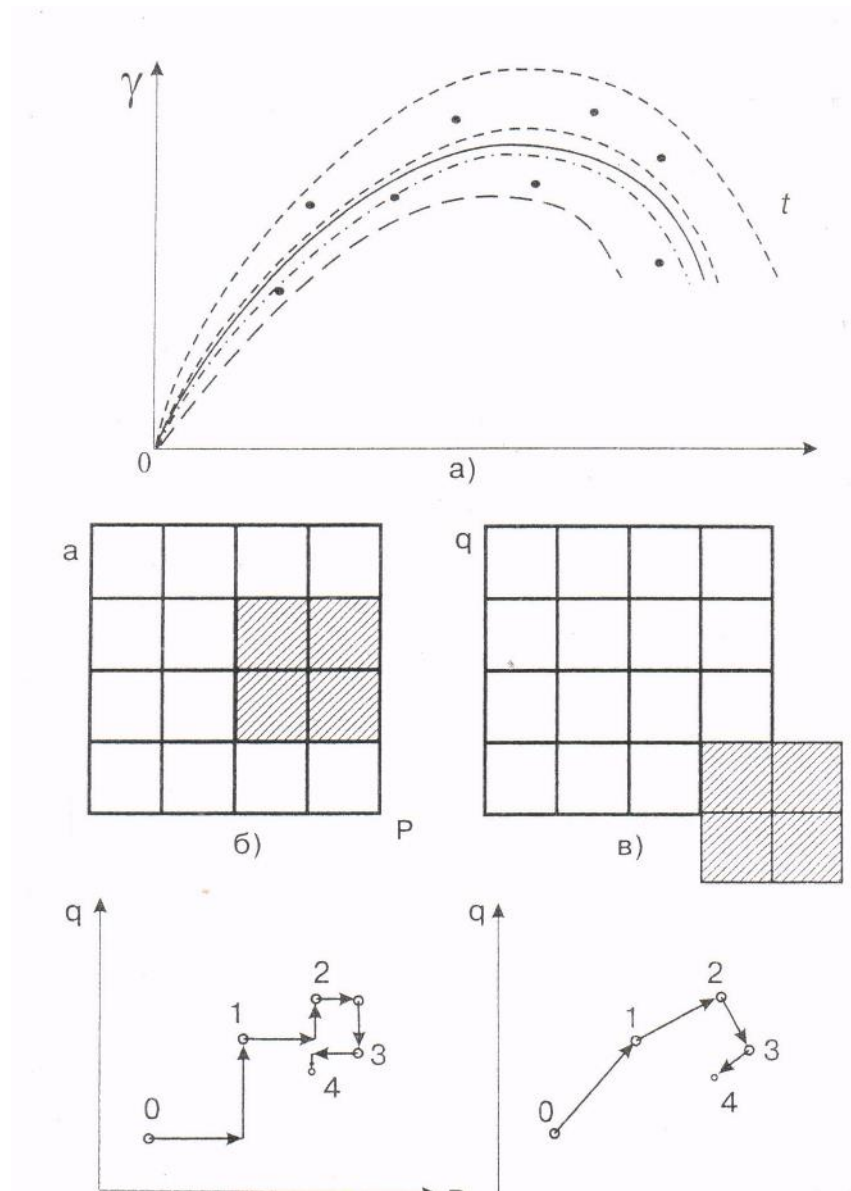


Рис. 16.2. Использование метода наименьших квадратов для сглаживания зависимости удельного привеса от времени:

а — сглаживание зависимости: точками обозначены экспериментальные точки, прямой линией — сглаженная кривая, штриховой — зона разброса, штрих-пунктирной линией — коридор ошибок, б, в — приближенное решение методом сходящихся интервалов при интер- и экстраполяции зоны; г — то же градиентным методом

$$Y_0^{(p)} = a_1 \frac{d^p f_1}{dx^p}(X_0) + a_2 \frac{d^p f_2}{dx^p}(X_0) + \dots + a_m \frac{d^p f_m}{dx^p}(X_0), \quad (16.62)$$

где $Y_0^{(p)}$ — фиксированное значение p производной при заданном значении аргумента X_0 ; для значений функции формально полагаем порядок производной $p=0$.

Известны также межпараметрические связи, заданные: теоретически уравнением $\phi(a_1, \dots, a_m) = 0$ и интегралом $\int_a^b (a_1, \dots, a_m) = F$ на интервале эксперимента [494].

Случай прохождения кривой через фиксированную точку довольно часто встречается на практике. Так, из физических соображений ясно, что функция зависимости переноса материала от времени легирования должна пройти через начало координат.

В некоторых случаях аппроксимирующая функция (16.55) не является сепарабельной, но может быть сведена к таковой (16.58) соответствующим преобразованием. Так, показательная функция

$$Z = aX^b, \quad (16.63)$$

встречающаяся при исследовании зависимости привеса детали от частоты электроискрового легирования с учетом интегрального эффекта [126] при расчете потерь в стали магнитопровода вибратора [302] и в ряде других случаев, легко сводится к сепарабельной (16.58) при помощи логарифмического преобразования

$$\ln Z = \ln a + b \ln X. \quad (16.64)$$

Однако возможны случаи, когда найти такое преобразование не удастся. Для примера рассмотрим функцию увеличения привеса от времени легирования [13] (рис. 16.2, а). В качестве исходной выберем проходящую через начало координат параболу

$$Y = aX + bX^2. \quad (16.65)$$

Для лучшей согласованности деформируем оси координат, введя нелинейные масштабы

$$X = t^p; Y = \gamma^q. \quad (16.66)$$

Подставляя (16.66) в (16.65), найдем четырехпараметрическую функцию, описывающую зависимость удельного привеса γ от времени легирования t :

$$\gamma^q = at^p + bt^{2p}, \quad (16.67)$$

которая не сводится к сепарабельному виду (16.58) в пространстве четырех неопределенных коэффициентов: a , b , p , q . Однако при фиксированных значениях параметров p и q функция (16.67) сводится к локально сепарабельной (16.65).

Согласно методу наименьших квадратов оптимальными значениями параметров a , b , p , q являются такие, которые минимизируют функцию (16.56), принимающую в данном случае вид

$$S = \sum_{i=1}^n \left[\left(at_i^p + bt_i^{2p} \right)^{1/q} - \beta_i \right]^2, \quad (16.68)$$

где β_i — экспериментальные значения привесов в моменты времени t_i . Алгоритм нахождения значений коэффициентов a , b , p , q является гибридом точных и приближенных методов. Точными методами решается выбор параметров a , b локально сепарабельной задачи (16.65), приближенными — выбор параметров p , q глобальной задачи (16.67). Решение локально сепарабельной задачи (16.65) сводится к построению и решению линейной системы (16.60). Глобальная задача (16.67) может быть решена методами последовательного сужения области допустимых значений p , q или градиентным.

В первом случае задается область предполагаемых значений параметров p , q ($p_0 \leq p \leq p_4$; $q_0 \leq q \leq q_4$). В этой области строится сетка, состоящая из 25 пар значений параметров p_i , q_j , взятых с равномерными шагами $\Delta p = (p_4 - p_0)/4$; $\Delta q = (q_4 - q_0)/4$ (рис. 16.2, б). В каждой вершине, соответствующей паре выбранных значений p_i , q_j , решается локально сепарабельная задача (16.65) и находится сумма квадратов (16.68). По данным расчета последних находится точка с минимальным значением суммы.

Вокруг нее строится область уменьшенных размеров, состоящая из 9 исходных точек (на рис. 16.2, б заштрихована), в которой каждая ячейка дробится на две части и описанный процесс оптимизации повторяется. В разработанной нами программе

предусмотрен случай экстраполяции новой области за границы исходной, когда минимальное значение суммы лежит на ее границе (рис. 16.2, в).

Обычно итерационный процесс длится не более 8—12 шагов, так что решать линейную систему (16.60) приходится не более 200—300 раз. Современная ЭВМ справляется с этой задачей за считанные секунды. Для сравнения можно сказать, что задача с четырьмя параметрами, находимыми приближенным методом, и шестью — из локально сепарабельной задачи решалась не более получаса.

Упрощенный вариант описанного метода использовался нами для нахождения коэффициентов μ , C зависимости силы контактного давления от деформации (см. формулу (12.31)).

Другим приближенным методом решения данной задачи является [494] ступенчатый, при котором минимум квадратов (16.68) на каждом шаге ищется за два последовательных приближения отдельно по координатам p и q и градиентный, при котором в произвольно взятой точке p_0, q_0 определяется градиент суммы квадратов (16.68), в направлении которого делается шаг, приводящий в точку p_1, q_1 (рис. 16.2, д). Далее процесс повторяется вплоть до решения задачи с заданной точностью. При высокой размерности задачи градиентный метод обеспечивает большую скорость ее решения относительно предыдущего, однако обладает меньшей числовой устойчивостью.

16.11.2. Сглаживание функции двух переменных

Решается задача сглаживания экспериментальных данных методом наименьших квадратов при помощи квадратичного полинома двух переменных и сводимых к ним функций [321]. Задача решается в два этапа: сведение исходной функции к квадратичному полиному двух переменных и сглаживание полученным полиномом экспериментальных данных методом наименьших квадратов. Рассмотрим их по отдельности.

Назначение первого этапа — сведение исходной функции двух переменных из заданного вида к квадратичному полиному и преобразование полученных в результате сглаживания им коэффициентов к исходной функции.

Сказанное поясним на примере функции

$$z = a_1 x^{a_2} y^{a_3}, \quad (16.69)$$

нелинейной относительно коэффициентов аппроксимации a_1, a_2, a_3 .

Функция используется при исследовании зависимости переноса материала γ от энергетических факторов электроискрового легирования: емкости конденсатора C и напряжения его зарядки U ; амплитуды I и длительности τ импульса эродирующего тока [126] и др.

Для линеаризации функции (16.69) относительно коэффициентов аппроксимации применим логарифмическое преобразование

$$\ln z = \ln a_1 + a_2 \ln x + a_3 \ln y, \quad (16.70)$$

производя в котором замену

$$w = \ln z, \quad (16.71a)$$

$$u = \ln x, \quad (16.71б)$$

$$v = \ln y, \quad (16.71в)$$

$$b_1 = \ln a_1, \quad (16.71г)$$

$$b_2 = a_2, \quad (16.71д)$$

$$b_3 = a_3, \quad (16.71e)$$

получим линейную относительно b_1, b_2, b_3 функцию

$$w = b_1 + b_2 u + b_3 v, \quad (16.72)$$

являющуюся частным видом квадратичного полинома двух переменных u и v .

Для приведения полученных коэффициентов b_1, b_2, b_3 к исходным a_1, a_2, a_3 и нахождения сглаженных значений функции (16.69) применим обратное (16.71) преобразование

$$z = \exp(w), \quad (16.73a)$$

$$a_1 = \exp(b_1), \quad (16.73б)$$

$$a_2 = b_2, \quad (16.73в)$$

$$a_3 = b_3. \quad (16.73г)$$

При обработке экспериментальных данных преобразования (16.71, а — в) и (16.73 а) выполняются для каждого из опытов, преобразования (16.73, б — г) — только для всего эксперимента в целом.

Назначение второго этапа — сглаживание методом наименьших квадратов результатов физического и машинного экспериментов при помощи квадратичного полинома

$$z = a_1 + a_2 x + a_3 y + a_4 xy + a_5 x^2 + a_6 y^2. \quad (16.74)$$

Согласно методу наименьших квадратов лучшим сглаживанием для объема выборки n является такое, при котором обеспечивается минимум функции [372].

$$S = \sum_{i=1}^n \left[z_i - (a_1 + a_2 x_i + a_3 y_i + a_4 x_i y_i + a_5 x_i^2 + a_6 y_i^2) \right]^2, \quad (16.75)$$

Продифференцировав (16.75) по коэффициентам a_j ; при $j = 1, \dots, 6$ и приравняв производные dS/da_j нулю, получим систему линейных уравнений [321]

$$\begin{aligned} a_1 n + a_2 \sum_{i=1}^n x_i + a_3 \sum_{i=1}^n y_i + a_4 \sum_{i=1}^n x_i y_i + a_5 \sum_{i=1}^n x_i^2 + a_6 \sum_{i=1}^n y_i^2 &= \sum_{i=1}^n z_i, \\ a_1 \sum_{i=1}^n x_i + a_2 \sum_{i=1}^n x_i^2 + a_3 \sum_{i=1}^n x_i y_i + a_4 \sum_{i=1}^n x_i^2 y_i + a_5 \sum_{i=1}^n x_i^3 + a_6 \sum_{i=1}^n x_i y_i &= \sum_{i=1}^n x_i z_i, \\ a_1 \sum_{i=1}^n y_i + a_2 \sum_{i=1}^n x_i y_i + a_3 \sum_{i=1}^n y_i^2 + a_4 \sum_{i=1}^n x_i y_i^2 + a_5 \sum_{i=1}^n x_i^2 y_i + a_6 \sum_{i=1}^n y_i^3 &= \sum_{i=1}^n y_i z_i, \\ a_1 \sum_{i=1}^n x_i y_i + a_2 \sum_{i=1}^n x_i^2 y_i + a_3 \sum_{i=1}^n x_i y_i^2 + a_4 \sum_{i=1}^n x_i^2 y_i^2 + a_5 \sum_{i=1}^n x_i^3 y_i + a_6 \sum_{i=1}^n x_i y_i^3 &= \sum_{i=1}^n x_i y_i z_i, \\ a_1 \sum_{i=1}^n x_i^2 + a_2 \sum_{i=1}^n x_i^3 + a_3 \sum_{i=1}^n x_i^2 y_i + a_4 \sum_{i=1}^n x_i^3 y_i + a_5 \sum_{i=1}^n x_i^4 + a_6 \sum_{i=1}^n x_i^2 y_i^2 &= \sum_{i=1}^n x_i^2 z_i, \\ a_1 \sum_{i=1}^n y_i^2 + a_2 \sum_{i=1}^n x_i y_i^3 + a_3 \sum_{i=1}^n y_i^3 + a_4 \sum_{i=1}^n x_i y_i^3 + a_5 \sum_{i=1}^n x_i^2 y_i^2 + a_6 \sum_{i=1}^n y_i^4 &= \sum_{i=1}^n y_i^2 z_i \end{aligned} \quad (16.76)$$

или в матричной форме

$$[S]\{A\} = \{C\} \quad (16.77)$$

решая которую находим коэффициенты аппроксимации a_1, \dots, a_6 .

В случае использования укороченного полинома (16.74) система уравнений более низкого порядка дополняется до системы 6-го порядка путем преобразования

$$\begin{aligned} S_{ii} &= 1, \\ S_{ij} = S_{ji} &= 0 \quad \text{при } i \neq j, \end{aligned} \quad (16.78)$$

$$C_i = 0,$$

где i — индекс априорно заданного нулевого коэффициента аппроксимации $a_i = 0$.

16.11.3. Расширение задачи сглаживания функции двух переменных на случай комплексных чисел

Рассмотрим расширение задачи для случая комплексной сепарабельной функции r переменных:

$$z = a_1 f^1 + \dots + a_m f^m, \quad (16.79)$$

где $f^k = f^k(x_1, \dots, x_r)$, $r \leq m$, верхний индекс означает номер функции f^k .

Заменим сумму квадратов разностей (15.75) суммой квадратов модулей их разностей

$$S = \sum_{i=1}^n (z_i - a_1 f_i^1 - \dots - a_m f_i^m) (\bar{z}_i - \bar{a}_1 \bar{f}_i^1 - \dots - \bar{a}_m \bar{f}_i^m) \quad (16.80)$$

Обозначив $a_k = \alpha_k + j\beta_k$ при $k = 1, \dots, m$, продифференцируем (16.80) последовательно по α_k и β_k , приравняем производные нулю

$$\frac{\partial S}{\partial \alpha_k} = -2 \operatorname{Re} \sum_{i=1}^n (z_i - a_1 f_i^1 - \dots - a_m f_i^m) \bar{f}_i^k, \quad (16.81)$$

$$\frac{\partial S}{\partial \beta_k} = 2 \operatorname{Im} \sum_{i=1}^n (z_i - a_1 f_i^1 - \dots - a_m f_i^m) \bar{f}_i^k. \quad (16.82)$$

Объединяя уравнения (16.81) и (16.82) в одно комплексное, получаем

$$a_1 \sum_{i=1}^n f_i^1 \bar{f}_i^k + \dots + a_m \sum_{i=1}^n f_i^m \bar{f}_i^k = \sum_{i=1}^n z_i \bar{f}_i^k \quad \text{при } k=1, \dots, m. \quad (16.83)$$

В частности, для действительных чисел уравнение (16.83) приобретает вид

$$a_1 \sum_{i=1}^n f_i^1 f_i^k + \dots + a_m \sum_{i=1}^n f_i^m f_i^k = \sum_{i=1}^n z_i f_i^k \quad \text{при } k=1, \dots, m. \quad (16.84)$$

Из сравнения двух последних уравнений следует простое правило — для обобщения результатов, полученных для действительных функций типа (16.79), на случай комплексных чисел, в суммах выражения (16.84) необходимо и достаточно заменить вторые сомножители f_i^k на \bar{f}_i^k , где k — номер уравнения.

Естественно, что это правило справедливо и для случая функции одного комплексного переменного.

При этом, как нетрудно заметить, сравнивая выражения (16.83) для различных k , матрица комплексной системы получается эрмитовой, что является естественным обобщением симметричной матрицы для действительных чисел [321].

Применяя полученное правило для системы уравнений (16.76), преобразуем ее к полю комплексных чисел

$$\begin{aligned}
a_1 n + a_2 \sum_{i=1}^n x_i + a_3 \sum_{i=1}^n y_i + a_4 \sum_{i=1}^n x_i y_i + a_5 \sum_{i=1}^n x_i^2 + a_6 \sum_{i=1}^n y_i^2 &= \sum_{i=1}^n z_i, \\
a_1 \sum_{i=1}^n \bar{x}_i + a_2 \sum_{i=1}^n x_i \bar{x}_i + a_3 \sum_{i=1}^n y_i \bar{x}_i + a_4 \sum_{i=1}^n x_i y_i \bar{x}_i + a_5 \sum_{i=1}^n x_i^2 \bar{x}_i + a_6 \sum_{i=1}^n y_i^2 \bar{x}_i &= \sum_{i=1}^n z_i \bar{x}_i, \\
a_1 \sum_{i=1}^n \bar{y}_i + a_2 \sum_{i=1}^n x_i \bar{y}_i + a_3 \sum_{i=1}^n y_i \bar{y}_i + a_4 \sum_{i=1}^n x_i y_i \bar{y}_i + a_5 \sum_{i=1}^n x_i^2 \bar{y}_i + a_6 \sum_{i=1}^n y_i^2 \bar{y}_i &= \sum_{i=1}^n z_i \bar{y}_i, \\
a_1 \sum_{i=1}^n \bar{x}_i \bar{y}_i + a_2 \sum_{i=1}^n x_i \bar{x}_i \bar{y}_i + a_3 \sum_{i=1}^n y_i \bar{x}_i \bar{y}_i + a_4 \sum_{i=1}^n x_i y_i \bar{x}_i \bar{y}_i + a_5 \sum_{i=1}^n x_i^2 \bar{x}_i \bar{y}_i + a_6 \sum_{i=1}^n y_i^2 \bar{x}_i \bar{y}_i &= \sum_{i=1}^n z_i \bar{x}_i \bar{y}_i, \\
a_1 \sum_{i=1}^n \bar{x}_i^2 + a_2 \sum_{i=1}^n x_i \bar{x}_i^2 + a_3 \sum_{i=1}^n y_i \bar{x}_i^2 + a_4 \sum_{i=1}^n x_i y_i \bar{x}_i^2 + a_5 \sum_{i=1}^n x_i^2 \bar{x}_i^2 + a_6 \sum_{i=1}^n y_i^2 \bar{x}_i^2 &= \sum_{i=1}^n z_i \bar{x}_i^2, \\
a_1 \sum_{i=1}^n \bar{y}_i^2 + a_2 \sum_{i=1}^n x_i \bar{y}_i^2 + a_3 \sum_{i=1}^n y_i \bar{y}_i^2 + a_4 \sum_{i=1}^n x_i y_i \bar{y}_i^2 + a_5 \sum_{i=1}^n x_i^2 \bar{y}_i^2 + a_6 \sum_{i=1}^n y_i^2 \bar{y}_i^2 &= \sum_{i=1}^n z_i \bar{y}_i^2.
\end{aligned} \tag{16.85}$$

Формулы (16.69)—(16.73) сведения исходной функции к квадратичному полиному двух переменных полностью совпадают для случаев действительных и комплексных чисел.

16.11.4. Использование метода наименьших квадратов для расчета зоны неопределенности и коридора ошибок

Нетрудно заметить, что сумма квадратов (16.56), (16.68) пропорциональна глобальной дисперсии сглаживаемой функции y

$$D = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (z_i - y_i)^2 = \frac{S}{n}, \tag{16.86}$$

определяемой на всем интервале исследуемого аргумента $x_1 \leq x \leq x_n$. Ее значение не является постоянным для всего исследуемого интервала и на отдельных подынтервалах может меняться, принимая для подынтервала $x_p \leq x \leq x_q$ ($x_1 \leq x_p$; $x_q \leq x_n$) значение

$$D_{pq} = \frac{1}{q-p} \sum_{i=p}^q (z_i - y_i)^2. \tag{16.87}$$

Таким образом, разбивая заданный интервал на ряд подынтервалов, можно для каждого из них найти локальную дисперсию (16.87). Естественно, что такой путь требует значительно большего

объема статистического материала, чем рассмотренное выше (п. 14.11.1) нахождение сглаженной зависимости (16.55). Для его уменьшения воспользуемся методом налагающихся интервалов и хотя в этом случае значения дисперсий на пересекающихся интервалах коррелированы между собой, суммарный объем экспериментального материала может быть уменьшен по сравнению с использованием непересекающихся интервалов.

По полученным данным расчета значений дисперсий на отдельных подынтервалах (налагающихся или непересекающихся) строим функцию $D(x)$ зависимости дисперсии от значений аргумента x на исследуемом интервале $x_1 \leq x \leq x_n$. Поскольку дисперсия $D(x)$ функции $y(x)$ меняется значительно медленнее, чем сама функция в качестве аппроксимирующей функции $D(x)$, выберем полином (16.59) невысокого порядка (I или II):

$$D(x) = d_0 + d_1 x + d_2 x^2. \tag{16.88}$$

Значение коэффициентов d_0, d_1, d_2 найдем описанными выше (см. п. 16.1) методами. Зная дисперсию $D(x)$, легко найти среднеквадратичное отклонение

$$\sigma(x) = \sqrt{D(x)}, \quad (16.89)$$

верхнюю $y_B(x)$ и нижнюю $y_H(x)$ границы зоны неопределенности значений функции $y(x)$ (рис. 16.2, а):

$$y_{B,H}(x) = y(x) \pm k\sigma(x), \quad (16.90)$$

где k — коэффициент, зависящий от вероятности p попадания в эту зону. Обычно выбирают $k = 3$ (правило 3σ), которому соответствует вероятность $p = 95\%$. По формуле (16.90) вычисляется и коридор ошибок аппроксимации математического ожидания зависимости $y(x)$:

$$y'(x), y''(x) = y(x) \pm t(\varepsilon, n_i)\sigma(x). \quad (16.91)$$

Однако в данном случае вместо коэффициента k берется двухпараметрическое распределение Стьюдента (t - распределение), параметрами которого является уровень значимости ε (или доверительная вероятность $(\beta = 1 - \varepsilon)$) и объем выборки текущего подынтервала n_i [489].

Принципиальное различие формул (16.90), (16.91) заключается в том, что в первой из них коэффициент k является константой, во второй — распределение Стьюдента — величина переменная, уменьшающаяся с увеличением коэффициента значимости ε и объема выборки n_i . Объясняется это тем, что первая из формул характеризует зону неопределенности, куда могут попасть значения экспериментального материала в силу разброса его данных, а вторая — указы

вает на точность нахождения аппроксимирующей функции (16.55), (16.59) (рис. 16.2, а).

Вопрос нахождения коридора ошибок дисперсии решается с помощью распределения Пирсона (χ^2 - распределения). Верхняя D' и нижняя D'' границы данного коридора соответственно равна [418]:

$$D' = \frac{f\tilde{D}}{\chi_{1-\varepsilon/2, n_i-1}^2}, \quad (16.92)$$

$$D'' = \frac{f\tilde{D}}{\chi_{\varepsilon/2, n_i-1}^2}, \quad (16.93)$$

где $\chi_{1-\varepsilon/2, n_i-1}^2$; $\chi_{\varepsilon/2, n_i-1}^2$ — распределение Пирсона, соответствующее доверительной вероятности $\beta=1-\varepsilon$ и степени свободы $f=n_i-1$. Однако в отличие от определения коридора ошибок математического ожидания функции $y(x)$ этот вопрос менее интересен.

Сказанное относится непосредственно к нормальному распределению функции $y(x)$, если же она имеет другое распределение, то к функционально связанной с ней случайной нормально распределенной функцией $z(x)$. В случае часто упоминавшегося выше логнормального распределения переход от одной функции к другой осуществляется простым логарифмированием

$$z(x) = \ln y(x). \quad (16.94)$$

В общем случае преобразование может носить более сложный характер [439].

16.12. Вывод графической информации и другие вопросы

При обработке экспериментальной информации на ЭВМ ее представление для наглядности часто проводится на дисплей или принтер в графическом виде. В программах часто проводится на дисплей или принтер в графическом виде. В программах написанных на логарифмическом языке ФОРТАН, с этой целью чаще всего используется пакет прикладных программ ГРАФОР [496]. При использовании системы EXCEL программирование производится на встроенном в нее языке Visual Basic, включающем пакет построения графиков [497].

Несмотря на широкий спектр задач, представленных в данных пакетах, часть вопросов графического вывода информации опущена или недостаточно проработана.

Нами было разработано дополнение к пакетам [494], включающее ряд дополнительных процедур: аппроксимация результатов эксперимента МНК функциями специальных видов с использованием уравнений межпараметрической связи; автоматизации выбора масштабов графиков функций типа $Y = f(X)$; разделения близко лежащих графиков функций $Y = f_1(X)$ и $Y = f_2(X)$; отбраковки статистически недостоверных данных.

Оформление программ производится согласно рекомендациям, данных в [498] с примером.

Они использовались нами при исследовании зависимости переноса материала γ от энергетических факторов электроискрового легирования: емкости конденсатора C и напряжения его зарядки U ; амплитуды I и длительности импульса τ эродировующего тока [436]; оптимизации тиристорного стабилизатора действующего напряжения [449]; амплитудной безразборной балансировке роторов 500 и др.

Вопросы оценки погрешностей измерения подробно изложены в [501] и поэтому в настоящей работе нами не рассматриваются.

Конструкции шунтов для измерения тока разрядного контура, обладающие минимальной погрешностью искажения измеряемой величины прибором, приведены в [502].

ПРИЛОЖЕНИЕ

О стандартизации графических обозначений в электрических схемах искровых установок

Отсутствие стандартизованных обозначений электроискровых элементов электрических схем в нормативных документах вызывает разнобой в самодельных обозначениях и затрудняет чтение схем и взаимопонимание специалистов. В свое время был поставлен вопрос о их стандартизации [124], однако до сих пор в этом направлении не было сделано существенных сдвигов. Кроме того, за истекшее время появились и схемные элементы, что также подчеркивает актуальность этого вопроса. Нами предлагается расширенный список искровых элементов (рис. П1, 1-12), использованный в настоящей книге.

Кроме того, хотелось бы поделиться опытом и порекомендовать к использованию различную штриховку полупроводниковых вентиляей для обозначения одновременно проводящих приборов (рис. П1, 13-16), что значительно облегчает чтение схем.

Наконец необходимо поставить вопрос об упорядочении и магнитных с разветвленными потоками. В частности в трансформаторах с повышенным рассеянием, особенно многообмоточных, неплохо было бы печатать обмотки, обладающие повышенным рассеянием, например дополнительной тонкой линией, расположенной по обратную от основного магнитопровода сторону (рис. П1, 17).

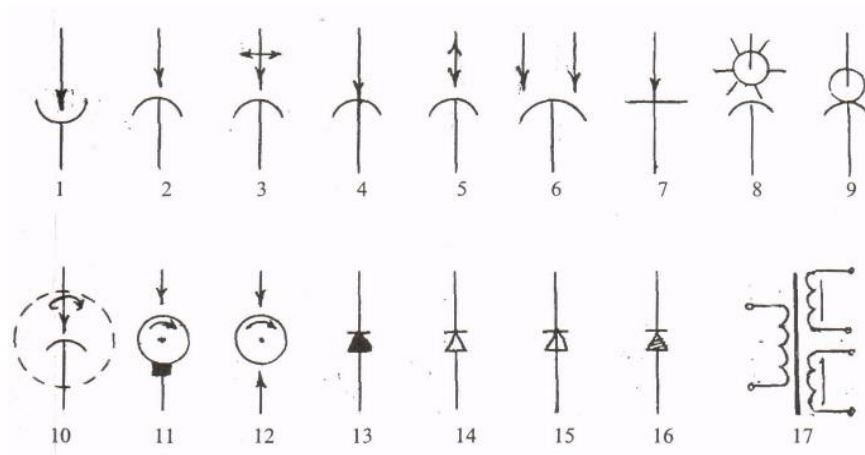


Рис. П.1. Рекомендуемые условные обозначения:

1 – размерная электроискровая обработка; 2, 3 – электроискровое легирование вибрирующими электродами: 2 – при подходе электрода, 3 – то же двухкоординатным вибратором; 4 – при отходе электрода, 5 – при подходе и отходе электрода, 6 – двумя гальванически развязанными электродами; 7 – безвибрационное легирование; 8, 9 – легирование диском «вертушкой» и дисковым электродом; 10 – легирование вибрирующим вращающимся вокруг оси электродом в вакууме или среде защитного газа; 11, 12 – балансировка: 11 – одним электродом со щеточным токоподводом, 12 – двумя электродами; 13 – 16 – различная штриховка полупроводниковых вентиляей; 17 – трансформатор с двумя вторичными обмотками с повышенным рассеянием

ЛИТЕРАТУРА

1. *Намитокос К.К.* Электроэрозионные явления. М.: Энергия, 1978.
2. *Намитокос К.К., Пахомов П.Л., Харин С.Н.* Математическое моделирование процессов в газоразрядной плазме. Алма-Ата: Наука, 1988. С. 44—45.
3. *Намитокос К.К.* К вопросу о возникновении и развитии низковольтных разрядов // Электроискровая обработка металлов. М.: Изд-во АН СССР, 1963. С. 44—55.
4. *Таев И.С., Кузнецов В.Н.* Пробивные напряжения микропромежутков в воздухе // Электротехника. 1975. № 7. С. 54—56.
5. *Лазаренко Б.Р., Лазаренко Н.И.* Электроискровая обработка токопроводящих материалов. Вып. 1. М.: Изд-во АН СССР, 1959.
6. *Самсонов Г.В., Верхотуров А.Д., Бовкун Г.А., Сычев В.С.* Электроискровое легирование металлических поверхностей. Киев: Наукова думка, 1976.
7. *Сафронов И.И., Фурсов С.П.* Влияние некоторых технологических факторов на перенос материала электрода при электроискровом легировании в воздушной среде // Матер. докл. П науч.-техн. конф. Кишинев: КПИ, 1966. С. 298—299.
8. *Сафронов И.И., Струк Л.И., Морозов В.А.* Влияние тугоплавких соединений переходных металлов с неметаллическими компонентами на усталостную прочность образцов, легированных электроискровым способом // Электронная обработка материалов. 1967. № 1. С. 59—63.
9. *Сафронов И.И., Келоглу Ю.П.* О природе и механизме образования слоя, нанесенного электроискровым способом // Изв. АН МССР: Сер. физ.-техн. и мат. наук. 1966. № 8. С. 14—21.
10. *Сафронов И.И.* Исследования возможностей применения карбидных и боридных соединений титана, ниобия, циркония и хрома в качестве электродов для электроискрового легирования: Автореф. дис.... канд. техн. наук. Киев: Ин-т проблем материаловедения АН УССР, 1968.
11. *Сафронов И.И., Фурсов С.П., Парамонов А.М., Добында И.В.* Исследование электрических разрядов в газах и жидкостях с целью создания новых технологических процессов обработки материалов // Отчет ИПФ АН МССР. № 77075429. 1980. Т.1.
12. *Сафронов И.И.* К вопросу о разрушении материала при электроискровом легировании // Изв. АН МССР: Сер. физ.-техн. и мат. наук. 1968. № 2. С. 71—75.
13. *Гитлевич А.Е., Михайлов В.В., Парканский Н.Я., Ревуцкий В.М.* Электроискровое легирование металлических поверхностей. Кишинев: Штиинца, 1985.
14. *Сафронов И.И.* Исследование твердости и износостойкости поверхностного слоя после электроискрового легирования карбидами и боридами // Изв. АН МССР: Сер. физ.-техн. и мат. наук. 1966. № 8. С. 35—38.
15. *Сафронов И.И.* Определение рационального количества бора для легирования // Информ. листок. Кишинев, 1990. № 98.
16. *Сафронов И.И., Келоглу Ю.П.* Исследование химического состава поверхностных слоев после электроискрового легирования электродами из тугоплавких соединений переходных металлов // Матер. докл. П науч.-техн. конф. КПИ им. С. Лазо. 1986. С. 149—150.
17. *Сафронов И.И., Широтский Ф.Н.* Эффективность новых материалов // Колхозно-совхозное производство Молдавии. 1964. № 5. С. 17—19.

18. Сафронов И.И., Ермилов В.П., Хозин Ю.Л. Принцип формирования порошковых смесей с высокими прочностными свойствами для электроискрового легирования // Матер. докл. XIV Междунар. конф. по прочности и пластичности материалов. Самара, 1995.
19. Сафронов И.И. Принцип формирования и достижения предельных структурных состояний в металлопокрытиях // Там же. Самара, 1995.
20. Сафронов И.И., Дерид О.П. Исследование влияния термической обработки и электрических параметров электроискрового упрочнения на глубину легированного слоя // Матер. докл. V науч.-техн. конф. Кишинев, 1967. С. 275—276.
21. Сафронов И.И., Струк Л.И., Морозов В.А. Исследование влияния некоторых тугоплавких соединений переходных металлов на ударную вязкость образцов, легированных электроискровым способом // Электронная обработка материалов. 1966. № 4. С. 80—83.
22. Петров Ю.Н., Сафронов И.И., Фурсов С.П. Руководство по электроискровому легированию. Кишинев: РИО АН МССР, 1967.
23. Сафронов И.И., Загрядский И.З., Наний Е.П. Исследование поверхностных и контактных сопротивлений после электроискрового легирования // Матер. докл. III науч.-техн. конф. Кишинев: КПИ, 1967.
24. Лазаренко Н.И., Разумов В.П. Механизация процесса электроискрового легирования металлических поверхностей // Электронная обработка материалов. 1975. № 2. С. 27—29.
25. Лазаренко Б.Р., Лазаренко Н.И. Физика искрового способа обработки материалов. М.: ГЭИ, 1946.
26. Лазаренко Б.Р., Лазаренко Н.И. Электроискровая обработка металлов. М.; Л.: ГЭИ, 1950.
27. Лазаренко Б.Р., Лазаренко Н.И. Современный уровень развития электроискровой обработки металлов и некоторые научные проблемы в этой области // Электроискровая обработка металлов. Вып. 1. М.: Изд-во АН СССР. 1957. С. 9—37.
28. Золотых Б.Н. Физические основы электроискровой обработки металлов // Тез. докл. (I совещание по электроискровой обработке материалов и III совещание по физическим основам электроискровой обработки металлов). М.: Гостеориздат, 1961. С. 5—8.
29. Золотых Б.Н. Основные вопросы качественной теории электроискровой обработки в жидкой среде // Проблемы электроискровой обработки материалов. М.: Изд-во АН СССР, 1962. С. 5—43.
30. Золотых Б.Н. К вопросу о механизме электрической эрозии металлов в жидкой среде // Техническая физика. 1959. Т. 29. № 12. С. 1484—1486.
31. Некрашевич И.Г., Бакуто И.А. К вопросу о современном состоянии теоретических представлений об электрической эрозии металлов // Электроискровая обработка металлов. М.: Изд-во АН СССР, 1963. С. 23—29.
32. Некрашевич И.Г., Бакуто И.А. Зависимость эрозионного эффекта от местоположения начала разряда // Электронная обработка материалов. 1965. № 1. С. 16—19.
33. Williams E.M. Theory of Electrospark Machining // Electric Engineering. 1952. III. V. 71. N 3. P. 252—260.
34. Спиридонов А.А. К вопросу о легировании поверхностного слоя при электроискровой обработке сталей // Тр. Уральск. политехн. ин-та им. С.М. Кирова. 1975. Т. 50.
35. Sobra K., Zitka V.H. Cus Fys. 1953. N 3. P. 172—178.
36. Лебедев С.В. О механизме обработки материалов электроискровым способом // Изв. АН СССР: Физ.-мат. и техн. науки. 1950. Т. 3. № 1. С. 33—49.

37. *Зингерман А.С.* Роль тепла Джоуля—Ленца в электрической эрозии металлов // ЖТФ. 1955. № 11. С. 1931—1943.
38. *Мандельштам С.П., Райский С.М.* О механизме электрической эрозии металлов // Изв. АН СССР: Сер. физ. 1949. Т. 13. № 5. С. 549—565.
39. *Золотых Б.Н.* О некоторых закономерностях электрической эрозии металлов: Автореф. дис.... канд. техн. наук. М., 1947.
40. *Лазаренко Б.Р., Городецкий Д.И., Краснолоб К.Я.* Динамическая теория выброса материала электрода коротким электрическим импульсом и закономерности образования ударных кратеров // Электронная обработка материалов. 1969. № 2. С. 18—23.
41. *Ставицкий Б.И.* Современный уровень и перспективы развития электроискровой прецизионной обработки материалов // Там же. 1977. № 5. С. 20—36.
42. *Альбински К.* Исследование электроэрозионной устойчивости рабочих электродов при электроискровой и электроимпульсной обработке // Станки и инструменты. 1964. № 5. С. 11—13.
43. *Сафронов И.И., Дерид О.П.* Исследование некоторых свойств поверхностных слоев углеродистой стали после электроискрового упрочнения // Матер. докл. V науч.-техн. конф. Кишинев, 1967. С. 275—276.
44. *Палатник Л.С.* Рентгенографическое исследование превращений в поверхностном слое материалов, подвергшихся действию электрических разрядов // Изв. АН СССР: Сер. физ. 1951. Т. 15. № 1. С. 80—86.
45. *Петров Ю.Н., Сафронов И.И., Келоглу Ю.П.* Структурные изменения металла после электроискрового легирования // Электронная обработка материалов. 1965. № 2. С. 29—34.
46. *Золотых Б.Н.* О физической природе электроискровой обработки металлов // Электроискровая обработка металлов. Вып. 1. М.: Изд-во АН СССР, 1957. С. 38—69.
47. *Палатник Л.С.* Фазовые превращения при электроискровой обработке металлов и опыт установления критерия наблюдаемых воздействий // ДАН СССР. 1953. Т. 89. С. 455—458.
48. *Буркина А.Л., Самсонов Г.В.* К вопросу о механизме адгезионного взаимодействия металлов и металлических соединений // Машиноведение. 1970. № 3. С. 98—107.
49. *Лазаренко Б.Р., Лазаренко Н.И.* Электрическая эрозия металлов. М.; Л.: Госэнергоиздат, 1944.
50. *Красюк Б.А.* Исследование порошков — продуктов эрозии электроискровой обработки // Электроискровая обработка металлов. М.: Изд-во АН СССР, 1963. С. 126—132.
51. *Намитоков К.К.* Об агрегатном состоянии, составе и строении продуктов электрической эрозии металлов // Физические основы электроискровой обработки материалов. М.: Наука, 1966. С. 86—109.
52. *Намитоков К.К.* Про співвідношення проподібної та рідкої фаз у продуктах електродної ерозії // Укр. физ. журн. 1961. Т. 7. № 10. С. 1136—1139.
53. *Намитоков К.К.* Електронномікроскопічна та рентгенографічна достіження продуктів електронної ерозії металів // Там же. 1961. Т. 6. № 4. С. 556—564.
54. *Сафронов И.И.* Формирование высоких приборотехнических свойств изделий наплавкой. Кишинев: Карта Молдовеняскэ, 1987.
55. *Agte C., Woere K.* // Z. Anogr. Chen. 1951. V. 196.
56. *Domagale R., Pherson D.M., Hansen M.* // Metals. 1956. V. 88.
57. *Whittemore O.* // 1. Canadian Cer. Soc. 1959. V. 43.
58. *Kieffer R., Benesovsky F.* // Metals. 1952. V. 6.

59. *Duwer P., Odell F.* // J. Amer. Electrochem. Soc. 1956. V. 97.
60. *Glasser F., Moskowits D., Post B.* // J. Metals. Sect. 1953. V.5.
61. *Norton J., Blumental H., Sindeband S.* // Powd. Met. Bull. 1949. N 4.
62. *Кудрявцева Г.А., Царев Б.М., Эпельбаум В.А.* // Бор. труды конф. по химии бора и его соединений. М.: Госхимиздат, 1958.
63. *Самсонов Г.В., Уманский Я.С.* Твердые соединения тугоплавких металлов. М.: Metallurgizdat, 1957.
64. *Chitoll P.* Jowa State College Sol. 1952. V. 26.
65. *Powers V., Doyle M.* // Acta Metalurgica. 1958. V. 6.
66. *Сафронов И.И., Коваль Н.П.* Влияние поверхностно-пластической деформации на некоторые механические свойства поверхности, упрочненной электроискровым способом // Электронная обработка материалов. 1973. № 5. С. 87—89.
67. *Сафронов И.И.* Основы рационального легирования сплавов. Кишинев: Штиинца, 1991.
68. *Иванов Г.П.* Технология электроискрового упрочнения инструментов и деталей машин. Изд. 2. М.: Машгиз, 1961.
69. *Алексеев А.В., Попилов Л.Я.* Электроискровое упрочнение режущего инструмента // Сельхозмашина. 1951. № 3.
70. *Поляченко А.В.* Исследование электроискрового упрочнения как способа повышения износостойкости деталей при ремонте: Дис. ВИМ с/х, 1953.
71. *Поляченко А.В.* Электроискровое упрочнение деталей машин // Вестник машиностроения. 1961. № 7.
72. *Палатник Л.С., Левченко А.А., Косиевич В.М.* Изучение дефектов кристаллического строения, возникающих под действием искровых разрядов в чистых металлах // Тез. докл. (I совещание по электроискровой обработке металлов; II совещание по физическим основам электроискровой обработки металлов). М.: Наука, 1961, С. 9—10.
73. *Уманский Я.С.* Рентгенография металлов. М.: Metallurgiya, 1967.
74. *Лазаренко Н.И.* Технологический процесс изменения исходных свойств металлических поверхностей электрическими импульсами // Электроискровая обработка металлов. М.: Изд. АН СССР, 1960.
75. *Котикова Е.Г.* Влияние дробеструйной обработки на микроструктуру стали // Metallovedenie i termicheskaya obrabotka. Вып. 1. М.: Машгиз, 1954.
76. *Кравз-Тарновский В.П.* Специфическая полоска в стали // Журнал русского металловедческого общества. 1928. № 3.
77. *Пархилевский И.Г., Буйков А.Ф.* Рессорные профили специальных сталей и их преимущества // Вестник машиностроения. 1954. № 2.
78. *Костецкий Б.И.* Износостойкость деталей машин. М.: Машгиз, 1950.
79. *Люборский Н.И., Подгорная О.Ф.* Приработка тяжело нагруженных шестерен // Повышение износостойкости и срока службы машин. М.: Машгиз, 1958.
80. *Давиденков Н.Н., Миролюбов И.Н.* // Вестник металлопромышленности. 1930. № 9—10.
81. *Курдюмов Г., Каминский Е., Селянов Н.* // Там же. 1931. № 10.
82. *Альтишулер Л.В., Сперанская М.П.* // Там же. 1931. № 10.
83. *Кислик В.К.* Износ деталей паровозов. М.: Трансжелдориздат, 1948.
84. *Костецкий Б.И.* // Вестник АН СССР. 1955. № 2.
85. Обзор материалов по прикладной механике и машиностроению (сб.) /Пер. с англ. М., 1953.

86. Палатник Л.С. О структуре «белой» зоны // Физика металлов и металловедение. 1956. Т. 2.
87. Королев М.Л. Механические и физические свойства хромистой стали, легированной азотом // Тр. Всесоюз. политех. ин-та. М., 1987.
88. Уманский Я.С. Физические основы металловедения. М.: Металлургиздат, 1949.
89. Кучин В.Д., Ознобкин И.И., Шастова А.К. Экспериментальная проверка физической модели механизма электрической эрозии материалов // Электронная обработка материалов. 1973. № 5. С. 9—11.
90. Канавина Н.Г., Спивак Г.В. Электронно-микроскопическое изучение структурных изменений при электроэрозии // Изв. АН СССР: Сер. физ. 1951. Вып. 4. С. 72—76.
91. Могилевский И.З., Человая С.А. Металлографическое исследование поверхностного слоя стали после электроискровой обработки // Электроискровая обработка металлов. Вып. 1. М.: Изд-во АН СССР, 1957. С. 95—116.
92. O'Neil B. Surface hardring of metals by Soak discharge // Nature. 1958. V. 181. N 4620.
93. Wilsh N.C. Spark-hardening of Metals // J. Inst. Metals. 1959. V. 88. N 3. P. 103—111.
94. How good is Sparc hardening? // Metal Work. Product. 1963. V. 107. N 38. P. 74—75.
95. Сафронов И.И., Струк Л.И. Структурные превращения в легированном слое и их влияние на износостойкость // Матер. докл. VII науч.-техн. конф. Кишинев, 1971.
96. Зайцева Л.П., Замоторин И.И., Симошева Н.П., Финдлин В.Я. Исследование влияния электроэрозионной обработки на свойства и структуру металлов // Тр. Ленинградск. политехн. ин-та. 1965. Вып. 251. С. 57—61.
97. Лазаренко Н.И. О механизме образования покрытий при электроискровом легировании металлических поверхностей // Электронная обработка материалов. 1965. № 1. С. 49—53.
98. Сафронов И.И., Ермилов В.В. Формирование и управление свойствами поверхностного слоя искродуговой обработки // Матер. докл. III Междунар. науч.-техн. конф. «Влияние технологии на состояние поверхностного слоя» — Поверхностные слои—96. Польша, 1996. С. 112—118.
99. Воробьев А.А. Основы изменения свойств материалов при электроискровой обработке // Электронная обработка материалов. 1969. № 6. С. 25—30.
100. Сафронов И.И. Структура поверхностного слоя после электроискрового легирования стали // Изв. АН МССР. Сер. физ.-техн. и мат. наук. 1964. № 5. С. 30—35.
101. Сафронов И.И., Волкун М.С. Исследование влияния некоторых тугоплавких соединений на остаточные напряжения // Прогрессивные методы сварки, резки и защиты металлов от коррозии. Ч. 1. Кишинев: Тимпул, 1975. С. 354—379.
102. Лахтин Ю.М. Азотистые стали. М.: Машгиз, 1943.
103. Юрьев С.Ф. Азотистая сталь и ее применение в автотракторостроении. М.: ОНТИ, 1938.
104. Лахтин Ю.М. Физические основы процесса азотирования стали. М.: Машгиз, 1948.
105. Попилов Л.Я. Электроупрочнение инструмента. Л.: Лениздат, 1950.
106. Петров Ю.Н., Дехтярь Л.И., Сафронов И.И. и др. Влияние технологических режимов механизированного электроискрового легирования на качество получаемой поверхности // Электронная обработка материалов. 1965. № 3. С. 45—49.
107. Палатник Л.С., Левченко А.А. Об эффекте закалки вакансий в металлах под действием искровых разрядов // Физика твердого тела. 1961. Т. 3. Вып. 11. С. 3522—3526.
108. Котченков С.И. Спектральный анализ горных руд. Л.: Недра, 1964.

109. *Сафронов И.И.* Методика спектрального анализа и химический состав легированного слоя металла // Изв. АН МССР: Сер. физ.-техн. и мат. наук. 1977. № 3. С. 73—80.
110. *Сафронов И.И.* Отношение карбидообразующих элементов к углероду — рациональный метод оценки структуры металлопокрытий // Высокоэффективное оборудование и технологические процессы упрочнения режущих инструментов и деталей машин. Могилев, 1990. С. 107—108.
111. *Кочанов Н.Н., Миркан Л.И.* Рентгеноструктурный анализ. М.: Машгиз, 1960.
112. *Белянин В.А.* Исследование некоторых свойств поверхностных слоев конструкционной стали после электроискрового легирования: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. М., 1955.
113. *Сафронов И.И., Петров Ю.Н.* Повышение долговечности ножей комбайнов, сенокосилок и жаток электроискровым способом // Тр. КСХИ им. М.В. Фрунзе. 1964. Т. 33. Вып. 2. С. 172—180.
114. *Петров Ю.Н., Сафронов И.И., Фурсов С.П.* Повышение долговечности режущего аппарата прививочных машин МП—6, МП—7 электроискровым способом // Садоводство, виноградарство и виноделие Молдавии. 1965. № 3. С. 10—13.
115. *Палатник Л.С.* // Изв. АН СССР: Сер. физ. 1951. № 2.
116. *Сафронов И.И.* Использование карбидообразующих элементов с высоким коэффициентом износостойкости // Информ. листок МолдНИИТИ. 1990. № 104.
117. *Векишинский С.А.* Новые методы металлографического исследования сплавов. М.: ОГИЗ, 1944.
118. *Просвиринов В.Н.* Влияние внешнего давления на фазовые превращения в стали и чугуна. М.: Машгиз, 1947.
119. *Курдюмов Г.В.* Проблемы металловедения и физики металлов. М., 1952.
120. *Палатник Л.С.* // Тр. физ. отд. Харьковск. ин-та. 1953. Т. 4.
121. *Сафронов И.И., Бернштейн А.Б.* Перенос тепла, сопровождающийся структурными превращениями в поверхностном слое металла после ЭИЛ // Матер. V конф. молодых ученых Молдавии. Кишинев: РИО АН МССР, 1967. С. 107—108.
122. *Костецкий Б.Н.* // Вестник АН СССР. 1955. № 2.
123. *Архаров В.Н.* // Тез. докл. на III совещ. по применению рентгеновских лучей и исследованию материалов. М.: Изд-во АН СССР, 1950.
124. *Фурсов С.П., Парамонов А.М., Добында И.В., Семенчук А.В.* Источники питания для электроискрового легирования. Изд. 2. Кишинев: Штиинца, 1983.
125. *Семенчук А.В., Парамонов А.М., Добында И.В.* Вопросы повышения частоты колебаний вибраторов при электроискровом легировании // Новое в алмазной, алмазно-электролитической и электроэрозионной обработке. Киев, 1976. С. 23—24.
126. *Парамонов А.М.* Технология и оборудование для высокочастотного вибрационного электроискрового упрочнения деталей и инструмента: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. Киев, 1986.
127. А.с. 410910. Электромагнитный вибратор для электроискрового легирования / *К.В. Глыбач, М.Я. Любчик, А.М. Парамонов.* Оpubл. 1974. № 2.
128. А.с. 656793. Способ электроискрового легирования / *А. М. Парамонов, С.Н. Фурсов, И.В. Добында.* Оpubл. 1979. № 14.
129. А.с. 473526. Электромагнитный вибратор. *А.В. Семенчук, С.П. Фурсов.* Оpubл. 1975. № 22.
130. *Сафронов И.И., Цуркан И.В., Семенчук А.В., Парамонов А.М., Фатеев В.В.* Синхронизация вибратора с генератором импульсов электроискрового легирования // Электронная обработка материалов. 1998. № 5—6.

131. Семенчук А.В. Влияние виброударной скорости на параметры электроискрового легирования // Прогрессивные методы электрохимической и электрофизической обработки материалов. Уфа, 1979. С. 162—163.
132. Сафронов И.И., Цуркан И.В., Семенчук А.В., Джигун О.А. Влияние виброударной скорости при косом ударе электрода на параметры электроискрового легирования // Электронная обработка материалов. 1996. № 2—3.
133. Семенчук А.В. Двухкоординатный вибратор для электроискрового легирования // IX конф. молодых ученых Молдавии. Тез. докл. и сообщ. Кишинев: Штиинца, 1975. С. 69.
134. Добында И.В., Парамонов А.М., Семенчук А.В. и др. Электроискровое легирование двухкоординатным вибратором // Электронная обработка материалов. 1976. № 6. С. 26—29.
135. Добында И.В., Парамонов А.М., Семенчук А.В., Фурсов С.П. Некоторые режимы работы двухкоординатного вибратора // Вибротехника. 1977. № 4. С. 131—137.
136. Семенчук А.В. Силовое регулирование межэлектродного зазора при электроискровом упрочнении материалов // Изв. АН МССР: Сер. физ.-техн. и мат. наук. 1975. № 1. С. 82—86.
137. Добында И.В., Парамонов А.М., Семенчук А.В., Фурсов С.П. Об автоматизации подачи электрода при электроискровом легировании сложнопрофильных поверхностей // Электронная обработка материалов. 1977. № 3. С. 41—47.
138. Сафронов И.И., Ермилов В.П. Формирование и повышение прочности слоя металла электроискровыми импульсами // Матер. докл. XIV Междунар. конф. по прочности и пластичности материалов. Самара, 1995.
139. Сафронов И.И., Струк Л.И. Структурные превращения в легированном слое и их влияние на износостойкость // Матер. VII науч.-техн. конф. КПИ. Кишинев, 1971. С. 189—190.
140. Самсонов Г.В., Розина Н.С. // Изв. секции физ.-хим. анализа АН СССР. 1953. Т. 27.
141. Сафронов И.И., Фурсов С.П. Отчет по теме «Шмель». 1967. (№ 04770 058197).
142. Сафронов И.И., Фурсов С.П., Парамонов А.М., Добында И.В. Исследование влияния материалов электрода на формирование микроструктуры и микротвердости легированного слоя // Изв. АН МССР: Сер. физ.-техн. и мат. наук. 1977. № 1. С. 66—70.
143. Ковенковская Б.А. Исследование некоторых свойств и электронного строения боридов переходных металлов IV—VI групп периодической системы: Автореф. дис. ... канд. хим. наук. Киев: ИПМ АН УССР, 1971.
144. Самсонов Г.В., Ковенковская Б.А., Серебрякова Т.И. Некоторые физические характеристики диборидов переходных металлов IV—V групп // Изв. вузов: Физика. 1971. № 1. С. 19—24.
145. Сафронов И.И. Упрочнение деталей машин электроискровым способом. Кишинев, 1963.
146. Сафронов И.И. Выбор рационального легирования сплавов // Информ. листок МолдНИИНТИ. 1990. № 99. С. 1—5.
147. Неймарк Б.Е. Теплоэнергетика. 1955. № 9.
148. Парамонов А.М., Фурсов С.П., Сафронов И.И. Из опыта электроискрового упрочнения деталей инструмента и технологической оснастки. Кишинев: Информ. листок МолдНИИНТИ, 1988.

149. *Сафронов И.И.* Условия получения высоких триботехнических свойств покрытий // Информ. листок МолдНИИНТИ. 1990. № 112. С. 1—6. *Сафронов И.И.* Выбор оптимального комплекса легирования // Там же. 1990. № 79.
150. *Самсонов Г.В., Портной К.Н.* Сплавы на основе тугоплавких соединений. М.: Оборонгиз, 1961.
151. *Иванова В.С.* Усталостное разрушение металлов. М., 1963.
152. *Самсонов Г.В.* // ДАН СССР. 1952. Т. 86.
153. *Самсонов Г.В., Марковский Л.Я.* // Успехи химии. 1956. Т. 25.
154. *Самсонов Г.В., Нешпер В.С.* Вопросы порошковой металлургии и прочности материалов. Вып. 5. Киев: Изд-во АН УССР, 1958.
155. *Ковальский А.Е., Конова Л.А.* // Заводская лаборатория. 1950. № 16.
156. *Kieffer R., Kobl F.* // *Powd. Met. Bull.* 1949. N 4.
157. *Верхоглядова Т.С.* Исследование условий получения физико-химических свойств нитридов переходных металлов: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. Киев: КПИ, 1962.
158. *Косолапова Т.Я.* Получение и свойства карбидов хрома: Автореф. дис. ... канд. хим. наук. М.: МИТХТ, 1961.
159. *Hinnuber J., Ruiner O.* // *Arch. Eisenhuter. Wessen*, 1953. V. 24.
160. *Foster L. and oth.* // *J. Amer. Soc.* 1956. V. 33. P. 87.
161. *Зеликман А.И., Горовиц Н.И.* // Журн. прикл. хим. 1953. Вып. 23.
162. *Keter W.Z.* *Metallkunde.* 1948. Т. 39.
163. *Сафронов И.И., Леурда И.А.* Интенсификация технологических процессов нанесения покрытий (Обзор информации). Кишинев: МолдНИИНТИ, 1990.
164. *Косолапова Т.Я.* Информационное письмо ИМСС АН УССР. № 113. Киев: Изд-во АН УССР, 1958.
165. *Косолапова Т.Я., Самсонов Г.В.* // Укр. хим. журн. 1966. № 3.
166. *Никитин Н.В.* // Успехи химии. 1944. № 6.
167. *Агеев Н.В.* Химия металлических сплавов. № 8. М.: Изд-во АН СССР, 1938.
168. *Корнилов И.И.* // Изв. АН СССР: ОХН. 1948. № 5.
169. *Розерн Ю.М.* Структура металлов и сплавов. М.: ОНТИ, 1938.
170. *Горбунов Н.С.* Диффузионные покрытия на железе и стали. М., 1958.
171. *Elliot R.* // *Trans. Amer. Sos. Met.* 1961. V. 55.
172. *Brauer H.* *Metallkunde.* 1956. V. 8.
173. *Таубе П.Р., Руденко Е.Н.* От водорода до ниобия. М., 1961.
174. *Бабичев М.А.* Методы определения внутренних напряжений в деталях машин. М.: Изд-во АН СССР, 1955.
175. *Пульцин Н.М.* Влияние поверхностного упрочнения на предел выносливости и остаточные напряжения в стали // Некоторые вопросы усталостной прочности стали. М.; Л., 1958.
176. *Кудрявцев И.В.* Внутренние напряжения как резерв прочности в машиностроении. М.: Машгиз, 1951.
177. *Харгер О., Нейферт Г.* Влияние остаточных напряжений на усталостную прочность деталей машин и смежные явления // Остаточные напряжения. М., 1963.
178. *Навроцкий Д.И., Савельев В.Н.* Исследование влияния остаточных напряжений на вибрационную прочность образцов с малой концентрацией напряжений // Тр. ЛПИ. 1961.
179. *Ратнер С.И.* Прочность и пластичность металлов. М., 1949.
180. *Спрагаген В.* Остаточные напряжения, являющиеся результатом сварки // Остаточные напряжения. Под ред. В.Р. Осгуда/Пер. с англ. М., 1963.

181. *Thum A., Bautz W.* Causes of Improvd Fatigue Resistance of Specimens With Compressed Surface. *Forschung*. 1935. №. 6. P. 121—128.
182. *Гликман Л.А. и др.* Усталостная прочность и остаточная напряженность стальных образцов, наплавленных малоуглеродистой сталью // Опыт применения наплавки в народном хозяйстве. М.: ГОСИНТИ, 1962.
183. *Розенталь Д.* Влияние остаточных напряжений на разрушение технических материалов // Остаточные напряжения / Пер. с англ. М., 1963.
184. *Кудрявцев И.В.* Внутренние напряжения как резерв прочности в машиностроении. М.: Машгиз, 1951.
185. *Дерягин Г.А.* Повышение выносливости деталей машин технологическими методами. М.: Оборонгиз, 1960.
186. *Александров В.П.* Исследование технологических характеристик электроэрозионной обработки жаропрочных материалов. М.: Наука, 1964.
187. *Александров В.П.* Исследование остаточных напряжений, длительной и усталостной прочности жаропрочных материалов после электроискровой обработки // Электроискровая обработка металлов. М.: Изд-во АН СССР, 1963.
188. *Sache G.* *Zeitschrifts fur Metallkunde*. 1927. V. 9. P. 1352—1357.
189. *Давиденков Н.Н., Якутович М.В.* Измерение остаточных напряжений в трубах // ЖТФ. 1931. Т.1. Вып. 2—3.
190. *Дьяченко И.Е., Добычина А.П.* Остаточное напряжение при скоростном течении // Вестник машиностроения. 1951. № 10.
191. *Позий А.В., Логинов В.Е., Новиков Н.Н.* Тензометрирование остаточных напряжений // Станки и инструменты. 1958. № 6.
192. *Логинов В.Е.* Исследование остаточных напряжений в поверхностном слое шлифованных деталей из титановых сплавов // Тр. МАИ. Вып. 129. М.: Оборонгиз, 1960.
193. *Одинг И.А., Иванова В.С.* Механизм усталостного разрушения металлов. М., 1962.
194. *Jokobori T.* // *Phis. Sos. Japan*. 1955. V. 10. N 5.
195. *Fulita F.* *Sci. Kepus. Res. Just. Tohoku, Univ.* A6, 1954.
196. *Harris W.J.* *Metallic Fatigue*. Pergamon Press. N.-Y-Oxford-Ind. — Paris, 1961. P. 239—258.
197. *Одинг И.А.* *Металловедение и обработка металлов*. 1955. № 2.
198. *Rorsith P.I.* *Intern. Conferens on Fatigus of Metals*. Sept. 10—14. London, 1956.
199. *Rorsith P.I.* *Fatigue Aircraft Struct.* N.-Y.: Acad. Press., 1956.
200. *Rorsith P.I., Stibbington C.A.* // *Acta Metallurgica*. 1960. N 8.
201. *Thompson N.* In «Fracture» (*Proc. Indern. Confer. on the Atomik Mechanisms of Fracture*. Swampscott. Mass. April. 12—16, 1959). N.-Y.-Ind., 1956. P. 354—375.
202. *Иванова В.С.* Структурно-энергетическая теория усталости металлов / Дис. М.: ЦНИИТМАШ, 1961.
203. *Кудрявцев И.В., Северин М.М., Рябчиков А.В.* Методы поверхностного упрочнения деталей. М.: Машгиз, 1949.
204. *Котов О.К.* Поверхностное упрочнение деталей машин химико-термическими методами. М.: Машгиз, 1961.
205. *Кудрявцев И.В.* Внутренние напряжения как резерв прочности. М.: Машгиз, 1951.
206. *Медведев С.Ф.* Циклическая прочность металлов. М.: Оборонгиз, 1964.
207. *Ратнер С.И.* Разрушение при повторных нагрузках. М.: Оборонгиз, 1959.
208. *Афанасьев Н.Н.* // ЖТФ. 1987. Т. 14. Вып. 10—11.

209. *Одинг И.А.* Структурные признаки усталостности металлов как средство установления причин аварий машин. М.: Изд-во АН СССР, 1949.
210. *Коган Р.Л.* // Циклическая прочность металлов. М.: Изд-во АН СССР, 1962.
211. *Казарцев В.И.* Ремонт машин. М.: Сельхозгиз, 1961.
212. *Писаревский М.М.* Влияние электроэрозионного процесса на свойства обрабатываемых материалов // Котлотурбостроение. 1950. № 5.
213. *Lokatti P.* // Metallurgics Italiana. 1935. N 9.
214. *Miner M.A.* // Applied Mechanics. 1935. N 9.
215. *Морозов А.М.* // Тр. Калинингр. ин-та рыбной промышленности и хозяйства. 1960. Вып. 2.
216. *Кудрявцев И.В.* О методе определения предела выносливости по испытанию одного образца. М.: Тр. ЦНИИТМАШ, 1961.
217. *Андрейчук В.К., Безносов А.Е., Дехтярь Л.И.* Определение предела выносливости деталей с электролитическим покрытием по Локатти // Изв. АН МССР: Сер. физ.-техн. и мат. наук. 1966. № 8.
218. *Bastenaire F., Bastien M., Pomel G.* Acta Technica Hungaricav. 1961. V. 7. P. 35—36.
219. *Brauner H., Lesser R.* // Metallkunde. 1959. V. 8.
220. *Гликман Л.А.* Коррозионно-механическая прочность металлов. М.: Машгиз, 1955.
221. *Козырев С. П.* Гидроабразивный износ металлов при кавитации. М.: Машиностроение, 1964.
222. *Богачев И.Н., Минц Р.И.* Повышение кавитационно-эрозионной стойкости деталей машин. М.: Машиностроение, 1964.
223. *Темербулатов М.Г., Богарников П.П.* Кавитационная стойкость сплавов на медной основе // Металловедение и термическая обработка. 1960. № 1.
224. *Минц Р.И., Богачев И.Н.* Упрочнение никелевого и марганцевого аустенита при ударном воздействии. Упрочнение сталей // Сб. матер. к конференции металлургов и термистов. М.: Металлургиздат, 1960.
225. *Минц Р.И., Богачев И.Н.* Упрочнение твердых растворов на железной основе при локальном нагружении // Физика металлов и металловедение. 1962. Т. 13. Вып. 3.
226. *Богачев И.Н., Минц Р.И.* Принцип выбора аустенитных сталей для деталей, работающих в условиях кавитационного разрушения // Изв. вузов: Энергетика. 1961. № 2.
227. *Геллер Ю.А.* Инструментальные стали. М.: Металлургия, 1968.
228. *Хомусько Ф.А., Минц Р.И.* Разработка метода кавитационно-стойкой наплавки // Автоматическая сварка. 1962. № 7.
229. *Сафронов И.И., Фурсов С.П.* Исследование кавитационной стойкости металлов // Изв. АН МССР. Сер. физ.-техн. и мат. наук. 1970. № 2. С. 30—36.
230. *Иванов Г.П., Тимербулатов М.Г., Белянин В.А., Савуков В.П.* Повышение кавитационной стойкости деталей электроискровым упрочнением. М.: ЦБТИ АН СССР: Сер. 8. 1956. Т. 30, 56.
231. *Mousson J.M.* Pihing Resistance of Metals Under Cavitation Conditions Trasactions of the American Society of Mechanical Engineer. 1937. V. 59.
232. *Минц Р.И., Разиков М.Н.* Безникелевая кавитационная сталь. Свердловск, 1960.
233. *Крагельский И.В.* Трение и износ. М.: Машгиз, 1962.
234. *Радчик А.С., Радчик В.С.* О деформации поверхностных слоев при трении скольжения // ДАН СССР, 1946.
235. *Хрущов М.М.* Исследование проработки подшипниковых сплавов и цапф. М.: Изд-во АН СССР. 1946.

236. *Костецкий Б.И.* Сущность явления трения и износа в деталях машин // Тр. 2-й Всемир. конф. по трению и износу. Т. 4. М.: Изд-во АН СССР, 1951.
237. *Смирнов В.И.* Электроискровое упрочнение штампов // Автомобили и трактора. Промышленность. 1953. № 1.
238. *Алексеев А.В., Попилов Л.Я.* Электроупрочнение инструмента. М.: Машгиз, 1952.
239. *Лазаренко Н.И., Фурсов С.П., Сафронов И.И.* Установка модели ЭФИ—Электром для электроискрового легирования металлических поверхностей // Электронная обработка материалов. 1965. № 3. С. 77—82.
240. *Хрущов М.М., Бабичев М.А.* Машина трения Х4—Б. М.: Изд-во АН СССР, 1962.
241. *Сафронов И.И., Келоглу Ю.П., Струк Л.И. и др.* Влияние режима электроискрового легирования на твердость и износостойкость металлической поверхности // Порошковая металлургия. 1967. № 5. С. 40—45.
242. *Ливурдов В. И., Снежков В. А., Парайотов С. И. и др.* Электрические характеристики установок для ЭИЛ типа ЭЛФА // Электронная обработка материалов. 1996, № 2. С. 31—35.
243. *Парамонов А.М., Сафронов И.И., Семенчук А.В., Цуркан И.В.* Исследование перспективы использования безвибрационного электроискрового легирования // Электронная обработка материалов, 1997, N 5 – 6, С. 28-32.
244. *Сафронов И.И., Ермилов В.П.* Возможности и особенности электроимпульсных процессов формирования объемных поверхностных слоев // Матер. III Междунар. науч.-техн. конф. «Влияние технологии на состояние поверхностного слоя». Поверхностные слои—96. Польша, 1996. С. 190—197.
245. *Фурсов С.П.* Генераторы электрических импульсов для электроискровой обработки токопроводящих материалов. Кишинев: Картя Молдовеняскэ, 1967.
246. *Попилов Л.Я.* Справочник по электрическим и ультразвуковым методам обработки материалов. Л.: Машиностроение, 1974.
247. *Сафронов И.И., Семенчук А.В., Цуркан И.В., Фатеев В.В.* Анализ и разработка новых элементов схем электроискровым генераторов новых элементов схем электроискровых генераторов и трансформаторов // Научными принципы управления качеством поверхностного слоя при нанесении металлических покрытий. Кишинев: Elan, 1999, С. 228-235.
248. *Safronov I., Semenciuc A., Fateev V., Turcan I.*, Redresor. Patent MD N 2059 // ВОПИ 2002, N 12. P. 30, 120.
249. *Urechean S., Safronov I., Semenciuc A., Popovschi M., Tcacenco A.*, Redresor. Patent MD N 2389 // ВОПИ 2004, N 2. P. 48.
250. *Андронатий Н.Р., Гаритя М.М., Сафронов И.И., Семенчук А.В., Ткаченко А.А., Терзи С.Л., Урекян С.А., Фатеев В.В.* Выпрямителей с электромеханическим сглаживающим фильтром // Научно- экспериментальные принципы управления качеством поверхностного слоя изделий при на основе интенсификации электротехнологических процессов нанесения металлопокрытий с применением неразрушающих методов контрол. Кишинев: Elan Poligraf, 2001, с. 187-189.
251. *Чиженко И.М., Руденко В.С., Сенько В.И.* Основы преобразовательной техники. М.: Высшая школа, 1974.
252. *Сафронов И.И., Семенчук А.В., Цуркан И.В., Фатеев В.В.* Фазовое регулирование релаксационных генераторов при легировании // Научные принципы управления качеством поверхностного слоя при нанесении металлических покрытий. Кишинев: Elan, 1999, с. 159-165.

253. *Safronov I., Semenciuc A., Tcacenco A., Terzi S., Pasincovski E., Serbian R.* Instalație pentru aliere prin explozie electrică. Patent MD N 2191 // BOPI 2003, N 6.
254. *Андронатий Н.Р., Гарштя М.М., Сафронов И.И., Семенчук А.В., Ткаченко А.А., Терзи С.Л., Урекян С.А., Фатеев В.В.* Использование асинхронных расщепителей фаз для питания электротехнологических установок // Научно-экспериментальные принципы управления качеством поверхностного слоя изделий при на основе интенсификации электротехнологических процессов нанесения металлопокрытий с применением неразрушающих методов контроля. Кишинев: Elan Poligraf, 2001, с. 134-138.
255. *Фурсов С.П.* Использование трехфазных электродвигателей от однофазной сети. Кишинев, Штиинца, 1972.
256. *Urechean S., Semenciuc A., Safronov I., Popovschi M.* Mașină electrică asincronă trifazată. Patent MD N 2538 // BOPI 2004, N 8. P. 59-60.
257. *Семенчук А.В., Поповский М.В.* Выпрямители с активным, реактивным и комбинированным балластом // Изв. АН МССР: Физика и техника. 1996. № 1. С. 72—77.
258. Оборудование для дуговой сварки. Справочное пособие. Под ред. В.В. Смирнова. – Л: Энергоатомиздат. 1986.
259. *Сафронов И.И., Семенчук А.В. и др.* Многомоточные трансформаторы с повышенным рассеянием // Научные принципы управления качеством поверхностного слоя при нанесении металлических покрытий. Кишинев: Elan, 1999, с. 19-25.
260. *Safronov I., Semenciuc A., Fateev V., Turcan I., Fursov S.* Sursă de alimentare reglabil pentru sudare. Modelul de utilitate MD N 38 // BOPI 2000, N 7. P. 29-30, 104.
261. *Safronov I., Semenciuc A., Fateev V., Turcan I.* Transformator cu dispoziția înaltă. Patent MD N 1437 // BOPI 2000, N 3. P. 20, 106.
262. *Семенчук А.В., Поповский М.В., Фурсов С.П.* Выпрямители с емкостным балластом // Изв. АН МССР: Сер. физ.-техн. и мат. наук. 1981. № 2. С. 82—85.
263. *Киселев Ю.Я., Погора В.К., Процук А.И., Семенчук А. В. и др.* Трехфазный мостовой выпрямитель с емкостным балластом // Изв. вузов: Электромеханика. 1983. № 5. С. 116—121.
264. *Семенчук А.В., Поповский М.В., Фурсов С.П.* Асимметричный трехфазный выпрямитель с емкостным балластом // Изв. АН МССР: Сер. физ.-техн. и мат. наук. 1994. № 2. С. 72—76.
265. *Бакал С.З., Фурсов С.П., Сафронов И.И., Белкин П.Н.* Исследование процесса электроискрового легирования твердым сплавом Т15К6 на СС-генераторе при изменении частоты вибрации // Изв. АН МССР: Сер. физ.-техн. и мат. наук. 1972. № 2. С. 65—68.
266. *Догару К.Ф., Киселев Ю.Я., Процук А.И., Семенчук А. В., Фурсов С. П.* Мостовой трехфазный выпрямитель с балластными конденсаторами // Там же. 1984. № 1. С. 66—71.
267. *Семенчук А.В., Фурсов С.П.* Схемы трехфазных выпрямителей с емкостным балластом // Изв. АН ССРМ: Физика и техника. 1990. № 3. С. 32—35.
268. *Safronov I., Semenciuc A., Fateev V., Turcan I.* Schemă de legare a două sarcini trifazice cu un transformator trifazic. Patent MD N 1658 // BOPI 2001, N 4. P. 23-27, 120.
269. *Safronov I., Semenciuc A., Fateev V., Turcan I., Fursov S.* Redresor polifazic. Patent MD N 1461 // BOPI 2000, N 4. P. 28, 120.
270. *Safronov I., Semenciuc A., Fateev V., Turcan I.* Redresor polifazic. Modelul de utilitate MD N 47 // BOPI 2001, N 1. P. 40, 131.

271. Андронатий Н.Р., Гарштя М.М., Сафронов И.И., Семенчук А.В., Ткаченко А.А., Терзи С.Л., Урекян С.А., Фатеев В.В. Исследование и анализ выпрямителей с внутренним емкостным балластом // Научно-экспериментальные принципы управления качеством поверхностного слоя изделий на основе интенсификации электротехнологических процессов нанесения металлопокрытий с применением неразрушающих методов контроля. Кишинев: Elan Poligraf, 2001, с. 110-117.
272. Косенко А.Г., Лелеко В.С., Макшаков С.Г. Установка для электроискрового легирования // Электронная обработка материалов. 1987. № 2. С. 80—82.
273. Косенко А.Г. Установка для электроискрового легирования // Там же. 1982. № 3. С. 24—26.
274. Косенко А.Г., Сердюк А.А. Модернизация установки для электроискрового легирования // Там же. 1983. № 2. С. 87—88.
275. Любчик М.Я., Фурсов С.П., Глыбач К.В., Баишовой В.Н. Анализ схем тиристорных преобразователей униполярного импульсного тока без звена постоянного напряжения // Там же. 1969. № 6. С. 68—71.
276. А. с. 462688. Генератор импульсов для электрозионной обработки / А. В. Донской, К. В. Глыбач. Оpubл. 1975. № 9.
277. Ковалев Ф.И., Флоренцев С.Н. Силовая электроника: вчера, сегодня, завтра / Электротехника. 1997. № 11. С. 2—6.
278. Сафронов И.И., Семенчук А.В., Цуркан И.В., Фатеев В.В. Резонансные явления в разобращенных генераторах для электроискрового легирования // Научные принципы управления качеством поверхностного слоя при нанесении металлических покрытий. Кишинев: Elan, 1999, с. 144-148.
279. Сафронов И.И., Семенчук А.В., Терзи С.Л., Генераторы для электроискрового легирования с индуктивным накопителем энергии // Электронная обработка материалов. 2000. № 4. С. 70—71.
280. Бессонов Л.А. Теоретические основы электротехники. Изд. 7. М.: Высшая школа, 1978.
281. Safronov I., Semenciuc A., Serbian R., Tcacenco A. Instalație pentru aliere cu explozie electrică. Patent MD N 2036 // BOPI 2002, N 11.
282. Андронатий Н.Р., Гарштя М.М., Сафронов И.И., Семенчук А.В., Ткаченко А.А., Терзи С.Л., Урекян С.А., Фатеев В.В. Расчет генераторов для электроискрового легирования с трансаккумуляторами // Научно-экспериментальные принципы управления качеством поверхностного слоя изделий на основе интенсификации электротехнологических процессов нанесения металлопокрытий с применением неразрушающих методов контроля. Кишинев: Elan Poligraf, 2001, с. 85-104.
283. Лазаренко Б.Р., Фурсов С.П., Любчик М.Я. Широкодиапазонный генератор электрических импульсов для прецизионных электроимпульсных установок // Электронная обработка материалов. 1969. № 3. С. 82—85.
284. Розанов Ю.К., Флоренцев С.Н. Электропривод и силовая электроника // Электротехника. 1997. № 11. С. 6—12.
285. Гончаров Ю.П., Ермуратский В.В., Заика Э.И., Штейнберг А.Ю. Автономные инверторы. Кишинев: Штиинца, 1974.
286. Силовая электроника. Примеры и расчеты. М.: Энергия, 1982.
287. Safronov I., Semenciuc A., Serbian R., Tcacenco A. Generator de impulsuri pentru aliere cu explozie electrică. Patent MD N 2055 // BOPI 2002, N 12, p. 27, 119.

288. *Андронатий Н.Р., Гарштя М.М., Сафронов И.И., Семенчук А.В., Ткаченко А.А., Терзи С.Л., Урекян С.А., Фатеев В.В.* Совершенствование прерывателей для электроискрового легирования // Научно-экспериментальные принципы управления качеством поверхностного слоя изделий на основе интенсификации электротехнологических процессов нанесения металлопокрытий с применением неразрушающих методов контроля. Кишинев: Elan Poligraf, 2001, с. 159-161.
289. *Артамонов Б.А., Вишницкий А.Л., Волков Ю.С., Глазков А.В.* Размерная электрическая обработка металлов. М.: Высшая школа, 1978.
290. *Андронатий Н.Р., Гарштя М.М., Сафронов И.И., Семенчук А.В., Ткаченко А.А., Терзи С.Л., Урекян С.А., Фатеев В.В.* Расширение скоростного диапазона асинхронных электродвигателей // Научно-экспериментальные принципы управления качеством поверхностного слоя изделий на основе интенсификации электротехнологических процессов нанесения металлопокрытий с применением неразрушающих методов контроля. Кишинев: Elan Poligraf, 2001, с. 168-174.
291. *Миловзоров В.П.* Электромагнитные устройства автоматики. М.: Высшая школа, 1983.
292. *Андронатий Н.Р., Гарштя М.М., Сафронов И.И., Семенчук А.В., Ткаченко А.А., Терзи С.Л., Урекян С.А., Фатеев В.В.* Электротехнические установки с трансформирующим магнитным усилителем // Научно-экспериментальные принципы управления качеством поверхностного слоя изделий на основе интенсификации электротехнологических процессов нанесения металлопокрытий с применением неразрушающих методов контроля. Кишинев: Elan Poligraf, 2001, с. 129-134.
293. *Бамдас А.М., Кулинич В. А., Шапиро С.В.* Статические электромагнитные преобразователи частоты и числа фаз. М. Л. ГЭИ, 1961.
294. *Загряцкий В.И., Кобыляцкий Н.И., Надельский А.П.* Ферромагнитные умножители частоты с вращающимся магнитным полем. Кишинев: Картя Молдовеняскэ, 1973.
295. *Сафронов И.И., Семенчук А.В., Цуркан И.В., Фатеев В.В.* Ферромагнитные источники питания вибраторов для электроискрового легирования // Научные принципы управления качеством поверхностного слоя при нанесении металлических покрытий. Кишинев: Elan, 1999, с. 42-53.
296. *Андронатий Н.Р., Гарштя М.М., Сафронов И.И., Семенчук А.В., Ткаченко А.А., Терзи С.Л., Урекян С.А., Фатеев В.В.* Исследование и анализ схем поличастотных ферромагнитных умножителей частоты // Научно-экспериментальные принципы управления качеством поверхностного слоя изделий на основе интенсификации электротехнологических процессов нанесения металлопокрытий с применением неразрушающих методов контроля. Кишинев: Elan Poligraf, 2001, с. 78-85.
297. *Сафронов И.И., Семенчук А.В., Цуркан И.В., Фатеев В.В.* Умножители частоты на гармониках выпрямленного напряжения // Научно-экспериментальные принципы управления качеством поверхностного слоя изделий на основе интенсификации электротехнологических процессов нанесения металлопокрытий с применением неразрушающих методов контроля. Кишинев: Elan Poligraf, 2001, с. 191-195.
298. *Urechean S., Safronov I., Semenciuc A., Popovschi M.* Multiplicator feromagnetic de frecvență. Patent MD N 2224 // ВОПИ 2003, N 7. P. 32, 182.
299. *Safronov I., Semenciuc A., Fateev V.* Multiplicator feromagnetic de frecvență. Modelul de utilitate MD N 33 // ВОПИ 2000, N 4. P. 38, 124.
300. *Яковлев В.И.* Импульсные генераторы на транзисторах. Киев: Техника, 1968.
301. *Вересов Г.П., Смуряков Ю.Л.* Стабилизированные источники питания радиоаппаратуры. М.: Энергия, 1978.
302. *Ермолин Н.П.* Расчет трансформаторов малой мощности. Л.: Энергия, 1969.

303. Справочник по интегральным микросхемам / Под ред. Б.В. Тарабрина. Изд. 2-е. М.: Энергия, 1980.
304. Семенчук А.В. Решение уравнения механического колебания вибратора // Алгоритмы и программы. 1974. № 2. С. 18.
305. Семенчук А.В., Импульсное возбуждение виброударных механизмов / Вибротехника. 1979. № 1. С. 35—43.
306. Семенчук А.В. Об оптимизации вибровозбудителей для электроискрового легирования // Новые процессы электрофизикохимической обработки. Саратов: Изд-во Саратовск. ун-та, 1982. С. 30—32.
307. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике. М.: Мир, 1975.
308. Варвак П.М. и др. Метод конечных элементов. Киев: Вища школа, 1981.
309. Семенчук А.В. Расчет колебаний твердого тела с многофакторной диссипацией // Деп. науч. раб. 1992. № 6.
310. Семенчук А.В., Добында И.В., Парамонов А.М. Вибровозбудители для электроискрового легирования // Вибрационная техника. Матер. сем. МДНТП. М., 1976.
311. Семенчук А.В., Пикулин С.П. Решение обобщенной квадратичной задачи о собственных значениях // Деп. науч. раб. 1989. № 3.
312. Семенчук А.В. Улучшение решения обобщенной задачи о собственных значениях с комплексными матрицами // Там же. 1990. № 1.
313. Семенчук А.В. К расчету собственных колебаний твердого тела с внешним и внутренним трением // Численные методы решения задач волновой динамики. Кишинев: Штиинца, 1990. С. 113—121.
314. Семенчук А.В., Пикулин С.П. Нахождение вынужденных колебаний осциллятора // Деп. науч. раб. 1989. № 3.
315. Семенчук А.В., Бешетя А.П. Нахождение вынужденных колебаний твердого тела разложением по собственному базису // Там же. 1989. № 8.
316. Семенчук А.В., Пикулин С.П. Разложение вектора по неортогональному базису // Там же. 1989. № 3.
317. Семенчук А.В., Поповский М.В. Ускорение решения задачи о собственных колебаниях тела методом конечных элементов // Изв. АН РМ: Математика. 1996. № 3.
318. Сафронов И.И., Семенчук А.В. К расчету электромагнитных вибраторов с гибкими упругими якорями // Изв. АН РМ: Физика и техника. 1996. № 2. С. 71—74.
319. Сафронов И.И., Семенчук А.В. Анализ виброударных колебаний деформируемого твердого тела // Изв. АН РМ: Математика. 1997. № 3. С. 3—7.
320. Семенчук А.В. Итерационный метод решения задачи о собственных колебаниях вязкоупругого тела // Численное решение задач волновой динамики. Кишинев: Штиинца, 1989. С. 119—129.
321. Семенчук А.В. Применение метода наименьших квадратов к квадратичным полиномам двух переменных и функциям, сводимым к ним // Алгоритмы и программы. 1990. № 6. С. 4.
322. Safronov I., Semenciuc A., Fateev V., Turcan I., Fursov S. Vibrator electric cu două coordonate. Patent MD N 1499 // BOPI 2000, N 6. P. 24-25, 119.
323. Semenciuc A., Safronov I., Serbian R., Tcacenco A., Terzi A., Pasincovschi E., Urechean S. Vibrator electromagnetic cu două coordonate. Patent MD N 2539 // BOPI 2004, N 8. P. 60-61.

324. *Андронатий Н.Р., Гарштя М.М., Сафронов И.И., Семенчук А.В., Ткаченко А.А., Терзи С.Л., Урекян С.А., Фатеев В.В.* Дфухкоординатные вибраторы с параметрическим возбуждением колебаний // Научно-экспериментальные принципы управления качеством поверхностного слоя изделий на основе интенсификации электротехнологических процессов нанесения металлопокрытий с применением неразрушающих методов контроля. Кишинев: Elan Poligraf, 2001, с. 139-144.
325. *Бабаков И.М.* Теория колебаний. М.: Наука, 1968.
326. *Сафронов И.И., Семенчук А.В., Цуркан И.В., Фатеев В.В.* Повышение частотного диапазона электроискровых импульсов при легирования // Научные принципы управления качеством поверхностного слоя при нанесении металлических покрытий. Кишинев: Elan, 1999, с. 154-159.
327. *Андронатий Н.Р., Гарштя М.М., Сафронов И.И., Семенчук А.В., Ткаченко А.А., Терзи С.Л., Урекян С.А., Фатеев В.В.* Повышение частоты эродирующих импульсов при электроискровом легировании // Научно-экспериментальные принципы управления качеством поверхностного слоя изделий на основе интенсификации электротехнологических процессов нанесения металлопокрытий с применением неразрушающих методов контроля. Кишинев: Elan Poligraf, 2001, с. 145-151.
328. *Бугаев А.А., Скороход В.А., Перевертун А.И.* Повышение производительности электроискрового легирования // Электронная обработка материалов. 1981. № 1. С. 84—85.
329. *Safronov I., Semenciuc A., Fateev V., Turcan I.* Vibrator electromagnetic bifazat. Patent MD N 1547 // ВОПИ 2000, N 9. P. 27-28, 98.
330. *Safronov I., Semenciuc A., Fateev V., Turcan I.* Instalație pentru aliere cu explozie electrică. Patent MD N 1368 // ВОПИ 1999, N 2. P. 78-79, 145.
331. *Семенчук А.В., Парамонов А.М., Добында И.В.* Вибратор с утроением частоты // Электроустановки повышенной частоты. Кишинев: Штиинца, 1978. С. 96—101.
332. *Поповский М.В., Семенчук А.В.* Расчет трехфазных четырехстержневых магнитных систем // Алгоритмы и программы. 1977. № 3.
333. *Семенчук А.В.* Расчет генерации гармоник в нелинейных электрических и магнитных трехфазных цепях // Там же. 1975. № 1.
334. *Сафронов И.И., Семенчук А.В., Цуркан И.В., Фатеев В.В.* Электроискровое легирование резонансными вибраторами // Научные принципы управления качеством поверхностного слоя при нанесении металлических покрытий. Кишинев: Elan, 1999, с. 136-143.
335. *Юрьев Е.И.* Теория автоматического управления. Изд. 2. Л.: Энергия, 1975.
336. *Зайцев Е.А., Гольдман Ш.С.* Электроискровые установки ЭФИ—ЭЛЕКТРОМ—10 и ЭФИ—ЭЛЕКТРОМ—25 // Информ. листок МИНТИ. № 92. Кишинев, 1965.
337. *Коваль Н.П., Зайцев Е.А., Верхотуров А.Д. и др.* Установка для электроискрового механизированного легирования ЭФИ—66 // Электронная обработка материалов. 1974. № 1. С. 82—84.
338. *Хрущ В.П. и др.* Установка для электроискрового легирования металлических поверхностей ЭФИ—46А // Там же. 1975. № 1. С. 80—83.
339. *Сафронов И.И., Семенчук А.В., Цуркан И.В., Фатеев В.В.* Охлаждение электродов при электроискровом легировании // Научные принципы управления качеством поверхностного слоя при нанесении металлических покрытий. Кишинев: Elan, 1999, с. 149-153.

340. *Safronov I., Semenciuc A., Tcacenco A., Terzi A., Pasincovski E., Urechean S., Popovici E.* Vibrator electromagnetic cu răcire cu aer. Patent MD N 1982 // BOPI 2002, N 8. P. 25, 126.
341. *Добында И.В., Парамонов А.М., Семенчук А.В., Фурсов С.П.* Виброзащищенные возбудители для электроискрового легирования // Изв. АН МССР: Сер. физ.-техн. и мат. наук. 1979. № 3. С. 57—62.
342. *Васильев Ю.М., Борисов Л.П.* О механическом импедансе согнутой руки человека // Науч. раб. институтов охраны труда ВЦСПС. Вып. 62. М.: Профиздат, 1968. С. 75—80.
343. *Васильев Ю.М., Коненков Ю.К.* Оценка влияния импеданса человека на виброизоляцию упругих прокладок // Там же. М.: Профиздат, 1969. С. 81—96.
344. *Ильинский Н.Ф., Цаценкин В.К.* Приложение теории графиков к задачам электромеханики. М.: Энергия, 1968.
345. *Лазаренко Б.Р., Гитлевич А.Е., Фурсов С.П. и др.* Некоторые особенности электроискрового легирования алюминием и никелем // Электронная обработка материалов. 1974. № 1. С. 29—32.
346. *Морозенко В.Н., Онуфриенко И.П., Гасик Л.Н. и др.* Получение полиметаллических композиций электроискровым способом // Там же. 1972. № 4. С. 8—12.
347. *Фурсов С.П., Парамонов А.М., Добында И.В., Семенчук А.В.* К вопросу получения полиметаллических соединений // Новое в алмазной, алмазно-электролитической и электроэрозионной обработке металлов и сплавов. Киев: Знание, 1976.
348. *Зайцев Е.А., Корниенко А.И., Покровский А.М.* Установки типа ЭФИ—41, ЭФИ—50 для электроискрового серебрения // Электронная обработка материалов. 1971. № 6. С. 72—75.
349. Установки для электроискрового серебрения ЭФИ—54А // Информ. листок № 56. Кишинев, 1977.
350. *Морозенко В.Н., Андреев В.И.* Технологические возможности вращающихся многоэлектродных инструментов с упруговязкими элементами // Электронная обработка материалов. 1972. № 4.
351. *Андреев В.И.* Опыт применения вращающихся многоэлектродных инструментов с упруговязкими элементами для электроискрового упрочнения деталей // Там же. 1977. № 5. С. 90—92.
352. *Артоболевский И.И.* Теория машин и механизмов. М.: Наука, 1967.
353. *Зиновьев В.А.* Аналитические методы расчета плоских механизмов. М.; Л.: Гостехиздат, 1949.
354. *Семенчук А.В.* Исследование механических движений электрода при процессе искрового легирования // Матер. 1-й Респуб. конф. «Производство и научно-техническое творчество молодых ученых и специалистов». Ташкент, 1972. С. 70—71.
355. *Попов Е.П.* Теория и расчет гибких упругих деталей. Л., 1947.
356. *Семенчук А.В., Фурсов С.П.* Исследование кинематики вращающихся головок для безвибрационного легирования // Деп. рук. (Естественные и точные науки, техника). М., 1980. № 1 (99). С. 103.
357. *Рыбалко А.В., Гричук Д.М., Ермилов В.В.* Расширение возможностей электроискрового легирования по формированию заданной шероховатости на металлических поверхностях // Электронная обработка материалов, 1995, № 5-6, с. 13-15.

358. Сафронов И.И., Семенчук А.В., Цуркан И.В., Фатеев В.В. Синхронизированные вертушки для электроискрового легирования // Научные принципы управления качеством поверхностного слоя при нанесении металлических покрытий. Кишинев: Elan, 1999, с. 242-249.
359. Сафронов И.И., Семенчук А.В., Цуркан И.В., Фатеев В.В. Вертушка для нанесения поликомпонентных покрытий // Научные принципы управления качеством поверхностного слоя при нанесении металлических покрытий. Кишинев: Elan, 1999, с. 250-255.
360. Safronov I., Semenciuc A., Fateev V., Turcan I. Cap rotativ pentru aliere cu explozie electrică. Modelul de utilitate MD N 32 // BOPI 2000, N 4. P. 36, 124.
361. Safronov I., Semenciuc A., Fateev V., Turcan I. Patent MD N 14982 // BOPI 2000, N 6. P. 24-25, 119.
362. Safronov I., Semenciuc A., Fateev V., Turcan I. Dispozitiv pentru aliere cu explozie electrică. Modelul de utilitate MD N 39 // BOPI 2000, N 9. P. 35, 103.
363. Андронатий Н.Р., Гарштя М.М., Сафронов И.И., Семенчук А.В., Ткаченко А.А., Терзи С.Л., Урекян С.А., Фатеев В.В. Синхронизация «вертушек» для электроискрового легирования с генераторами эродирующих импульсов // Научно-экспериментальные принципы управления качеством поверхностного слоя изделий на основе интенсификации электротехнологических процессов нанесения металлопокрытий с применением неразрушающих методов контроля. Кишинев: Elan Poligraf, 2001, с. 61-78.
364. Safronov I., Semenciuc A., Fateev V., Turcan I. Dispozitiv sincronizată pentru aliere cu explozie electrică. Modelul de utilitate MD N 41 // BOPI 2000, N 9. P. 36, 103.
365. Safronov I., Semenciuc A., Fateev V., Turcan I. Instalație pentru aliere cu explozie electrică. Patent MD N 1539 // BOPI 2000, N 6. P. 24-25, 119.
366. Андронатий Н.Р., Гарштя М.М., Сафронов И.И., Семенчук А.В., Ткаченко А.А., Терзи С.Л., Урекян С.А., Фатеев В.В. Конструирование синхронизированных «вертушек» для нанесения поликомпонентных покрытий // Научно-экспериментальные принципы управления качеством поверхностного слоя изделий на основе интенсификации электротехнологических процессов нанесения металлопокрытий с применением неразрушающих методов контроля. Кишинев: Elan Poligraf, 2001, с. 8-13.
367. Safronov I., Semenciuc A., Fateev V., Turcan I. Cap rotativ electrozi pentru aliere cu explozie electrică. Modelul de utilitate MD N 40 // BOPI 2000, N 9. P. 36, 103.
368. Safronov I., Semenciuc A., Fateev V., Turcan I. Generator de impulsuri pentru aliere cu explozie electrică. Patent MD N 1395 // BOPI 2000, N 1. P. 23, 145.
369. Safronov I., Semenciuc A., Fateev V., Turcan I. Generator de impulsuri pentru aliere cu explozie electrică. Modelul de utilitate MD N 44 // BOPI 2000, N 11. P. 30, 117.
370. Мицкевич М.К. Исследование влияния НЧ—вибрации и ультразвука на процесс электроэрозионной обработки: Автореф. канд. дис. Минск: АН БССР, Физ.-техн. ин-т, 1969.
371. Петров Ю.Н., Дехтярь Л.И., Сафронов И.И., Безносков А.Я. Влияние технологических режимов механизированного электроискрового легирования на качество получаемой поверхности // Электронная обработка материалов. 1965. № 3. С. 45—49.
372. Трофимов В.И. Исследование работы генератора РС при электроискровом легировании фрез // Там же. 1977. № 6. С. 23—28.
373. Сафронов И.И., Семенчук А.В., Парамонов А.М. Синхронизация вибратора с генератором импульсов при электроискровом легировании // Электронная обработка материалов. 1998. № 5-6. С. 89—94.

374. *Сафронов И.И.* Пневмоэлектрический вибратор // Сборник работ молодых ученых АН МССР. Кишинев, 1966. С. 24—26.
375. *Трофимов В.И., Розанов В.А.* Автоматизация процесса электроискрового легирования сложных металлических поверхностей // Электронная обработка материалов. 1972. № 1. С. 42—46.
376. *Батуев Г.С., Голубков Ю.В., Ефремов А.К., Федосов А.А.* Инженерные методы исследования ударных процессов. М.: Машиностроение, 1977.
377. *Иориш Ю.И.* Виброметрия. М.: Машгиз, 1963.
378. *Лившиц А.Л., Рогачев И.С., Отто М.Ш.* Генераторы импульсов. М.: Энергия, 1970.
379. *Гершунский Б.С.* Расчет основных электронных и полупроводниковых схем в примерах. Киев: Изд. Киевск. ун-та, 1968.
380. *Андронатий Н.Р., Гаритя М.М., Сафронов И.И., Семенчук А.В., Ткаченко А.А., Терзи С.Л., Урекян С.А., Фатеев В.В.* Расчет блока инициирования электроискрового разряда // Научно-экспериментальные принципы управления качеством поверхностного слоя изделий на основе интенсификации электротехнологических процессов нанесения металлопокрытий с применением неразрушающих методов контроля. Кишинев: Elan Poligraf, 2001, с. 25-29.
381. *Андронатий Н.Р., Гаритя М.М., Сафронов И.И., Семенчук А.В., Ткаченко А.А., Терзи С.Л., Урекян С.А., Фатеев В.В.* Расчет осциллятора для инициирования искрового разряда при электроискровом легировании // Научно-экспериментальные принципы управления качеством поверхностного слоя изделий на основе интенсификации электротехнологических процессов нанесения металлопокрытий с применением неразрушающих методов контроля. Кишинев: Elan Poligraf, 2001, с. 152-158.
382. *Чаругин Н.В.* Некоторые аспекты роботизации процесса электроискрового легирования // Электронная обработка материалов. 1989. № 1. С. 12—14.
383. *Лазаренко Н.И.* Современный уровень и перспективы развития электроискрового легирования металлических поверхностей // Там же. 1967. № 5. С. 46—59.
384. *Лазаренко Б.Р., Лазаренко Н.И.* Электроискровое легирование металлических поверхностей // Там же. 1977. № 3. С. 12—16.
385. *Бугаев А.А., Скороход В.А., Перевертун А.И., Лузин А.А.* Устройство для электроискрового легирования фрез // Там же. 1980. № 4. С. 84—86.
386. *Бугаев А.А., Перевертун А.И., Скороход В.А. и др.* Многопозиционная полуавтоматическая установка для электроискрового легирования // Там же. 1976. № 5. С. 69—72.
387. *Хабибуллина Н.В., Фурсов С.П., Заппарова З.А. и др.* Применение установок чистового легирования для повышения качества медицинского инструмента // Там же. 1982. № 1. С. 89—90.
388. *Петров Ю.Н., Сафронов И.И., Фурсов С.П.* Электроискровой способ повышения долговечности режущих элементов сельскохозяйственных машин // Там же. 1965. № 1. С. 54—56.
389. *Андреев В.И., Ситало В. Т., Воронов Н. Г., Василько Н. П.* Технологические возможности применения вращающихся электродов-инструментов для ЭИЛ // Там же. 1990. № 2. С. 85—87.
390. *Соколов И.А.* Механизация процесса электроискрового легирования // Там же. 1975. № 1. С. 33—34.
391. *Трофимов В.И.* Разработка и исследование автоматизированных установок для электроискрового легирования // Там же. 1978. № 1. С. 27—31.

392. А.с. 155811. Устройство для электроискрового упрочнения поверхности зубьев зубчатых колес на станках / *В. А. Овчинников*. Оpubл. 1963. № 14.
393. *Андреев В.И.* Электроискровое легирование спаренными вращающимися электродами // *Электронная обработка материалов*. 1978. № 3. С. 74—76.
394. *Снежков В.А., Ливурдов В.И., Беликов А.А.* Современное состояние и перспективы развития метода электроэрозионного упрочнения // Там же. 1994. № 6. С. 19—21.
395. *Вероман В.Ю., Трофимов В.И.* Характеристики параметров механизированного легирования // *Тр. ЛПИ*. № 326. Л., 1972. С. 87—89.
396. *Сафронов И.И.* Упрочнение сегментов комбайнов, жаток электроискровым способом // *Тр. III конф. молодых ученых Молдавии*. Кишинев, 1964.
397. *Иванов Г.П., Астафьев С.С.* Механизация электроискрового упрочнения деталей машин. М.: Машгиз, 1958.
398. *Галай В.И.* Некоторые кинематические особенности механизированного электроискрового легирования сферических поверхностей // *Электронная обработка материалов*. 1980. № 4. С. 72—76.
399. *Эйзнер Б.А.* О четырех основных видах орбитального движения электрода-инструмента // Там же. 1984. № 2. С. 91—93.
400. А.с. 510344. Устройство электроискрового упрочнения металлических деталей. / *И.А. Соколов, В.А. Силицкий*. Оpubл. 1976. № 14. С. 43—44.
401. А.с. 94038. Многоэлектродный вращающийся инструмент для электроискрового упрочнения металлических поверхностей / *Д.Ф. Якимович*. Оpubл. 1952. № 7.
402. Мощные полупроводниковые приборы. Транзисторы / *Справочник*. М.: Радио и связь, 1985.
403. Мощные полупроводниковые приборы. Тиристоры / *Справочник*. М.: Радио и связь, 1987.
404. *Косенко А.Г., Прийменко А.А., Лелеко В.Г.* Вибратор для электроискрового легирования // *Электронная обработка материалов*. 1986. № 5. С. 75—77.
405. *Семенчук А.В., Фурсов С.П., Парамонов А.М., Добында И.В.* Расчет высокочастотных вибраторов для электроискрового легирования // *Изв. АН МССР: Сер. физ.-техн. и мат. наук*. 1980. № 2. С. 89—93.
406. *Safronov I., Semenciuc A., Fateev V., Turcan I.* Vibrator electromagnetic. Patent MD N 1439 // *ВОПИ* 2000, N 3. P. 20, 106.
407. *Буль Б.К.* Основы теории и расчета магнитных цепей. М.; Л.: Энергия, 1964.
408. *Львович А.Ю.* Электромеханические системы. Л.: Изд-во ЛГУ, 1989.
409. *Буль Б.К.* Простейшие методы расчета магнитных проводимостей // *Электротехника*, 2007, № 1. С. 17-24.
410. *Сафронов И.И., Семенчук А.В., Цуркан И.В., Фатеев В.В.* Расчет магнитных цепей методом магнитного трансформатора // *Научные принципы управления качеством поверхностного слоя при нанесении металлических покрытий*. Кишинев: Elan, 1999, с. 236-241.
411. *Сливинская А.Г.* Электромагниты и постоянные магниты. М.: Энергия, 1972.
412. *Любчик М.А.* Оптимальное проектирование силовых электромагнитных механизмов. М.: Энергия, 1971.
413. *Семенчук А.В., Фурсов С.П.* Электромагнитный расчет вибратора для электроискрового легирования // *Изв. АН МССР: Сер. физ.-техн. и мат. наук*. 1976. № 3. С. 65—73.
414. *Семенчук А.В., Фурсов С.П.* Электромагнитный расчет вибратора с П-образным сердечником // Там же. 1979. № 1. С. 63—69.

415. *Любчик М.А.* Расчет и проектирование электромагнитов постоянного и переменного тока. М.; Л.: ГЭИ, 1959.
416. *Москвитин А.И.* Электрические машины возвратно-поступательного движения. М.; Л.: Изд-во АН СССР, 1950.
417. *Ротерс Г.* Электромагнитные механизмы. М.: ГЭИ, 1949.
418. *Ступель Ф.А.* Электромеханические реле. Харьков: Изд. ХГУ, 1956.
419. *Преображенский А.А.* Магнитные материалы. М.: Высшая школа, 1965.
420. Петруха П. Т. Автоматизация процесса электроискрового упрочнения и влияние этого процесса на режущие свойства инструмента: Автореф. дис.... канд. тех. наук. М.: МАИ, 1952.
421. *Семенчук А.В., Фурсов С.П.* Механический расчет вибратора для искрового легирования // Изв. АН МССР: Сер. физ.-техн. и мат. наук. 1975. № 3. С. 88—91.
422. *Беляев Н.М.* Сопротивление материалов. М.: Физматгиз, 1959.
423. *Лукомский С.И.* Вопросы обоснования расчетной схемы вибратора // Тр. ВНИИстройдормаша. Вып. 33. М., 1963.
424. *Разумов В.П., Еган О.М.* Некоторые особенности механизации процесса электроискрового легирования // Электронная обработка материалов. 1977. № 4. С. 22—24.
425. *Семенчук А.В., Сафронов И.И., Карамышкин В.В., Абрамов В.Ф.* Маятниковый механизм для изучения влияния кинематики электрода на качество электроискрового покрытия // Новые технологии. Образование и наука. М: 2000, с. 70-72.
426. *Андронатий Н.Р., Гаритя М.М., Сафронов И.И., Семенчук А.В., Ткаченко А.А., Терзи С.Л., Урекян С.А., Фатеев В.В.* Экспериментально-расчетная методика исследования влияния виброударной скорости на параметры электроискрового легирования // Научно-экспериментальные принципы управления качеством поверхностного слоя изделий на основе интенсификации электротехнологических процессов нанесения металлопокрытий с применением неразрушающих методов контроля. Кишинев: Епан Poligraf, 2001, с. 194-203.
427. *Камке Э.* Справочник по обыкновенным дифференциальным уравнениям. М.: Наука, 1971.
428. *Рыбалко А.В., Хамурарь В.И.* Электрические параметры электроэрозионного легирования // Электронная обработка материалов. 1988. № 6. С. 18—20.
429. Электротехнический справочник. Т. 1. Изд. 5. М.: Энергия, 1974.
430. Справочник по теории вероятностей и математической статистике. М.: Наука, 1985.
431. *Семенчук А.В., Сафронов И.И.* О законе распределения параметров при моделировании процесса электроискрового легирования // Электронная обработка материалов. 2000. № 1. С. 5—10.
432. *Ким В.А., Коротаев Д.Н.* Газовая среда – как фактор управления эрозионных процессом при электроискрового легирования // Электронная обработка материалов. 1998. № 3-4. С. 37—43.
433. *Фатеев Н.К.* Технология электроэрозионной обработки. М.: Машиностроение, 1980.
434. *Золотых Б.Н.* Основные вопросы теории электрической эрозии в импульсном разряде в жидкой электрической среде: Автореф. дис. ... докт. техн. наук. М.: МЭИМ, 1968.
435. *Зингерман А.С., Каплан Д.А.* Зависимость электрической эрозии катода от длины разрядного канала // ЖТФ. 1959. Т. 29. № 7.
436. *Сафронов И.И., Семенчук А.В., Цуркан И.В., Фатеев В.В.* Электроэрозионные процессы на электродах и микроструктурнофазовый состав легированного слоя. Изд. 1, Кишинев: Штиинца, 1999, 592 с.

437. Семенчук А.В., Сафронов И.И. О форме лунки единого разряда при электроискровом легировании // Электронная обработка материалов. 2001. № 5. С. 31—33.
438. Колмогоров А.Н., Фомин С.В. Элементы теории функций и функционального анализа. –М: 1989.
439. Вентцель Е.С. Теория вероятностей. М.: Наука, 1969.
440. Леви П. Стохастические процессы и броуновское движение. М.: Наука, 1972.
441. Розанов Ю.А. Случайные процессы. М.: Наука, 1971.
442. Щелкунов Н.Н., Дианов А.П. Микропроцессорные средства и системы. М.: Радио и связь, 1989.
443. Ратмиров В.А. Управление станками гибких производственных систем. М.: Машиностроение, 1987.
444. Браславский И.Я., Зюзев А.М., Шилин С.И. Тиристорный преобразователь напряжения в асинхронных электроприводах с микропроцессорным управлением // Электротехника. 1996. № 7. С. 36 — 39.
445. Смолов В.Б., Угрюмов Е.П. и др. Микроэлектронные цифроаналоговые и аналоговые преобразователи информации. Л.: Энергия, 1976.
446. Шаньгин В.Ф., Поддубная Л.М. Программирование на языке Пл/м. М.: Высшая школа, 1991.
447. Сафронов И.И., Цуркан И.В., Семенчук А.В., Парамонов А.М., Фатеев В.В. Использование микропроцессоров в электроискровых технологиях // Электронная обработка материалов. 1997. № 1—2.
448. Джигун О.А., Семенчук А.В. Электроэрозионная балансировка роторов // Техническая акустика. 1993. Т. 2. Вып. 3. С. 26—28.
449. Semenciuc A.V., Djigun O.A. The electro-erosion balancing of rotors // Technical Acoustics. 1994. V. 1. No 2. P. 51—53.
450. Попилов Л.Я. Электрофизическая и электрохимическая обработка материалов. М.: Машиностроение, 1969.
451. Суминов В.М., Скворчевский А.К. Уравновешивание вращающихся тел лучом лазера. М.: Машиностроение, 1972.
452. Самсонов Г.В., Ковальченко М.С., Верхотуров А.Д., Рощина А.И. Обработка тугоплавких металлов и их соединений излучением лазера // Электронная обработка материалов. 1976. № 6. С. 5—10.
453. Семенчук А.В., Фурсов С.П. К вопросу об электроэрозионной и электрохимической балансировке роторов герметических электронасосов // Там же. 1992. № 4. С. 5—8.
454. Семенчук А.В. Электроэрозионные методы финишной подбалансировки / XI Всесоюз. акустич. конф. М., 1991. С. 73—74.
455. Safronov I., Semenciuc A., Fateev V., Turcan I. Instalația pentru echilibrare electroerozivă. Modelul de utilitate MD N 45 // BOPИ 2000, N 12. P. 37, 154.
456. Сафронов И.И., Цуркан И.В., Семенчук А.В., Джигун О.А., Фатеев В.В. Генераторы для электроискровой балансировки // Электронная обработка материалов. 1997. № 1—2.
457. Вольдек А.И. Электрические машины. Изд. 3. –л: Энергия, 1978.
458. Safronov I., Semenciuc A., Urechean S., Popovschi M. Motor electric asincron. Patent MD N 2271 // BOPИ 2003, N 9. P. 28, 152.
459. Safronov I., Semenciuc A., Urechean S., Popovschi M. Motor electric asincron. Patent MD N 2537 // BOPИ 2004, N 8. P. 58, 19.
460. Семенчук А.В., Поповский М.В., Джигун О.А. Алгоритмы управления электроэрозионными балансировочными станками // Там же. 1985. № 2. С. 70—73.

461. *Таскаев В.А., Лаков А.Е.* Электрическая балансировка высокооборотных роторов // Там же. 1983. № 1. С. 50—55.
462. *Хемминг Р.В.* Численные методы. М.: Наука, 1972.
463. *Ковалев М.П., Моржаков С.П., Терехова К.С.* Динамическое и статическое уравнивание гироскопических устройств. М.: Машиностроение, 1965.
464. *Вартанян Л.З. и др.* Гамма автоматизированных балансировочных машин // Теория и практика балансировочной техники. М.: Машиностроение, 1973. С. 435—439.
465. *Левит М.Е., Рыжаков В.М.* Балансировка деталей и узлов. М.: Машиностроение, 1988.
466. *Сафронов И.И., Цуркан И.В., Семенчук А.В., Фатеев В.В.* Модернизация балансировочных станков и комплектов // Электронная обработка материалов. 1998. № 3-4.
467. *Рымашефская М.Ф., Лазаренко Н.И.* Возможность применения электроискровой обработки металлов в прикладном декоративном искусстве // Электроискровая обработка металлов / Под ред. Б.А. Красюка. М.: Изд-во АН СССР, 1963. С. 203—206.
468. Установка для электроискрового легирования ЭФИ—23М // Информ. листок ИПФ АН МССР. Кишинев, 1977.
469. Установка для электроискрового легирования ЭФИ—25А // Информ. листок 03 ИПФ АН МССР. Кишинев, 1977.
470. *Зайцев Е.А., Корниенко А.И., Покровский А.М.* Установки типа ЭФИ—41 и ЭФИ—50 для электроискрового серебрения // Электронная обработка материалов. 1971. № 6. С. 72—75.
471. *Рябов В.П., Базылько А.Г., Сильянова С.П.* Установка для росписи и гравирования на металле ЭФИ—42А // Информ. листок № 134. Кишинев, 1971.
472. Установка для электроискрового легирования металлических поверхностей ЭЛИТРОН-20, ЭЛИТРОН-10 // Там же. Кишинев, 1977.
473. Установка для электроискрового легирования металлических поверхностей ЭЛИТРОН-50 // Там же. Кишинев, 1977.
474. Установка для электроискрового легирования металлических поверхностей ЭЛИТРОН-12, ЭЛИТРОН-22 // Там же. Кишинев, 1977.
475. Установка для электроискрового легирования металлических поверхностей ЭЛИТРОН-52 // Там же. Кишинев, 1980.
476. *Рябов В.П., Сосновский Н.И., Базылько А.Г.* Электроискровые установки моделей ЭФИ—40 и ЭФИ—41. Кишинев, 1969.
477. *Домбровский Г.Е.* Электроискровое легирование инструментов // Проектирование и производство крупных электрических машин. Новосибирск: Зап.—Сиб. кн. изд., 1973. С. 232—237.
478. А.с. 870046. Устройство для электроискрового легирования / *М.Л. Хайт, Н.П. Коваль, А.И. Корниенко, Г.П. Паламарчук.* Оpubл. 1981. № 37.
479. Оборудование для дуговой сварки / Справочное пособие / Под ред. В.В. Смирнова. Л.: Энергоатомиздат, 1986.
480. *Соболь И.М.* Метод Монте-Карло. Изд. 4. М.: Наука, 1985.
481. *Семенчук А.В., Бортник М.И.* Использование метода Монте-Карло для прогнозирования качества изделий // Алгоритмы экономических процессов. Кишинев: Штиинца, 1988. С. 97—101.
482. *Семенчук А.В., Бортник М.И.* Статистический анализ параметров изделия при прогнозировании качества метода Монте-Карло // Создание информационно-вычислительных систем. Кишинев: Штиинца, 1989. С. 37—45.

483. *Пикулин С.П., Семенчук А.В., Стоянова Л.С.* Генерация случайных чисел и векторов с произвольным законом распределения // Деп. науч. работа. 1988. №7.
484. *Иванова В.М.* Случайные числа и их применение. М.: Финансы и статистика, 1984.
485. *Бусленко И.П. и др.* Метод статистических испытаний (метод Монте-Карло). М.: Физматгиз, 1962.
486. *Ермаков С.М., Михайлов Г.А.* Курс статистического моделирования. М.: Наука, 1976.
487. *Соболь И.М.* Численные методы Монте-Карло. М.: Наука, 1973.
488. *Веселов И.В., Семенчук А.В.* Генерация случайного нормально распределенного n -мерного вектора с заданными математическим ожиданием и корреляционной матрицей // Алгоритмы и программы. 1986. № 1. С. 42.
489. *Гришин В.К.* Статистические методы анализа и планирования экспериментов. М.: Изд. МГУ, 1975.
490. *Иванова В.М. и др.* Математическая статистика. М.: Высшая школа, 1981.
491. *Крамер Г.* Математические методы статистики. М.: Мир, 1976.
492. *Андерсон Т.* Введение в многомерный статистический анализ. М.: Физматгиз, 1973.
493. *Холлендер М., Вульф Д.А.* Непараметрические методы статистики. М.: Финансы и статистика, 1983.
494. *Андронатий Н.Р., Гаритя М.М., Сафронов И.И., Семенчук А.В., Ткаченко А.А., Терзи С.Л., Урекян С.А., Фатеев В.В.* Некоторые аспекты математической обработки результатов электротехнологических // Научно-экспериментальные принципы управления качеством поверхностного слоя изделий на основе интенсификации электротехнологических процессов нанесения металлопокрытий с применением неразрушающих методов контроля. Кишинев: Elan Poligraf, 2001, с. 46-60.
495. *Демидовичи Б.П., Марон. И.А.* Основы вычислительной математики. М: Наука, 1966.
496. *Баяковски Ю.М., Галактионов В.А., Графюр Т.Н.* Графическое расширение ФОРТАНа. М.: Наука, 1985.
497. *Браун С.* Visual Basic – 6. Санкт-Петербург, Питер, 2001.
498. *Андронатий Н.Р., Гаритя М.М., Сафронов И.И., Семенчук А.В., Ткаченко А.А., Терзи С.Л., Урекян С.А., Фатеев В.В.* Об оформлении программ для ЭВМ // Научно-экспериментальные принципы управления качеством поверхностного слоя изделий на основе интенсификации электротехнологических процессов нанесения металлопокрытий с применением неразрушающих методов контроля. Кишинев: Elan Poligraf, 2001, с. 180-186.
499. *Семенчук А.В., Поповский М.В., Фурсов С.П.* Оптимизация тиристорного стабилизатора действующего напряжения // Изд. АН МССР. Сер. Физ.-техн.-мат.-наук, 1983, № 1, с. 67-71.
500. *Андронатий Н.Р., Гаритя М.М., Сафронов И.И., Семенчук А.В., Ткаченко А.А., Терзи С.Л., Урекян С.А., Фатеев В.В.* Амплитудная безразборная балансировка роторов // Научно-экспериментальные принципы управления качеством поверхностного слоя изделий на основе интенсификации электротехнологических процессов нанесения металлопокрытий с применением неразрушающих методов контроля. Кишинев: Elan Poligraf, 2001, с. 162-167.
501. *Евтихиев Н.Н, Купершмидт Я.А., Папуловский В.Ф., Скугоров В.Н.* Измерение электрических и неэлектрических величин. М.: Энергоатомиздат, 1990.
502. *Сенаторов К.Я.* Измерение мощности в искровых промежутках установок для электроискровой обработки металлов // Электроискровая обработка металлов. Вып. 1. М.: Изд. АН СССР, 1957, с. 117-132.

Список дополненной литературы*

- 1.Золотых, Б. Н.; Мельдер, Р. Р. Физические основы электроэрозионной обработки. Машиностроение 43, Москва, 1977.
- 2.***Электроискровое легирование металлических поверхностей, Библиографический указатель литературы за 1943-1973 г.г., Кишинёв: Штиинца, 1974. 87 с.
- 3.Гитлевич, А. Е.; Топала, П. А.; Снегирев, В. А.; Игнатков, Д. А. Особенности электрической эрозии электродов при импульсных разрядах, протекающих в режиме недонапряжения. ЭОМ, №3, 1988. с. 9 – 12.
- 4.Топала, П. А. Электроискровое легирование металлических поверхностей в режиме неднапряжения. Всесоюзная школа-семинар. Электрофизические методы и технологий воздействия на структуру и свойства материалов. Ленинград, судостроение, 1990. с. 90 – 91.
5. Pavel, Topală; Natalia, Pînzaru, Criteria for projecting tool-electrodes applied in the formation of surface layers with electric discharges in pulse, Annals of the Oradea University. Fascicle of management and technological engineering, volume VII (XVII), România. ISSN 1583-0691, CNCSIS „Clasa B+”, 2008. pg. 310.
- 6.Topală, Pavel. The energy distribution in the gap at the gap tehnological applyng of the electrical discharges in impulses. Iași: Editura PIM, Nonconventional Tehnolgies Reviev, Nr.1, 2007. p. 129 – 132.
- 7.Topală, Pavel. Electrical charges as mesure for removed metal mass the electrical discharge machining. Iasi: Editura PIM, Nonconventional Tehnolgies Reviev, Nr.4, 2007. p. 103 – 108.
- 8.Tomas, Botzel. Tehnology of Electrical Discharge Machining, МАНО, Hansen Gmb H, 6114, CroB-Umstad, 1991.
- 9.Мещеряков, Г. Н.; Фотеев, Н. К.; Зацепина, Т. А.; Мещеряков, Н. Г. Влияние состава рабочей жидкости и материала электрода-инструмента на параметры шероховатости поверхности стальной детали обработанной электроэрозионным способом. Кишнев: Электронная обработка материалов, № 2, 1992. с. 2 – 3.
- 10.Габович, М. Д. Жидкометаллические эмиттеры ионов. Успехи физических наук. том 140. вып 1, 1983. с. 137 – 151.
- 11.Лубан, Р. Б.; Пеккер, Л. С.; Галинов, И., В. О возможном механизме переноса материала анода на катод при электроискровом легировании металлов., Электронная обработка материалов. Nr.5, 1990. с. 13 – 14.
- 12.Marinescu, N. I.; Sturzu, A.; Visan, A.; Gavrilăș, I. Tehnologii moderne în construcția de mașini. București 1984. 199 p.
- 13.Paramokov, V. A.; Karamyshev, E. P.; Ukhov, V. F. In: "Fiz.khim. poverkh.Rasp" Tbilisi, 1977 (Colloq on physics and chemistry of surface melts) 1155, Metsniyereba, 1977.
- 14.Габович, М. Д.; Празный, В. Я. О механизме возбуждения нелинейных капилерных волн на поверхности жидкого метала находящевося в контакта с ионной плазмой. Журнал экспериментальной и теоретической физики. том.85, вип.1, 1983. p. 146.
- 15.Ставицкий, В. И. Электроискровая презиционная обработка материалов. Научные основы точных материалов формообразования поверхностей, ЭОМ, №.6, Кишинев, 2001. с. 5 – 32.
- 16.Topală, Pavel; Olaru, Ion; Balcănuță, Nicolae; Rusnac, Vladislav; Cazacu, Ala; Russu, Aurel. Cercetări privind modificarea microgeometriei suprafețelor pieselor prin dezvoltarea undelor capilare pe suprafața metalului lichid în condițiile descărcării electrice în impuls. Raport științific. Universitatea de Stat “A.Russo”, Bălți. Num. înregist. de Stat 0104 MD.02523, 2006. 72 p.

17. Григорьев, А. И.; Ширяева, С. О.; Белоножко, Д. Ф.; Климов, А. В. О ФОРМЕ КОНУСА ТЕЙЛОРА И ХАРАКТЕРНОМ ВРЕМЕНИ ЕГО РОСТА. Кишинев: ЭОМ, №.4, 2004. с. 34-40.
18. Ставицкий, Б. И. Электроискровая прецизионная обработка материалов. Научные основы осебточных методов формообразования поверхностей. Кишинев: ЭОМ, №.1, 2002. с. 5 – 32.
19. Topală, P. Cercetări privind obținerea straturilor din pulberi metalice prin descărcări electrice în impuls. Rezumatul tezei de doctorat. București, 1993. 32 p.
20. Topală, P. Electro-spac alloyng of metallic surfices in the undertension regime. All-Union school-seminar „Electro-physical methods and technologies of influencing over structure and properties of metallic materials“. All-Union scientific-technical societ. Leningrad, 1980, p. 90 – 91.
21. P. Topala, P. Stoicev. **Tehnologii de prelucrare a materialelor conductibile cu aplicarea descărcărilor electrice în impuls.** Chișinău, Editura TEHNICA-INFO, 2008, 265 p.
22. Душенко В.Ф., Гитлевич А.Е., Михайлов В.В. О возможном механизме диффузий при электроискровом легировании и других видах импульсного воздействия на металлы. Электронная обработка материалов. 1980, №3, стр. 36...39.
23. Ревуцкий В.М., Гитлевич А.Е., Михайлов В.В., Фаличенко В.М., Душенко В.Ф. Исследование распределения элементов в электроискровых покрытиях с помощью радиоактивных изотопов. Электронная обработка материалов, 1981, №.6, стр.32...35.
24. Гитлевич А.Е., Топала П.А., Мазанко В.Ф., Фаличенко В.М., Томашевский Н.А., Носовский О.И. Массоперенос в поверхностных слоях стали и титана при многократном воздействии импульсных разрядов. ЕОМ, 1989, №.6, pg. 21...23.
25. Пячин С.А., Заводинский В.Г., Гниденко А.А., Чебиряк Ю.А. Оценка коэффициентов взаимной диффузии переходных металлов при электроискровом легировании тантала. Физика и химия обработки материалов, 2004, №3, стр. 59...65.
26. Погребняк А.Д., Кульментьева О.П., Кшнякин В.С., Тюрин Ю.Н., Колесниченко О.В. Упрочнение и массоперенос при импульсной плазменно-детонационной обработке. Физика и химия обработки материалов, 2002, №2, стр. 40...48.
27. Николенко С.В., Верхотуров А.Д., Коваленко С.В. Поверхностная обработка титанового сплава электроискровым легированием. Перспективные материалы, 2002, №3, стр.13...19.
28. Немошкаленко В.В., Топала П.А., Томашевский Н.А., Мазанко В.Ф., Носовский О.И. Особенности формирования поверхностных слоев при искровых разрядах, Металлофизика, 1990, Т.12, №3, стр.132...133.
29. Гитлевич А.Е., Михайлов В.В., Парканский Н.Я., Ревуцкий В.М. Электроискровое легирование металлических поверхностей., Кишинев Штиинца, 1985, стр. 196 .
30. Паркансвдй Н.Я. Исследования процесса электроискрового нанесения покрытий из порошковых материалов в электрическом поле. Дис. канд техн. наук., Киев., Институт проблем материаловедения АН УССР.
31. Золотых Б.Н. Основные вопросы качественно теории электроискровой обработки в жидкой диэлектрической среде. В кн: Проблемы электрической обработки материалов.-М: язц-во АЕ СССР 1962, с.5-43.

32. Мицкевич М.К., Гитлевич А.Е., Бакуто И.А., Бушик А.И., Шилов В.А. Динамика импульсного разряда в условиях использования его для электроискрового легирования. Электронная обработка материалов, №3, 1986.
33. Гитлевич А.Е., Парканский Н.Я., Рквуцкий В.М., Речанник И.О. Покровский А.М., Говберг М.Г. - Оборудование для электроискрового легирования металлических поверхностей порошковыми материалами, ЭОМ, 1983, №6, с.78-80.
34. Гитлевич А.Е., Ревуцкий В.М. Особенности явлений на электродах при низковольтном разряде на промежутках больше пробивных. Тезисы докладов Всесоюзной конференции по импульсным методам обработки материалов, Минск, ФТИ АН БССР, 1978, с. 196-197.
35. Бакуто И.А. О зависимости электроэрозионного эффекта от электрического режима разряда; - В кн.: Сб. научных трудов ФТИ АН БССР вып.6, Минск, изд-во АН БССР, 1969, с.213-222.
36. Гитлевич А.Е., Топала П.А., Куку И.И., Иванов В.И., Снегирев В.А. О возможности упрочнения металлических поверхностей на установках для электроискрового легирования типа «Разряд». ЭОМ, 1987, №2, с.24-27.
37. Арутюнян Р. В., Большов Л.А., Витюков В. В., Киселёв.В.П. О механизме конвективного перемешивания при импульсном оплавлении поверхности металла. ДАН, 1986, т. 291, №4, с ,843-847.
- 38.Лазаренко Б.Р., Парканский Н.Я., Гитлевич А.Е., Ревуцкий В.М. Особенности взаимодействия частиц порошка с разрядом при электроискровом легировании. ЭОМ, 1979, №1, с.29-31.
39. Pavel, Topală; Laurențiu, Slătineanu; Oana, Dodun; Natalia, Pînzaru. Influence of some factors on the powder deposition process by electrical discharges, MECHANICS Proceedings of the International Scientific Conference. Rzeszów University of Technology, Poland. Rzeszów, June 2008. ISSN 0209-2689, 2008. pg. 277-282.
40. Топала П.А. Особенности явлений на электродах при низковольтных разрядах на промежутках больше пробивных. тезисы докладов Республиканской конференции молодых учёных, Кишинев, Штиинца, 1986, с. 252-253.
41. Гнедовец А.Г., Лохов Ю.Н., Углов А.А. Теплофизические задачи обработки частиц тугоплавких металлов в горячем газе – ФХОМ, 1979, №6, с. 36-43.
42. Лазаренко Н.И. Изменение исходных свойств поверхности катода по действием искровых электрических импульсов, протекающих в газовой среде. В кн.: Электроискровая обработка металлов. Изд-во ФН СССР 1957, вып. 1, с. 70-94.
43. Топала, П.; Стойчев, П.; Епуряну, А.; Руснак, В. Упрочнение металлических поверхностей на участках для электроискрового легирования. Машиностроение и техносфера XXI века. Материалы Международной научно- технической конференции, Донецк, 2006. – с. 262 – 266.
44. Топала, П.; Стойчев, П.; Епуряну, А.; Бешлиу, В. О возможности легирования металлических поверхностей на установках для электроискровой обработки в режиме недонапряжения. Машиностроение и техносфера XXI века. Материалы Международной научно- технической конференции, Донецк, 2006. – с. 266 – 269.
45. Гитлевич, А. Е.; Топала, П. А.; Ревуцкий, В.М.; Шистик, В.М. Взаимодействие частиц порошка с каналом импульсного разряда в условиях электроискрового нанесения покрытий, ЭОМ, №6, Кишинев, 1988. – с. 20 – 25.
46. Топала, П. А.; Гитлевич, А.Е.; Беляков, А.В. Возможности и особенности электроискрового нанесения покрытий из порошковых материалов. Порошковые сплавы для авиационной техники. Сборник докладов, Москва, 1988. – с. 98 – 99.

- 47.Топала, П. А. Электроискровое легирование металлических поверхностей в режиме недонапряжения. Всесоюзная школа-семинар „Электрофизические методы и технологии воздействия на структуру и свойства металлических материалов”. Ленинград, Судостроение, 1990. – с. 90 – 91.
48. Топала, П. А. Бесконтактный процесс электроискрового нанесения покрытий из порошковых материалов. Электрофизические технологии в порошковой металлургии, Москва, 1990. – с. 97 – 98.
- 49.Топала А.Павел, Фундаментальные и прикладные исследования электроэрозионных процессов в нетрадиционных технологиях, Автореферат диссертации доктора хабилитат технических наук, Кишинев, 2008, с.54.

ОГЛАВЛЕНИЕ

ПРЕДИСЛОВИЕ	3
ВВЕДЕНИЕ	4
Глава 1. ФИЗИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ПРОЦЕССА ЭЛЕКТРОИСКРОВОГО ЛЕГИРОВАНИЯ	6
1.1. Классическая модель процесса электроискрового легирования.....	6
1.2. К вопросу о физической природе электрической эрозии электродов в жидких средах.....	10
1.2. Современная физическая картина электроискровой эрозии	12
1.3.1. Развитие неустойчивостей на поверхности жидкого металла в электрическом поле импульсного разряда	14
1.3.2. Современная модель процесса электрической эрозии.....	16
Глава 2. ЗАКОНОМЕРНОСТИ И МЕХАНИЗМ ЭРОЗИИ ЭЛЕКТРОДОВ ПРИ ЭЛЕКТРОИСКРОВОМ ЛЕГИРОВАНИИ	18
2.1. Механизм эрозии и термические напряжения на аноде.....	18
2.2. Продукты эрозии анода.....	25
Глава 3. ВЛИЯНИЕ МАТЕРИАЛА ЭЛЕКТРОДА И СРЕДЫ НА ФОРМИРОВАНИЕ ЛЕГИРОВАННОГО СЛОЯ, ЕГО МИКРОСТРУКТУРУ И ФАЗОВЫЙ СОСТАВ	31
3.1. Природа и механизм образования белого слоя.....	34
3.2. Микроструктура и фазовый состав.....	44
3.3. Влияние температуры закалки и скорости охлаждения на микротвердость, микроструктуру легированного слоя.....	68
3.4. Влияние термической обработки и мощности электрических режимов на глубину легированного слоя.....	69
3.5. Спектральный анализ и химический состав легированного слоя.....	71
3.6. Выбор методики для определения химического состава покрытий и обсуждение полученных результатов.....	76
3.7. Рентгеновские исследования легированного слоя.....	82
3.8. Массоперенос и диффузионные процессы поверхностных слоев деталей машин при электроискровой обработке.....	85
Выводы.....	92
Глава 4. ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ МАТЕРИАЛА ЭЛЕКТРОДА И ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ НА МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ЛЕГИРОВАННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ	94
4.1. Внутренние напряжения и причины их возникновения.....	94
4.2. Выбор методики испытаний и обсуждение полученных результатов.....	96
4.3. Усталостная прочность и причины ее возникновения	106
4.4. Выбор методики испытаний и обсуждение полученных результатов.....	108
4.5. Ударная вязкость и причины ее возникновения.....	114
4.6. Выбор методики и обсуждение полученных результатов.....	114
4.7. Гидроабразивная стойкость и причины ее повышения.....	118
4.8. Разработка методики испытаний и обсуждение полученных результатов.....	120
4.9. Износостойкость и основные факторы ее повышения.....	124
4.10. Выбор методики испытаний при абразивном трении и обсуждение полученных результатов.....	126
4.11. Выбор методики испытания образцов при полужидкостном трении и обсуждение полученных результатов.....	130
4.12. Новый электроискровой способ формирования упрочненного слоя.....	134
Глава 5. ИССЛЕДОВАНИЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ И КОНСТРУКТОРСКИХ ОСОБЕННОСТЕЙ ГЕНЕРАТОРОВ ДЛЯ ЭЛЕКТРОИСКРОВОГО ЛЕГИРОВАНИЯ	144
5.1. Классификация генераторов эродирующих импульсов.....	144
5.2. Особенности RC-генератора с питанием постоянным напряжением.....	145
5.3. Особенности RC-генератора с питанием выпрямленным несглаженным напряжением.....	150
5.4. Исследование и установление особенностей LC-генераторов.....	158
5.5. CC-генераторы и их возможности.....	162
5.6. Особенности полуразобщенных генераторов.....	165
5.7. Особенности и выбор оптимальных параметров разобщенных генераторов.....	167

5.8. Особенности генераторов с индуктивным и двойным энергонакоплением.....	173
5.9. Исследование и выбор прерывателей.....	175
5.10. Разновидности электромашинных и магнито насыщаемых генераторов.....	178
5.11. Особенности совмещенных генераторов.....	179
5.12. Разновидности преобразователей частоты.....	180
5.13. Расчет узлов блока управления генератором.....	181
Глава 6. ИССЛЕДОВАНИЕ И ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ ВИБРАЦИИ ЭЛЕКТРОДА ПРИ ЭЛЕКТРОИСКРОВОМ ЛЕГИРОВАНИИ.....	187
6.1. Исследование колебания однокоординатного вибратора с сосредоточенными параметрами при полигармоническом возбуждении.....	187
6.1.1. Колебания вибратора на безударных интервалах.....	189
6.1.2. Колебания вибраторов при гармоническом возбуждении.....	191
6.1.3. Колебания вибратора при возбуждении последовательностью прямоугольных импульсов.....	193
6.1.4. Колебания двухтактного вибратора.....	196
6.2. Исследование колебания вибратора при возбуждении единичными силовыми импульсами.....	197
6.2.1. Влияние формы импульса на характер движения электрода при колебаниях.....	197
6.2.2. Исследование и выбор оптимальных колебаний вибратора, питающегося от полупроводниковых генераторов.....	204
6.3. Исследование и определение необходимых виброударных колебаний вибраторов с гибкими упругими якорями.....	205
6.3.1. Решение задачи о собственных колебаниях тела методом конечных элементов.....	208
6.4. Двухкоординатная вибрация электрода при электроискровом легировании.....	211
6.5. Исследование и определение средней силы давления преград на якорь.....	214
6.6. Исследование двухмассовой модели вибратора и разработка его оптимальной системы...	215
Глава 7. ИССЛЕДОВАНИЕ И ВЫБОР ЧАСТОТНЫХ ДИАПАЗОНОВ ЭРОДИРУЮЩИХ ИМПУЛЬСОВ ВИБРАЦИОННОГО ЛЕГИРОВАНИЯ И СИСТЕМ ЭЛЕКТРОПИТАНИЯ ВИБРАТОРОВ.....	218
7.1. Широкополосные вибраторы.....	219
7.2. Высокочастотные резонансные вибраторы.....	220
7.3. Многофазные вибрационные системы.....	223
7.4. Генерация нескольких эродирующих импульсов за один период механических колебаний электрода.....	224
7.5. Сетевое питание низкочастотных и широкополосных вибраторов синусоидальным напряжением.....	225
7.6. Питание широкополосных вибраторов импульсным током.....	228
7.7. Генераторы для питания высокочастотных резонансных вибраторов.....	230
7.8. Питание электродинамических вибраторов.....	232
7.9. Исследования влияния охлаждения электродов на производительность и качество формирования легированного слоя.....	233
7.10. Исследование способа виброзащиты инструмента для ручного электроискрового легирования.....	236
Глава 8. ИССЛЕДОВАНИЕ КИНЕМАТИКИ «ВЕРТУШЕК» ДЛЯ ЭЛЕКТРОИСКРОВОГО ЛЕГИРОВАНИЯ.....	242
8.1. Исследование кинематической модели «вертушки» с жесткими электродами.....	243
8.2. Начальная стадия контактирования.....	248
8.3. Окончание контактирования.....	252
8.4. Исследование кинематики «вертушки» с гибкими упругими электродами.....	252
8.5. Исследование окончания контактирования гибких упругих электродов.....	256
8.6. «Вертушки» для нанесения поликомпонентных покрытий.....	258
Глава 9. ИССЛЕДОВАНИЕ УСЛОВИЙ СИНХРОНИЗАЦИИ КИНЕМАТИКИ ЭЛЕКТРОДА С ГЕНЕРАТОРОМ ИМПУЛЬСОВ ПРИ ЭЛЕКТРОИСКРОВОМ ЛЕГИРОВАНИИ.....	263
9.1. Зоны синхронизации.....	265
9.2. Принципы и схемы синхронизации.....	266
9.3. Исследование и выбор датчиков сбора информации.....	267
9.4. Анализ способов и схем инициирования искрового разряда	271

9.5. Исследования и разработка схем синхронизированных установок для электроискрового легирования	273
---	-----

Глава 10. ИССЛЕДОВАНИЕ И РАЗРАБОТКА ЭЛЕМЕНТОВ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СИСТЕМ ДЛЯ УПРАВЛЕНИЯ ПРОЦЕССАМИ ПРИ МЕХАНИЗАЦИИ И АВТОМАТИЗАЦИИ ЭЛЕКТРОИСКРОВОГО ЛЕГИРОВАНИЯ	277
10.1. Классификация обрабатываемых поверхностей и движений электрода при электроискровом легировании	277
10.2. Сканирующая подача электрода.....	280
10.3. Автоматизация нормальной подачи электрода	281
10.4. Регулирование зазора по электрическим параметрам	282
10.5. Силовое регулирование зазора	286
10.6. Регулирование зазора по амплитуде колебаний высокочастотных резонансных вибраторов	290
10.7. Виброрегуляторы.....	291
10.8. Легирование разрывных поверхностей	295
10.9. Управление качеством легированного слоя	296
Глава 11. ИССЛЕДОВАНИЕ И РАСЧЕТ ПРИ КОНСТРУИРОВАНИИ ВИБРАТОРОВ	298
11.1. Исследование и выбор конструкции якорей высокочастотных вибраторов.....	298
11.2. Определение тягового усилия электромагнита	299
11.3. Анализ и расчет магнитных сопротивлений и проводимостей	300
11.4. Расчет и выбор магнитопроводов вибраторов с Ш-образным сердечником	308
11.5. Расчет и выбор магнитопроводов вибраторов с П-образным сердечником	320
11.6. Расчет и выбор магнитопроводов высокочастотных вибраторов.....	323
11.7. Расчет и выбор магнитопроводов соленоидальных вибраторов.....	328
11.8. Исследование электродинамических вибраторов.....	329
11.9. Исследование и расчет механической системы вибратора	334
11.9.1. Работа якоря на ударный изгиб.....	334
11.9.2. Расчет оси вибратора	337
11.9.3. Расчет пружины	337
Глава 12. ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ВИБРОУДАРНОЙ СКОРОСТИ ЭЛЕКТРОДА НА ПАРАМЕТРЫ ЭЛЕКТРОИСКРОВОГО ЛЕГИРОВАНИЯ.....	340
12.1. Исследование и выбор механизма фиксирования виброударной скорости	340
12.2. Влияние виброударной скорости на геометрические размеры лунок единичного разряда	341
12.3. Исследование закона и параметров распределения геометрических размеров лунок единичного разряда	343
12.4. Исследование времени контактирования электродов и коэффициента восстановления скорости при ударе	347
12.5. Исследование силы контактного давления.....	348
12.6. Влияние диссипации энергии при ударе.....	350
12.7. Определение критических значений силы контактного давления и деформации	351
Глава 13. ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННАЯ БАЛАНСИРОВКА РОТОРОВ И ДРУГИЕ ЭЛЕКТРОИСКРОВЫЕ ИНФОРМАЦИОННОЕМКИЕ ТЕХНОЛОГИИ	354
13.1. Сравнительная оценка методов балансировки.....	354
13.2. Схемы установок для электрохимической и искровой балансировки	355
13.3. Генераторы для балансировки.....	360
13.4. Управление электроэрозионными балансировочными станками	363
13.5. Модернизация балансировочных станков и комплектов.....	366
13.6. Электроискровая микрорихтовка.....	369
13.7. Электроискровая роспись	370
Глава 14. ОСОБЕННОСТИ ФОРМИРОВАНИЯ ПОКРЫТИИ ИЗ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ.....	371
14.1. Методика исследований и описание установки.....	371
14.2. Электроды -инструменты применяемые для эинпп	373
14.3. Динамика взаимодействия плазмы канала разряда с частицами порошка и поверхностью электродов	376
14.3.1. Основные закономерности формирования покрытий из порошковых материалов с применением импульсных разрядов	381

**Глава 15. УСТАНОВКИ И ТЕХНОЛОГИИ ДЛЯ ЭЛЕКТРОИСКРОВОГО
ЛЕГИРОВАНИЯ....387**

- 15.1. Схемы, технические характеристики и технологические параметры установок для электроискрового легирования.....387
- 15.2. Защита обслуживающего персонала от поражения электрическим током.....388
- 15.3. Механизированные установки для электроискрового легирования.....394
- 15.4. Экспериментальные установки404
- 15.5. Технологические карты электроискрового легирования.....414

**Глава 16. ИСПОЛЬЗОВАНИЕ МЕТОДОВ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ СТАТИСТИКИ ПРИ
МОДЕЛИРОВАНИИ ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННЫХ ПРОЦЕССОВ И ОБРАБОТКЕ
ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО МАТЕРИАЛА.....419**

- 16.1. Обоснование необходимости использования статистических моделей электроэрозионных процессов419
- 16.2. Основы метода Монте-Карло и его основные этапы420
- 16.3. Задача сортировки и ее использование при моделировании искрового процесса421
- 16.4. Генерация случайных чисел и векторов.....424
 - 16.4.1. Генераторы равномерно распределенных чисел.....424
 - 16.4.2. Генерация случайных чисел с произвольным законом распределения425
 - 16.4.3. Генерация случайных векторов с независимыми компонентами426
 - 16.4.4. Генерация случайных векторов с зависимыми компонентами426
- 16.5. Статистическая обработка ансамбля реализаций выходного вектора427
- 16.6. Определение закона распределения427
- 16.7. Определение оценок параметров распределения выходной одномерной величины и ее доверительных интервалов.....428
- 16.8. Определение оценок параметров нормально распределенного выходного вектора.....429
- 16.9. Приближенное определение оценок параметров распределения выходного вектора и их доверительных интервалов.....430
- 16.10. Адекватность статистической модели метода Монте-Карло.....431
- 16.11. Обработка экспериментального материала методом наименьших квадратов431
 - 16.11.1. Сглаживание одномерной кривой.....432
 - 16.11.2. Сглаживание функции двух переменных.....435
 - 16.11.3. Расширение задачи сглаживания функции двух переменных на случай комплексных чисел.....437
 - 16.11.4. Использование метода наименьших квадратов для расчета зоны неопределенности и коридора ошибок.....438
- 16.12. Вывод графической информации и другие вопросы.....440

ПРИЛОЖЕНИЕ441

- О стандартизации графических обозначений в электрических схемах искровых установок.....441

ЛИТЕРАТУРА.....442

Список дополненной литературы*.....466