

И.И. БЕЗРУЧКО

ИНДУКЦИОННЫЙ НАГРЕВ ДЛЯ ОБЪЕМНОЙ ШТАМПОВКИ



ЛЕНИНГРАД
«МАШИНОСТРОЕНИЕ»
ЛЕНИНГРАДСКОЕ ОТДЕЛЕНИЕ
1987

Рецензент: Секция индукционного нагрева НТС ВНИИ ТВЧ

Безручко И. И.

Б39 Индукционный нагрев для объемной штамповки — Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1987.— 126 с., ил.
(В обл.): 65 к.

В книге освещен опыт исследования и внедрения индукционного нагрева различных материалов (углеродистых и парамагнитных сталей, титановых сплавов) для объемной штамповки. Содержит систематизированные графики и режимы нагрева заготовок при различных частотах тока, позволяющие установить зависимости времени нагрева заготовок от их размеров и перепада температур по сечению, а также энергетические параметры нагрева, которые могут служить справочным материалом при проектировании нагревательных установок и разработке технологии горячей и полугорячей штамповки.

Книга предназначена для инженерно-технических работников, специализирующихся в области обработки металлов давлением, и будет полезна специалистам по электротермии.

Б 2704030000-278
038(01)-87 278-87

ББК 34.623
6П4.2

Производственное издание

Игорь Иванович БЕЗРУЧКО

ИНДУКЦИОННЫЙ НАГРЕВ ДЛЯ ОБЪЕМНОЙ ШТАМПОВКИ

Редактор *С. Ю. Курашева*

Художественный редактор *С. С. Венедиктов*

Технический редактор *Т. П. Малашкина*

Корректор *И. Г. Иванова*

Обложка художника *А. А. Парушкина*

ИБ № 3975

Сдано в набор 04.04.86. Подписано в печать 02.03.87. М-18274.

Формат 70×100¹/₁₆. Бумага офсетная № 2.

Гарнитура литературная. Печать офсетная.

Усл. печ. л. 10,4. Усл. кр.-отт. 10,73. Уч.-изд. л. 12,07.

Тираж 5270 экз. Заказ 131. Цена 65 коп.

Ленинградское отделение ордена Трудового Красного Знамени
издательства «Машиностроение»

191065, Ленинград, ул. Дзержинского, 10

Ленинградская типография № 2

головное предприятие ордена Трудового Красного Знамени
Ленинградского объединения «Техническая книга» им. Евгении Соколовой
Союзполиграфпрома при Государственном комитете СССР
по делам издательств, полиграфии и книжной торговли.
198052, г. Ленинград, Л-52, Измайловский проспект, 29.

Успехи в области исследования сверхпроводимости, достижения в области прямого преобразования некоторых видов энергии в электрическую, разработки по использованию энергии солнца, ветра, приливов и других нетрадиционных источников, а также все большее использование атомной энергии создают надежные перспективы для дальнейшего развития и совершенствования электротермии.

Энергетической программой предусмотрено в ближайшие годы резкое увеличение производства электроэнергии за счет строительства новых АЭС и ввода в эксплуатацию более мощных гидроагрегатов на ряде ГЭС.

В связи с этим современная передовая технология становится немыслимой без самого широкого использования электрической энергии. «Гибкость» и «компактность» электрических установок являются незаменимыми качествами в условиях гибкого автоматизированного производства (ГАП), которому по праву принадлежит большое будущее. Особое место в современных технологических процессах отводится индукционному нагреву, позволяющему производить нагрев со скоростями в несколько раз большими, чем в пламенных печах. Высокая скорость нагрева обеспечивает этому способу ряд важных преимуществ, приводящих к экономии металла, деформирующего инструмента, снижению трудоемкости технологических процессов, повышению коэффициента загрузки основного оборудования, улучшению условий труда и снижению отрицательного влияния производства на окружающую среду.

Первенцами в области внедрения индукционного нагрева в кузнечно-штамповочные цехи по праву можно считать автозаводы АЗЛК и ЗИЛ. В последние годы индукционным нагревом оснащены все кузнечные цехи автомобильных и тракторных заводов. В кузнечно-штамповочных цехах ВАЗа и КамАЗа используется только индукционный нагрев.

Сейчас общая мощность индукционных нагревателей, эксплуатирующихся в промышленности, составляет более 500 тыс. кВт с ежегодным потреблением

2,5—3 млрд. кВт·ч электроэнергии [52]. Индукционному нагреву придается все большее промышленное значение, и дальнейший рост его внедрения не вызывает сомнений. Наряду с ростом масштабов внедрения индукционного нагрева необходимо дальнейшее совершенствование конструкций нагревателей, сокращение их металлоемкости, создание новых конструкций для специализированных автоматических линий.

Совершенствование индукционного нагрева должно осуществляться параллельно с совершенствованием технологии штамповки. Традиционный, так сказать, универсальный подход к разработке технологических процессов нагрева и деформирования на сегодняшний день уже не может удовлетворить производство, так как требования экономической эффективности в технологии могут выполняться только на основе комплексного решения поставленной задачи с учетом всех возможностей как нагрева, так и деформирования. В связи с этим технолог — обработчик давлением должен достаточно четко представлять специфику индукционного нагрева, его возможности, иметь полное представление о характере температурных полей в заготовках при различных скоростях нагрева, уметь производить необходимые расчеты времени нагрева и основных энергетических показателей. При разработке технологии штамповки следует помнить, что в производительности индукционного нагрева решающим фактором является перепад температур по сечению. Поэтому, учитывая все факторы, влияющие на технологию деформирования, надо стремиться к возможно большему допустимому перепаду температур. Экспериментальные исследования показывают, что увеличение допустимого перепада температур в два раза сокращает время нагрева почти вдвое и тем в большей мере выявляет преимущества индукционного способа.

Существенный резерв развития технологии индукционного нагрева заключается в назначении температуры начала штамповки и максимального допустимого перепада температур в заготовке и зависит от рода металла, его пластичности, рекри-

сталлизационных особенностей, склонности к безуглероживанию, окалинообразованию и сложности техпроцесса штамповки.

Дальнейшее развитие технологии нагрева может идти по двум направлениям: одно — в направлении повышения температуры начала штамповки, другое — в направлении ее понижения.

Правильное сочетание принимаемой температуры начала деформирования, допустимого максимального перепада температур с конкретным технологическим процессом штамповки может в значительной мере способствовать интенсификации кузнечно-штамповочного производства. Примером следует считать возможность применения индукционного нагрева для таких процессов, как полугорячая штамповка и ее сочетание с горячей. Надо полагать, что экспериментальные материалы, изложенные в книге, будут способствовать совершенствованию технологии нагрева и объемной штамповки.

Автор считает своим долгом выразить глубокую благодарность М. С. Айзиковичу, В. И. Федорову, В. А. Ершовой, И. Л. Глушец, В. М. Гановой, Г. В. Вязьмитиновой, О. М. Клещевой, А. П. Давыдову, А. Александрову, В. Сидуку, А. Корбану и другим, оказывавшим многолетнюю помощь в организации и проведении исследовательских работ. Автор также благодарит со-

трудников ВНИИ ТВЧ д-ра техн. наук Г. Ф. Головина, канд. техн. наук А. Н. Шамова и других за оказанную помощь и ценные советы в подготовке и оформлении рукописи книги.

Совершенствование процессов горячей обработки давлением и, в частности, горячей объемной штамповки может сыграть весьма существенную роль в ускорении научно-технического прогресса, так как именно посредством этих процессов перерабатывается основная масса металла. Перестройка, которая поднимает экономику страны на новую ступень, в области обработки давлением в первую очередь должна коснуться установившегося взгляда на нее, как на область заготовительных процессов. Такой взгляд на важнейшие процессы в машиностроении неизбежно принижает их технологические возможности.

Дальнейшим путем перестройки следует считать комплексный подход к разработке технологии от заготовки до готовой детали, учитывающий все тонкости и особенности промежуточных процессов и операций. В этом деле первостепенная роль принадлежит технологии нагрева металла. Можно считать, что только электронагрев способен удовлетворять требования, предъявляемые совершенными процессами горячей обработки металлов давлением.

НАГРЕВ МЕТАЛЛА ДЛЯ ОБРАБОТКИ ДАВЛЕНИЕМ

1.1. Требования, предъявляемые к нагреву металла

Нагрев металла перед обработкой давлением — одно из важнейших звеньев технологической цепочки изготовления детали или ее полуфабриката, от которого зависят качество и работоспособность изделия, расход металла, энергии и производительность. Нагрев и деформирование представляют взаимосвязанные процессы, совместное действие которых оказывает влияние на микро- и макроструктуру металла. Под влиянием действия температуры в металле может протекать ряд физико-химических процессов: фазовые и магнитные превращения, рекристаллизация (образование и рост новых зерен), гомогенизация, окиснообразование, обезуглеороживание, а для таких металлов, как титановые сплавы, — насыщение атмосферными газами.

Под влиянием деформирования изменяется не только внешняя форма металла, но также изменяются размеры и форма зерен, и в зависимости от температуры, при которой производится деформирование, металл будет иметь разные свойства. Известно, чтоковка и прокатка слитков сопровождаются образованием макроволокну, а штамповка — изменением его направления в желаемую сторону. Важным моментом при обработке металла давлением является то, что за счет внутреннего трения деформирование сопровождается повышением температуры металла, значение которой обратно пропорционально предшествовавшей температуре нагрева металла [33]. При деформировании холодного металла на молотах его температура повышается и может достигать 300—400 °С, а при температурах металла 1100—1200 °С повышение последней составляет всего около 15—20 °С (при тех же степенях деформаций).

Таким образом, при горячей обработке металла давлением в нем протекает ряд сложных процессов, многие из которых еще недостаточно изучены. По существу настоящей книги наибольший интерес

представляют такие процессы, как рекристаллизация и деформация, протекающие при той или иной температуре. Оба указанных процесса протекают с определенными скоростями. Скорость рекристаллизации зависит от температуры и степени деформации. Известно, что температура начала рекристаллизации для чистых металлов может быть приближенно определена из соотношения

$$T_p \approx 0,4T_{пл},$$

где T_p — абсолютная температура начала процесса рекристаллизации; $T_{пл}$ — абсолютная температура плавления металла. Для сталей температура начала рекристаллизации составляет приблизительно 450—550 °С.

Из изложенного ясно, что при горячей обработке давлением в металле протекают два взаимоположенных процесса: процесс деформации, вызывающий упрочнение металла вследствие наличия деформированных зерен, и процесс рекристаллизации, вызывающий разупрочнение за счет образования и роста новых зерен из атомов деформированных. Конечный результат протекания этих процессов определяется соотношением их скоростей. В зависимости от соотношения скоростей рекристаллизации и деформации С. И. Губкин [20] классифицирует деформацию на четыре вида:

холодная деформация, протекающая с полным упрочнением, когда скорость деформации значительно превышает скорость рекристаллизации (последняя практически равна нулю);

холодная деформация с неполным упрочнением, при которой происходит только снятие внутренних напряжений (отдых), но без кристаллографических изменений (при этом скорость рекристаллизации тоже практически равна нулю);

полугорячая деформация с неполным разупрочнением, протекающая при сравнительно одинаковых средних скоростях рекристаллизации и деформации (при деформировании последовательными обжатиями);

горячая деформация с полным разрушением, протекающая в условиях мгновенной рекристаллизации, когда скорость рекристаллизации значительно выше скорости деформации.

Скорость деформации представляет собой изменение степени деформации в единицу времени, т. е. $d\varepsilon/dt$, где ε — степень деформации; t — время, пропорциональное степени деформации. Следовательно, результат деформирования металла будет зависеть от температуры и степени деформации. Известно, что горячая обработка давлением преследует цель — получение изделия с мелкозернистой однородной микроструктурой, характеризующейся наличием в объеме изделия равноосных мелких зерен. При протекании рекристаллизации в деформируемом металле конечные размеры зерен в нем зависят от температуры и степени деформации. Эта зависимость отражается объемными диаграммами рекристаллизации (второго рода — диаграммами обработки), построенными на основании экспериментальных данных. На рис. 1.1 показана типичная диаграмма рекристаллизации для среднеуглеродистой стали. Подобный характер имеют диаграммы и для других металлов и сплавов. Из диаграммы видно, что при данной температуре с увеличением степени деформации размер зерна уменьшается; при данной степени деформации с понижением температуры зерно также уменьшается. Значительный рост зерна наблюдается при малых степенях деформации (8—12%) за счет неравномерной деформации зерен и при высоких температурах (выше 1000 °С) за счет собирательной рекристаллизации (объединения зерен между со-

бой). Специфика процессов, протекающих при деформировании нагретого металла, оказывает значительное влияние на требования, предъявляемые к нагреву.

Таким образом, первым основным традиционным требованием к нагреву металла перед деформированием должно быть требование равномерности температуры в его объеме, другим — соблюдение определенной температуры нагрева и третьим — обеспечение максимальной возможной скорости нагрева для достижения наибольшей производительности.

Рассмотрим требования, предъявляемые к температуре нагрева и ее равномерности по объему. В целях придания металлу наибольшей пластичности и для достижения возможно больших деформаций обычно стремятся нагревать его до максимально высокой допустимой температуры. Максимальная температура нагрева металла ограничивается перегревом — чрезмерным укрупнением зерен, при котором пластичность металла снижается. Максимальная температура нагрева ограничивается и тем, что с повышением температуры резко возрастает химическое взаимодействие поверхности металла с газами атмосферы, особенно с кислородом, вызывающим образование окалины. Окалинообразование, происходящее при нагреве конструкционных углеродистых и низколегированных сталей, увеличивается с температурой по параболической зависимости. Следовательно, существует верхний предел нагрева металла, ограничиваемый перегревом, и нижний предел деформации, ограничиваемый протеканием процесса рекристаллизации с еще приемлемой скоростью. Таким образом, существует так называемый температурный интервал обработки давлением металла, верхняя температура которого (начало деформации) ограничивается перегревом, а нижняя (конец деформации) — наклепом и соответствующим размером зерна.

Для различных металлов и сплавов температурный интервал различен и выбирается на основании их диаграмм состояния. На рис. 1.2 показан участок диаграммы состояния углеродистых сталей с заштрихованной областью температурного интервала горячей обработки их давлением. Как видно, с повышением содержания углерода в стали температурный

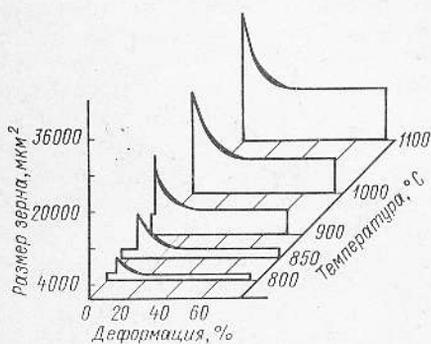


Рис. 1.1. Диаграмма рекристаллизации среднеуглеродистой стали

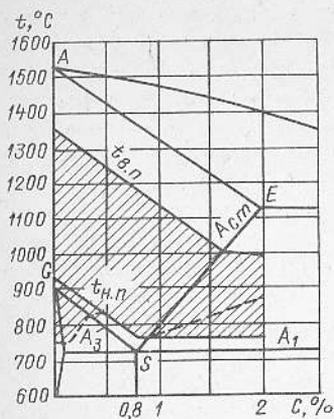


Рис. 1.2. Схема участка диаграммы состояния углеродистых сталей

интервал деформирования сужается, а его пределы понижаются. Штриховой линией показана температура нижнего предела только для свободнойковки сталей (этот вопрос в данной книге не рассматривается).

Ниже приведены традиционные температурные интервалы (°C) для горячей обработки давлением некоторых металлов [25] (большая цифра — начало нагрева, меньшая — конец):

Сталь 20; сталь 35	1250—750
Сталь 40; сталь 50	1200—800
30X	1180—820
30XMA	1180—850
30XГСА	1140—830
ШХ15	1130—850
12X18H9T (X18H9T)	1180—900
У7; У8	1120—800
БХНВ	1180—800

Сплавы:	
титановые	(980 ÷ 1000) — (780 ÷ 800)
алюминиевые	500 — (350 ÷ 380)
магниеые	(370 ÷ 430) — (300 ÷ 350)

Несоблюдение температурного интервала приводит к исправимому или неисправимому браку изготовленного изделия. При превышении температуры верхнего предела температурного интервала на 80—150 °C, как уже указывалось, металл кроме чрезмерного покрытия окалиной приобретает крупнозернистую микроструктуру, придающую ему пониженную пластичность. После окончания деформирования перегретого металла при температуре нижнего предела в большинстве случаев

получается изделие с более крупным зерном, чем после деформирования от нормальной температуры верхнего предела, так как для измельчения более крупной исходной структуры требуются большие степени деформации, что не может быть осуществлено из-за определенной формы деформирующего инструмента (штампов). Нагрев металла до более низкой температуры, чем температура верхнего предела, как принято считать, может не обеспечить металлу достаточную пластичность, что при заданной технологии штамповки приведет к браку по конфигурации вследствие незаполнения отдельных участков полостей штампа. При соблюдении температуры верхнего предела (начала деформирования), но несоблюдении температуры нижнего предела также может получиться брак изделия.

Следует напомнить, что исходя из диаграммы рекристаллизации величина зерна в изделии определяется температурой и степенью деформации конца деформирования (штамповки). Часто в производстве бывает, что технологический процесс штамповки состоит из одной или двух простых операций, а металл нагревается до температуры верхнего предела. В этом случае штамповка заканчивается при температуре, значительно превышающей температуру нижнего предела, что неизбежно приводит к получению в изделии (поковке) крупнозернистой структуры за счет еще интенсивно протекающего процесса рекристаллизации в остывающей поковке.

И, наконец, занижение температуры конца деформирования (нижнего предела) может привести к наклепу или даже к трещинам в поковке в зависимости от степени занижения температуры и степени деформации.

Из перечисленных видов брака, получающихся в результате несоблюдения температурного интервала, исправлены могут быть следующие виды: брак по размеру и форме зерна микроструктуры исправляется посредством применения соответствующей термообработки поковок в виде нормализации или отжига; брак по конфигурации поковок (если их размеры в отдельных местах больше номинальных) может быть исправлен путем перештамповки, т. е. нагрева приблизительно до температуры верхнего предела и последующей

штамповки в окончательном ручье штампа.

Естественно, брак в виде трещин, или по конфигурации поковки, имеющей размеры меньше минимальных, неисправим. Возникает вопрос: есть ли настоятельная необходимость соблюдения температур температурного интервала? Практика показала, что в последнее время стала внедряться в производство полугорячая штамповка, при которой традиционный температурный интервал не соблюдается. Если учесть, что разработка технологического процесса штамповки должна производиться совместно с разработкой технологии нагрева, то во многих случаях существует возможность пересмотреть требования соблюдения температурного интервала и за счет снижения температуры верхнего предела повысить производительность как нагрева, так и штамповки, снизить расход энергии, инструмента, снизить окалинообразование и улучшить качество поверхности поковок, и, кроме того, за счет уменьшения припусков уменьшить расход металла.

Привычным требованием к качеству нагрева металла перед деформированием является требование соблюдения равномерности температуры по объему исходной заготовки независимо от рода металла и способа нагрева. Это требование, как указывалось выше, связано с необходимостью придания однородного размера зерна в объеме поковки. Однако надо сказать, что это требование так или иначе не соблюдается, и в огромном большинстве случаев нет необходимости его соблюдать, в особенности при нагреве конструкционных углеродистых низколегированных сталей и нержавеющей сталей аустенитного класса. Дело в том, что в заготовке, нагретой равномерно, к моменту начала штамповки за счет теплоотдачи с ее поверхности получается перепад температур по сечению. Этот перепад температур тем больше, чем ниже температура окружающей среды, чем больше время передачи ее от нагревательного устройства, чем больше отношение поверхности заготовки к ее объему и чем меньше масса заготовки.

И как показывают многочисленные наблюдения, этот отрицательный перепад температур, при котором температура поверхности ниже температуры какой-либо другой точки сечения, у заготовок диамет-

ром до 50—60 мм к началу штамповки редко бывает меньше 50—80 °С.

При штамповке поковок даже относительно простой конфигурации, например типа шестерен со ступицами или дисков с последними, степени деформации в их различных сечениях не одинаковы. Следовательно, перепад температур и неравномерные степени деформации неизбежно приводят к разнородности в объеме поковки, вследствие чего в технологическом процессе объемной штамповки всегда предусматривается термообработка поковок.

Таким образом, неизбежность получающейся разнородности дает основания использовать для штамповки заготовку, нагретую неравномерно как по сечению, так и по длине, но уже с положительным перепадом температур по сечению. Допущение перепада температур несколько оправдывает явление теплового эффекта, который тем больше, чем ниже температура в данном участке объема поковки.

Каков должен быть допустимый перепад температур, строго говоря, требуется решать в каждом конкретном случае опытным путем. Многочисленными экспериментальными работами, проводившимися автором во ВНИИ ТВЧ им. В. П. Волгодина по исследованию индукционного нагрева, был установлен допустимый перепад температур по сечению заготовок из углеродистых конструкционных сталей в 100 °С [7].

На основании указанных работ осуществлялись технические проекты применения индукционного нагрева для кузнечно-штамповочного цеха Московского завода малолитражных автомобилей (ныне АЗЛК), Ульяновского автомобильного завода им. В. И. Ленина, Минского тракторного завода, Харьковского тракторного завода им. С. Орджоникидзе и др.

Последующие работы в области исследования индукционного нагрева показали, что допустимый перепад температур во многих случаях может быть значительно увеличен. Допущение перепада температур по сечению заготовки существенно влияет на время ее нагрева, т. е. на производительность. Так, время индукционного нагрева заготовки из среднеуглеродистой стали диаметром 60 мм до температуры 1250 °С при перепаде температур по сечению в

20 °С составляет 600 с, при перепаде температур в 50 °С — 190 с, при перепаде температур в 100 °С — 125 с (при частоте тока 2000 Гц).

Заготовка из той же стали диаметром 50 мм нагревается до 1250 °С с перепадом температур в 20 °С в пламенной печи с температурой рабочего пространства 1300 °С за 10 мин [25, 46]. Такой длительный нагрев приводит к сильному обезуглероживанию стали, неизбежным потерям в окалину до 2—3 % от исходной массы заготовок.

Таким образом, основываясь на современных задачах отечественной экономики, заключающихся в снижении энергоемкости, металлоемкости, повышении производительности труда, механизации и автоматизации, а также на требовании к уменьшению отрицательного влияния производства на окружающую среду, назрела настоятельная необходимость в совершенствовании техники и технологии нагрева. Это возможно только при условии пересмотра традиционных требований, предъявляемых к нагреву металла, которые должны видоизменяться в каждом конкретном случае.

Требования, предъявляемые к нагреву, зависят от вида штамповки — горячая или полугорячая; от производительности, требующейся точности поковок, условий механизации, расхода энергии; способа нагрева, технологического процесса штамповки, рода металла, конфигурации заготовки и поковки; температуры нагрева, допустимой неравномерности температур по сечению и длине заготовки; условий труда и степени влияния техпроцесса на окружающую среду.

Из приведенного следует, что рассматривать нагрев как какую-то вспомогательную операцию нельзя, так как он оказывает большое влияние не только на технологический процесс деформирования, но и на ряд областей, казалось бы, на первый взгляд не имеющих с ним ничего общего.

В заключение следует сказать, что совершенствование современного производства должно относиться в большей мере к нагреву как процессу, влияющему на технологию, экономику, конструкцию изделий и машин и их работоспособность, а также и на экологию.

1.2. Классификация способов нагрева

Способы нагрева металла, применяющиеся в кузнечно-штамповочном производстве, в целях более рационального их использования необходимо подразделять по строгому принципу. Как известно, для горячей обработки давлением металл нагревают в пламенных печах, печах электрического сопротивления, в различных жидких средах (электролите, расплавленных солях или стекле), в газо-твердых (в кипящем слое), в плазме, а также нагревают, пропуская ток через заготовку (индукционный и контактный способы).

Применяют также комбинированные способы нагрева: пламенно-индукционный, индукционно-плазменный и т. п. В соответствии с многообразием способов нагрева существуют и самые разные по своим конструкциям устройства, печи и установки.

В технической литературе можно встретить неудачное отнесение того или иного способа к несовместимым классам. Например, иногда и индукционный нагрев и нагрев в печи сопротивления относят к одному и тому же классу — электронагрева. Это следует объяснить тем, что не принято подразделение различных способов нагрева основывать на принципиальном физическом существе способа. Для строгого подразделения способов нагрева и правильного отнесения их по принадлежности к определенным классам или группам следует рассматривать тот или иной способ с точки зрения физической сущности теплового процесса, протекающего в нагреваемом объекте.

Автором высказывалось соображение по поводу прямого и косвенного нагрева [16], которое позволяет достаточно строго подразделить способы нагрева.

Если рассматривать все способы нагрева металла по физической сущности передачи теплоты нагреваемому объекту, то можно сказать, что существуют только два принципа нагрева — принцип косвенного нагрева, или косвенный нагрев, и принцип прямого нагрева, или прямой нагрев, т. е. существует нагрев без внутренних источников теплоты и с внутренними источниками теплоты.

Таким образом, если теплота передается нагреваемому объекту путем соприко-

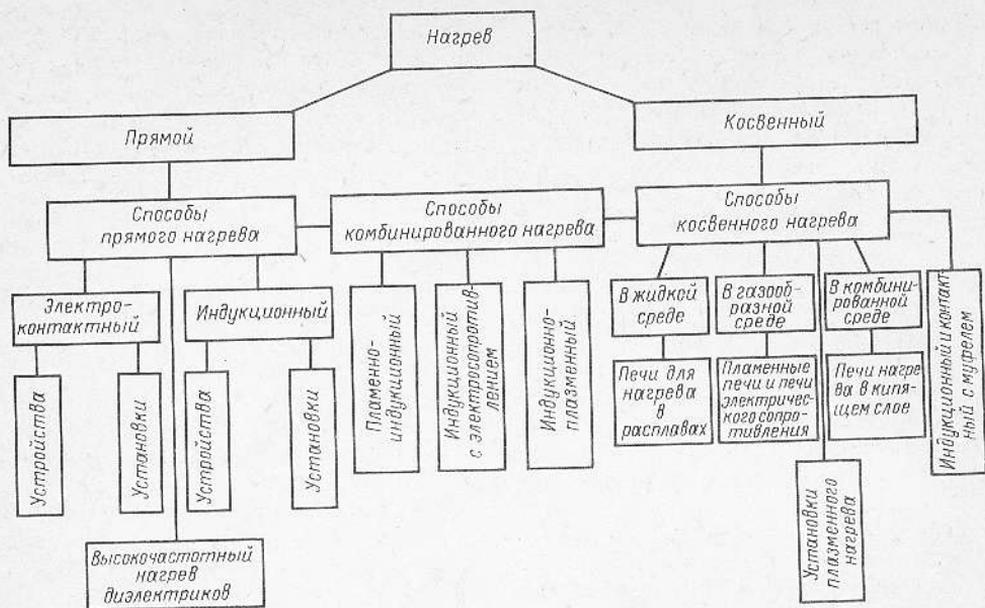


Рис. 1.3. Схема классификации способов нагрева по принципу генерирования теплоты в загрузке

сноения его поверхности с какой-либо средой (газообразной, жидкой или твердой), имеющей более высокую температуру, то принцип нагрева будет косвенным. Если же теплота создается тем или иным образом непосредственно в теле объекта и температура окружающей среды остается ниже температуры объекта, то такой принцип будет прямым. При таком подходе к рассмотрению способов нагрева металла оказывается, что нагрев в печах электроопроитвления и электросопротивлением (электроконтактный) по физическому существу совершенно различны. В связи с этим необходимо некоторое уточнение и в терминологии нагревательных устройств.

Прежде всего следует считать название «нагревательное устройство» более общим, под которым можно понимать и печь, и какой-либо нагреватель как самостоятельный, так и встроенный в деформирующую машину. Под нагревательной установкой следует понимать комплекс, состоящий из источника питания и нагревателя, что в первую очередь относится к таким способам нагрева, как индукционный, плазменный и т. п. Часто называют индукционный нагреватель просто индуктором или индукционной печью. И тот, и другой термины не могут быть признаны

правильными. Если электронагреватель, служащий для нагрева объекта, работающий по принципу прямого нагрева, не имеет промежуточной камеры в виде муфеля, являющегося теплоносителем, то печью его назвать никак нельзя.

Следовательно, печью можно называть устройство, работающее по принципу косвенного нагрева, в котором теплота передается нагреваемому объекту теплопроводностью, излучением, конвекцией.

Изложенные соображения позволяют предложить классификацию способов нагрева, в основу которой положена физическая сущность генерирования теплоты в нагреваемом объекте (загрузке), т. е. принцип нагрева.

К каждому из принципов нагрева относятся соответствующие его физической сути способы нагрева, которые, в свою очередь, обеспечивают работу нагревателей и установок в целом.

Естественно, в определенных условиях с целью получения технологических преимуществ целесообразно использовать комбинации способов прямого и косвенного нагрева.

На рис. 1.3 приведена схема классификации способов нагрева, в основу которой положен физический принцип генерирования теплоты в заготовке.

Классификация может быть продолжена в отношении подразделения устройств и установок по существующим и установленным признакам, например разделение устройств по принципу действия — методические и периодические, установки промышленной частоты, установки повышенной частоты, с индивидуальным

или параллельным питанием и т. п. То же самое относится и к печам; их классификация может быть продолжена по существующим признакам, как, например, печи периодического и методического действия и т. д., что в задачу данной книги не входит.

Глава 2

ИНДУКЦИОННЫЙ СПОСОБ НАГРЕВА

2.1. Физическая сущность индукционного способа нагрева

Физическая основа индукционного способа нагрева — закон электромагнитной индукции, гласящий, что если вблизи проводника, несущего переменный ток, поместить другой проводник, то в последнем наводится ЭДС индукции. Для повышения КПД передачи энергии от первого проводника второму необходимо создать такую систему их сочетания, которая обеспечит наиболее близкое их расположение друг к другу при наибольшем взаимном охвате поверхностями. В зависимости от цели, задаваемой технологией, система сочетания проводников такова, что либо проводник, несущий переменный ток, охватывает второй проводник (нагреваемый объект), либо второй проводник охватывает первый.

В соответствии с этим условием индуктирующий провод должен повторять контуры нагреваемого объекта. Для нагрева под объемную штамповку индуктирующий провод чаще всего делают в виде спирали из медной трубки с формой окна, соответствующей форме сечения заготовки, и называется индуктором. Такой индуктор индуктирует ток той же частоты в помещенной внутри него заготовке, которая, будучи электрическим сопротивлением, нагревается по закону Джоуля — Ленца. При индукционном нагреве используется ряд явлений: поверхностный эффект; эффект близости; кольцевой; изменение физических свойств нагреваемого металла.

Поверхностный эффект. Поверхностный эффект — главное определяющее явление при индукционном нагреве металлов — заключается в том, что переменный

ток, протекая по проводнику, распределяется по его сечению неравномерно; то же самое относится и к плотности тока.

Наибольшая плотность тока наблюдается на поверхности проводника, наименьшая — на его оси. Постоянный же ток, протекая по проводнику, распределяется по его сечению равномерно.

Явление неравномерного распределения переменного тока по сечению проводника принято называть поверхностным эффектом, или скин-эффектом.

Протекание переменного тока по проводнику образует в нем электрическое поле, которое вследствие электромагнитной индукции создает в этом же проводнике электрическое поле противоположного направления, а следовательно, и ток противоположного направления, т. е. в проводнике возникает ЭДС самоиндукции. Объяснить явление неравномерной плотности тока по сечению проводника можно, если мысленно представить его сечение как бы состоящим из бесконечно тонких concentрических нитей, по которым течет ток. Проводник с током создает как внутренний магнитный поток в проводнике, так и внешний — вне его.

Так как внутренние нити, лежащие на оси проводника, сцеплены с наибольшим потоком (внутренним и внешним), то в них будет индуктироваться наибольшая ЭДС, направленная против приложенного напряжения. В нитях, лежащих на поверхности проводника, будет индуктироваться наименьшая ЭДС, так как она связана только с внешним магнитным потоком. Таким образом, из приложенного напряжения в поверхностных нитях вычитается меньшая противоположная ЭДС. Следова-

тельно, ток и плотность тока уменьшаются от поверхности проводника к его оси.

Неравномерность распределения тока по сечению проводника будет тем больше, чем толще проводник и выше частота тока, так как с повышением частоты тока ЭДС индукции возрастает. Из сказанного следует очень важный вывод, что активное сопротивление проводника данного сечения при переменном токе будет больше, чем при постоянном. Вследствие неравномерной плотности тока сечение проводника при переменном токе используется не полностью. Если принять, что магнитная проницаемость проводника, его удельное электрическое сопротивление по сечению постоянны и радиус кривизны поверхности проводника меньше длины волны в металле, то в направлении от поверхности к оси проводника сила тока спадает по экспоненциальной зависимости [1]:

$$I_x = I_0 e^{-x/\Delta}, \quad (2.1)$$

где I_x — сила тока на глубине x от поверхности проводника, А; I_0 — сила тока на поверхности проводника; $e = 2,718$ — основание натурального логарифма; x — расстояние рассматриваемой точки сечения проводника от поверхности, м; Δ — глубина проникновения тока,

Глубина проникновения тока

$$\Delta = \sqrt{2\rho / (\omega\mu)}, \quad (2.2)$$

где ρ — удельное электрическое сопротивление материала проводника, Ом·м; $\omega = 2\pi f$ — круговая частота; f — частота, Гц; $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ — магнитная проницаемость вакуума, Гн/м; μ — относительная магнитная проницаемость, показывающая, во сколько раз проницаемость материала проводника больше проницаемости вакуума, равная

$$\mu = \mu_b / \mu_0, \quad (2.3)$$

μ_b — магнитная проницаемость материала проводника, Гн/м. После подстановки значений круговой частоты и магнитной проницаемости вакуума в выражение (2.2) формула глубины проникновения принимает вид

$$\Delta = 503 \sqrt{\rho / (\mu f)}. \quad (2.4)$$

На основании понятия глубины проникновения принято считать, что ток протекает

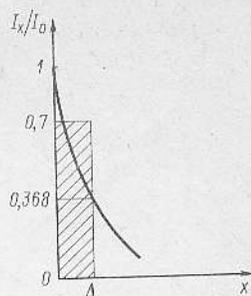


Рис. 2.1. Распределение силы тока в проводнике

только в слое проводника толщиной Δ , распределяясь в нем равномерно, а за пределами его отсутствует. Если подставить в выражение (2.1) $x = \Delta$, то можно определить силу тока на этой глубине

$$I_x = I_0/e = 0,368 I_0.$$

Сила тока в этом слое, если считать его распределенным равномерно,

$$I_\Delta = I_0 / \sqrt{2}. \quad (2.5)$$

Графически это показано на рис. 2.1.

Поскольку при протекании тока по проводнику в нем выделяется теплота, пропорциональная мощности, то интересно знать, какая мощность выделяется в слое толщиной, равной глубине проникновения тока. Для этого примем, что ток протекает по пластине длиной l и шириной a в направлении ее толщины dx [45]. Как и для силы тока, в соответствии с равенством (2.5) действующее значение плотности тока в слое толщиной dx будет

$$\delta_x = \delta_0 / \sqrt{2}. \quad (2.6)$$

При этом действующее значение полного тока, протекающего по пластине толщиной dx ,

$$I_x = \frac{adx}{\sqrt{2}} \delta_0 e^{-x/\Delta}. \quad (2.7)$$

Активное сопротивление элемента пластины r определяется как сопротивление постоянному току:

$$r = \frac{\rho l}{adx}. \quad (2.8)$$

Полная активная мощность, затрачиваемая на выделение теплоты в элементе пластины,

$$dP_x = \left(\frac{adx}{\sqrt{2}} \delta_0 e^{-x/\Delta} \right)^2 r. \quad (2.9)$$

Подставляя выражение (2.8) в равенство (2.9), получаем

$$dP_x = \frac{al\rho}{2} \delta_0^2 e^{-2x/\Delta} dx. \quad (2.10)$$

Следовательно, полная мощность выделения теплоты в пластине толщиной dx равна интегралу от выражения (2.10) в пределах $0 \rightarrow \Delta$:

$$P_\Delta = \frac{2l\rho}{2} \delta_0^2 \int_0^\Delta e^{-2x/\Delta} dx. \quad (2.11)$$

После подстановки пределов интегрирования и значения основания натуральных логарифмов

$$P_\Delta = \frac{al\Delta\rho}{4} \delta_0^2 (1 - e^{-2}) = 0,865al \frac{\Delta\rho\delta_0^2}{4}. \quad (2.12)$$

Выражение $\frac{\Delta\rho}{4} \delta_0^2 = P$ — удельная мощность на поверхности проводника. Следовательно, мощность, затрачиваемая в поверхностном слое толщиной Δ ,

$$P_\Delta = 0,865alP = 0,865P. \quad (2.13)$$

Из выражения (2.13) видно, что около 87 % всей затрачиваемой мощности при протекании тока по пластине выделяется в слое толщиной, равной глубине проникновения. Это дает основание приблизительно считать, что в рассматриваемом слое выделяется вся теплота, а за его пределами она распространяется только за счет теплопроводности.

Такая интерпретация распределения мощности позволяет в значительной мере упростить электрические и тепловые расчеты при индукционном нагреве, обеспечивающие приемлемую для практических целей точность и доступные инженерам, не специализирующимся в области электротехники.

Дальнейший анализ протекания переменного тока по пластине приводит к тому, что вследствие поверхностного эффекта при толщине пластины меньше двойной глубины проникновения распределение тока по сечению будет равномерным. Следовательно, без учета теплоотдачи в окружающую среду выделение теплоты в сечении будет также равномерным. На основании этого положения можно считать, что при данном соотношении толщин активное сопротивление пластины будет значительным, и, следовательно, такую пластину в качестве проводника переменного тока использовать нецелесообразно.

Значит, относительно равномерный нагрев заготовки в виде пластины можно получить в случае удовлетворения следующего неравенства:

$$b/\Delta \leq 3, \quad (2.14)$$

где b — толщина пластины (заготовки). Учитывая, что при применяющихся в промышленности для индукционного нагрева частотах тока кривизна поверхности проводников практически не влияет на распределение тока в их сечении [32, 45], по аналогии можно использовать неравенство (2.14) и для цилиндрических проводников, т. е.

$$d/\Delta \leq 3. \quad (2.15)$$

При уменьшении толщины проводника его сопротивление будет увеличиваться, а при увеличении толщины сверх 3Δ сопротивление остается практически постоянным и равным минимальному значению, получающемуся при $d=3\Delta$.

Эффект близости. Эффект близости представляет собой одну из разновидностей поверхностного эффекта и заключается в концентрации тока в определенных участках проводников за счет взаимодействия электромагнитных полей системы проводников. Явление эффекта близости можно рассмотреть на примере двух плоских параллельных проводников, расположенных относительно близко друг к другу (рис. 2.2).

При одинаковом направлении тока в параллельных проводниках плотность тока

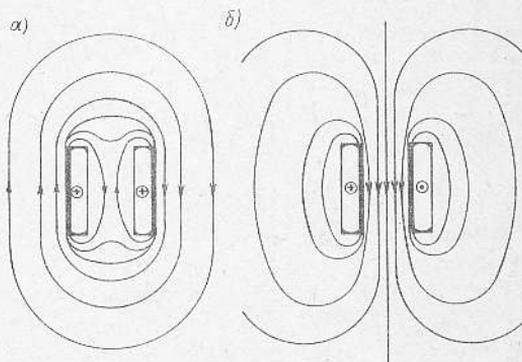


Рис. 2.2. Эффект близости при взаимодействии магнитных полей двух параллельно расположенных плоских проводников: а — одинаково направленные токи; б — разнонаправленные токи

больше на их внешних поверхностях, а при разном направлении — на внутренних. Аналогичная картина наблюдается и в случае параллельных цилиндрических проводников и при расположении проводников один в другом коаксиально. В случае коаксиального расположения проводников при протекании по ним противоположно направленных токов большая плотность тока будет наблюдаться на внешней поверхности внутреннего проводника и на внутренней поверхности наружного проводника (трубы).

Эффект близости проявляется тем сильнее, чем больше размер сечения проводников при данной частоте тока, и также тем сильнее, чем выше частота тока при данном размере сечения. Или, иначе говоря, чем больше отношение поперечного размера сечения проводника к глубине проникновения тока, тем эффект близости выражен резче.

Рассматривая этот вопрос применительно к нагреву заготовки, можно заключить, что чем больше указанное соотношение, тем неравномернее ее нагрев по сечению.

Кольцевой эффект. Кольцевой эффект, или, как его еще называют, катушечный, — также следствие поверхностного эффекта, проявляющегося в проводниках, выполненных в виде кольца или спирали. Вследствие большей ЭДС самоиндукции на наружной поверхности кольцевого проводника или спирали плотность тока будет большей на их внутренних поверхностях (рис. 2.3). На основании предыдущих рас-

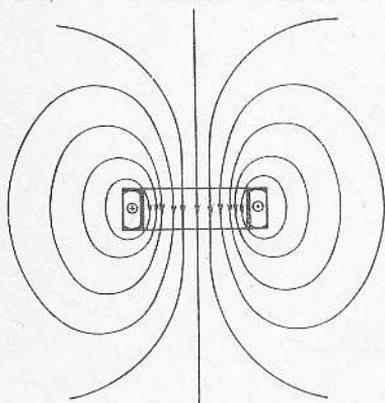


Рис. 2.3. Магнитное поле проводника, свернутого в кольцо, и явление кольцевого эффекта при протекании по нему тока

суждений можно заключить, что чем больше радиальная толщина кольцевого проводника, тем резче будет выражен кольцевой, или катушечный эффект. Эффект этот вреден, так как повышает активное сопротивление проводника за счет неполного использования его сечения, и в то же время полезен, так как усиливает магнитный поток внутри соленоида и в сочетании с эффектом близости способствует ускорению нагрева объекта, охваченного соленоидом.

В ряде случаев необходимо воздействовать на магнитный поток, создаваемый проводником, несущим переменный ток. Это можно осуществить с помощью магнитопроводов, охватывающих проводник с током. Обычно такие магнитопроводы представляют собой устройства П-образного сечения, набранные из тонких пластин трансформаторной стали, в паз которых помещается индуктирующий проводник.

Если в паз П-образного магнитопровода поместить плоский проводник, то с незамкнутой стороны паза концентрация магнитного потока будет резко усилена. То же самое получается, если на кольцевой проводник одеть магнитопровод, набранный из П-образных пластинок.

Если замкнутую сторону такого магнитопровода расположить с внешней стороны кольцевого проводника, то концентрация магнитного потока будет усилена внутри кольца, а если замкнутую сторону паза расположить с внутренней стороны проводника, то поток сконцентрируется снаружи.

В первом случае интенсивность нагрева объекта, помещенного внутрь кольца, резко повысится. Во втором случае появляется возможность в противодействие кольцевому эффекту создать большую плотность тока на наружной поверхности кольцевого проводника и тем самым обеспечить нагрев внутренней поверхности отверстия какого-либо объекта, или трубы. Таким образом, магнитопроводы позволяют не только концентрировать магнитный поток в желаемом направлении, но и повысить КПД электромагнитной системы [17].

Изменение физических свойств нагреваемого металла. В процессе нагрева физические свойства металла не остаются постоянными, что отражается на количественной стороне поверхностного эффекта и,

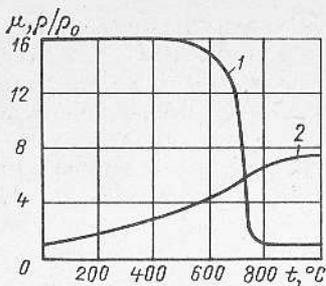


Рис. 2.4. Зависимость относительных магнитной проницаемости (1) и удельного электрического сопротивления (2) от температуры для стали 45

следовательно, влияет на распределение температуры в нагреваемом объекте.

Основные физические характеристики, оказывающие влияние на поверхностный эффект при индукционном нагреве, — магнитная проницаемость нагреваемого металла и его удельное электрическое сопротивление — у ферромагнитных и парамагнитных металлов различные. Изменение магнитной проницаемости особенно сильно сказывается на поверхностном эффекте в таких ферромагнитных металлах, как железо, никель, кобальт, и в сплавах, содержащих эти элементы.

Магнитная проницаемость материала зависит от его температуры и от напряженности магнитного поля. Как видно из рис. 2.4, при нагреве стали 45 до 600—700 °С магнитная проницаемость остается почти неизменной, а при температуре около 800 °С (точка Кюри для железа 768 °С) резко падает до значения, равного значению магнитной проницаемости вакуума, и при дальнейшем росте температуры не изменяется. При этой температуре относительная магнитная проницаемость равна единице. Из кривой 1 (рис. 2.4) видно, что при нагреве до 800 °С значение относительной магнитной проницаемости падает приблизительно в 16 раз, а глубина проникновения [см. уравнение (2.4)] возрастает в четыре раза.

С ростом напряженности магнитного поля магнитная проницаемость сначала быстро возрастает (при относительно слабых магнитных полях), достигая максимума, а затем резко падает. В сильных магнитных полях (≥ 5000 А/м), обычных при индукционном нагреве, относительная магнитная проницаемость составляет несколько единиц, и влияние этого изменения

практически можно не учитывать. При температуре выше точки Кюри относительная магнитная проницаемость совсем перестает зависеть от напряженности магнитного поля, а для таких металлов, как медь, алюминий, титан, и их сплавов, а также сталей аустенитного класса не зависит ни от температуры, ни от напряженности магнитного поля и равна единице.

Удельное электрическое сопротивление, как известно, для большинства металлов с ростом температуры возрастает. При нагреве сталей до 800—900 °С их удельное сопротивление увеличивается в 8—10 раз (рис. 2.4).

Таким образом, суммарное влияние изменения магнитной проницаемости и удельного сопротивления при нагреве ферромагнитной стали выше 800 °С сказывается на глубине проникновения тока, которая увеличивается в 18—20 раз. В связи с этим принято различать «холодную» и «горячую» глубину проникновения. Первая представляет собой глубину проникновения тока в материал при комнатной температуре, а вторая — при температуре точки Кюри.

В табл. 2.1 приведены значения холодной и горячей глубины проникновения тока в медь и сталь 45 при стандартных частотах тока, применяющихся в нашей стране для индукционного нагрева.

Таблица 2.1

Глубина проникновения тока (см) в углеродистую сталь и медь при различных частотах

Частота тока, Гц	Сталь 45		Медь при 20 °С ($\rho = 1,8 \cdot 10^{-8}$ Ом·м; $\mu = 1$)
	при 20 °С ($\rho = 2 \cdot 10^{-7}$ Ом·м; $\mu = 40$)	при 800 °С ($\rho = 11,1 \cdot 10^{-7}$ Ом·м; $\mu = 1$)	
50	0,5	7,6	1,0
500	0,15	2,5	0,3
1000	0,11	1,7	0,2
2500	0,067	1,1	0,13
4000	0,056	0,84	0,11
8000	0,039	0,59	0,08
10^4	0,034	0,53	0,07
10^5	0,011	0,17	0,022
10^6	0,0034	0,05	0,007

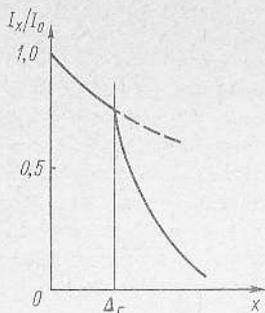


Рис. 2.5. Схема распределения тока в ферромагнитной заготовке, нагретой выше температуры магнитных превращений

С учетом рассмотренных изменений относительной магнитной проницаемости и удельного электрического сопротивления приближенно распределение плотности тока в поверхностном слое сечения при нагреве стального проводника можно представить как бы происходящим по двум экспонентам (рис. 2.5). Верхняя экспонента относится к слою стали, нагретой выше точки Кюри и потерявшей свои магнитные свойства; нижняя — к слою, расположенному от первого глубже и еще не потерявшему свои магнитные свойства. Следовательно, сечение проводника можно рассматривать как бы состоящим из двух слоев и считать, что толщина первого слоя равна горячей глубине проникновения тока Δ_r . Подобное распределение плотности тока (рис. 2.5) вызовет в свою очередь соответствующее распределение температур в сечении.

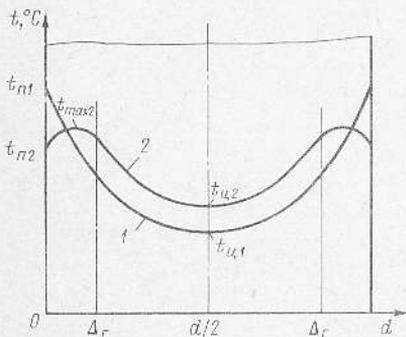


Рис. 2.6. Распределение температур в сечении стальной цилиндрической заготовки, нагретой выше температуры магнитных превращений: 1 и 2 — при отсутствии и наличии теплоотдачи с поверхности: $\Delta t_1 = t_{n1} - t_{u1}$; $\Delta t_2 = t_{max2} - t_{u2}$; $\Delta t_2 < \Delta t_1$

Если бы в процессе нагрева проводника (заготовки) индукционным током не было теплоотдачи с его поверхности в окружающее пространство, то распределение температур по сечению (температурное поле) в какой-то момент времени соответствовало бы кривой 1 (рис. 2.6). Однако в реальных условиях всегда происходит теплоотдача с поверхности, и в связи с этим действительное распределение температур, вызванное утечкой теплоты с поверхности в окружающее пространство и утечкой ее в глубь сечения, имеет некоторый максимум в пределах слоя горячей глубины проникновения (кривая 2).

Действительный перепад температур между максимальной (в слое горячей глубины проникновения) и в центре заготовки, при наличии теплоотдачи в окружающее пространство, будет меньше, так как в связи с теплоотдачей с поверхности и утечкой теплоты в глубь заготовки за счет теплопроводности температура поверхности $t_{n2} < t_{n1}$. Максимальная температура в данный момент времени t_{max2} также будет ниже t_{n1} , а температура центра $t_{u2} > t_{u1}$. При индукционном нагреве парамагнитных металлов поверхностный эффект определяется их удельным электрическим сопротивлением. Поэтому нагрев этих металлов от комнатной температуры, можно считать, протекает почти так же, как ферромагнитных, выше температуры магнитных превращений.

2.2. Преимущества и недостатки индукционного нагрева

Все основные преимущества индукционного нагрева, перечисленные ниже, — следствие выделения тепловой энергии непосредственно в нагреваемом объекте.

1. Самое главное преимущество — большая скорость нагрева, сокращающая время нагрева в несколько раз по сравнению с пламенным способом. При прочих равных условиях, т. е. при материале той же марки, при нагреве до одинаковой температуры, при том же допустимом перепаде температур по сечению, одна и та же заготовка, например диаметром 100 мм из стали 40, может быть нагрета индукционным способом в два с лишним раза быстрее. Для нагрева указанной заготовки до 1250 °С в печи с температурой рабочего

пространства 1400 °С, при перепаде температур по ее сечению в 100°, причем при оптимальных условиях нагрева, требуется время 590 с [46]. Для нагрева этой же заготовки индукционным способом, при частоте тока 500 Гц, т. е. примерно при оптимальной частоте, требуется 240 с [7, 8].

Таким образом, при индукционном нагреве током оптимальной частоты время нагрева сокращается по сравнению с пламенным нагревом в 2,5 раза, а при некоторых специальных условиях возможно еще большее ускорение. При уменьшении диаметра заготовки относительная разница в скоростях нагрева возрастает в 5—10 раз.

В производственных условиях в печи никогда не нагревают одну заготовку, а нагревают целую садку, время нагрева которой значительно возрастает: для нагрева заготовок в диаметре 100 мм, уложенных на поду печи вплотную, необходимо приблизительно 1560 с (26 мин) [25]. В реальных условиях, как видно, индукционный нагрев сокращает время нагрева в 6,5 раз.

2. Не менее важным преимуществом индукционного нагрева является значительное уменьшение окалинообразования, которое составляет в среднем 0,5—0,8 % от массы нагреваемого металла, против 2—4 % при нагреве в пламенных печах. Значительно уменьшается обезуглероживание сталей, которое при нагреве до 1100—1200 °С практически отсутствует. Можно считать, что при индукционном нагреве окалинообразование и обезуглероживание в основном происходят не в процессе нагрева, а в процессе транспортировки заготовки и ее деформирования.

3. Снижение окалинообразования уменьшает износ штампов, за счет чего повышаются точность поковок и работоспособность штампа. Производственный опыт показывает, что стойкость прессовых штампов при индукционном нагреве повышается на 10—20 % по сравнению со стойкостью при нагреве в газовых печах.

4. Значительное технологическое преимущество индукционного нагрева — его «компактность», обеспечивающая возможность встраивания нагрева в зону штампо-

вого пространства, снижает тепловые потери, неизбежные при транспортировке заготовок от нагревательного устройства к штампу. Это преимущество создает условия для механизации и автоматизации технологического процесса штамповки и служит реальной предпосылкой для создания автоматизированных штамповочных линий с программным управлением.

5. При индукционном нагреве можно получать желаемое распределение температурных полей по сечению и длине нагреваемой заготовки, что будет способствовать не только экономии энергии, но и благоприятствовать течению металла при его деформировании. Существует возможность местного нагрева практически любой длины, что является необходимым условием при штамповке на горизонтально-ковочных машинах (ГКМ) и при резке заготовок на пресс-ножницах.

6. Индукционный нагреватель входит в режим гораздо быстрее, чем пламенная печь. Если на разогрев печи требуется несколько часов, то вследствие меньшей массы футеровки индуктора его готовность к работе занимает всего несколько минут после нагрева нескольких балластных заготовок.

Индукционный нагреватель — более гибкий агрегат, чем пламенная печь, для внедрения ГАП. Внутри индуктора значительно проще, чем в пламенной печи, создавать ту или иную атмосферу.

7. Исключительно важное преимущество индукционного нагрева — улучшение условий труда в кузнечно-штамповочных цехах. Из-за больших теплоотдающих поверхностей пламенных печей и, как правило, незакрывающихся печных заслонок температура на рабочем месте штамповщика в летние жаркие месяцы достигает 50 °С и более, что не только резко снижает производительность труда, но и приводит к профессиональным заболеваниям.

8. Наконец, с экологической точки зрения индукционный нагрев имеет неопределимые преимущества перед пламенным, так как электронагрев находится вне конкуренции со способами, при которых тепловую энергию получают за счет сжигания того или иного топлива.

К числу основных недостатков индукционного нагрева можно отнести следующие.

1. Значительные капитальные затраты на основное оборудование: преобразователи частоты, станции управления, кабельное хозяйство, нагреватели и конденсаторы. Правда, следует отметить, что затраты на указанное оборудование с каждым годом снижаются, однако они все еще сравнительно высоки. Так, стоимость машинного преобразователя мощностью 250 кВт на частоту тока 2400 Гц со станцией управления составляет около 15 тыс. руб., индукционного нагревателя той же мощности — в среднем 14 тыс. руб., 1 м силового кабеля марки АСГ сечением $3 \times 150 \text{ мм}^2$ на напряжение 1000 В — 2,13 руб., а конденсатора типа ЭСВ 750-2,4 на ту же частоту мощностью 220 квар и емкостью 25 мкФ — 72,6 руб. Разница в капитальных затратах на печной и индукционный нагрев зависит от сечения нагреваемых заготовок и с увеличением размеров заготовок уменьшается, так как стоимость постройки крупных стационарных печей становится соизмеримой со стоимостью индукционной установки.

2. Диапазон размеров заготовок, нагреваемых в пламенных печах, значительно шире, чем в индукционных нагревателях, использующих данную частоту тока. Если в обычной камерной печи с площадью пода 2 м^2 можно нагревать заготовки до 150—200 мм в диаметре, то при индукционном нагреве таких заготовок потребуются как минимум три преобразователя на частоты тока 10 000, 2500, 1000 Гц и три различных нагревателя.

3. К серьезному недостатку индукционного способа относится большая сложность, а в некоторых случаях невозможность нагрева заготовок фасонного профиля сечения при относительно приемлемом КПД системы индуктор — заготовка. В технологических циклах кузнечно-штамповочного производства часто необходим нагрев или подогрев полуфабрикатов поволоков фасонного профиля, которые нельзя изготовить при одном нагреве. В этих случаях индукционный способ можно применить только для нагрева заготовок типа стержней с головками.

В последнее время хотя и появились индукционные карусельные установки для нагрева заготовок сложного профиля, но их КПД низок (до 20 %), а конструкция требует существенной доработки.

2.3. Индукционная установка и ее оснащение

В простейшем случае индукционная установка состоит из преобразователя частоты (генератора), пускового шкафа, шкафа управления и нагревателя. Преобразователь частоты и пусковые устройства обычно устанавливаются в специальном машинном зале. Энергию к нагревателю подводят при помощи силового кабеля.

Питание нагревателя от одного преобразователя называется индивидуальным и целесообразно, когда потребляемая нагревателем мощность близка к номинальной мощности преобразователя. При неполной загрузке преобразователя снижается КПД всей системы, что повышает расход электроэнергии.

Питание нескольких нагревателей от одного преобразователя большой мощности или питание их от нескольких преобразователей меньшей мощности, работающих на общие шины, называется централизованным. При централизованном питании сглаживаются броски нагрузки, снижается установленная мощность преобразователей и обеспечивается более полная их загрузка. Кроме того, при централизованном питании проще решить вопрос резервирования преобразователей. Схема параллельного централизованного питания составляется так, что при необходимости любой из параллельно работающих преобразователей можно отключить без нарушения работы остальных источников питания и нагревателей. На рис. 2.7 приведена упрощенная принципиальная схема индивидуального питания нагревателей от машинного преобразователя частоты. Конденсаторная батарея 4 вместе с индуктором 5 и заготовкой 6 представляют собой колебательный контур, являющийся для преобразователя нагрузкой с низким коэффициентом мощности $\cos \varphi_n = 0,1 \div 0,3$. При работе индукционной установки отдельные ее элементы нагружены различными токами. От преобразователя до колебательного контура протекает ток преобразователя I_r , а в контуре — так называемый контурный ток I_k , обычно в несколько раз больший тока преобразователя.

Обеспечить требующуюся для нагрева мощность можно только в том случае,

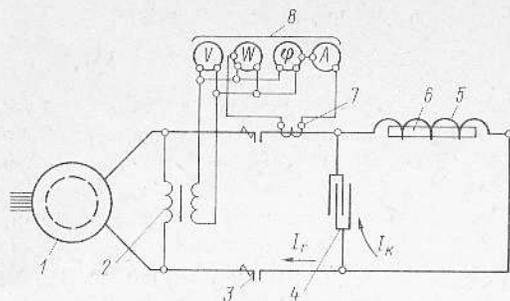


Рис. 2.7. Электрическая схема индивидуального питания нагревателя от машинного преобразователя частоты:

1 — преобразователь частоты (генератор); 2 — трансформатор напряжения; 3 — контактор включения и выключения нагревателя; 4 — конденсаторная батарея; 5 — индуктор; 6 — заготовка; 7 — трансформатор тока; 8 — комплект измерительных приборов

когда колебательный контур настроен в резонанс, а его сопротивление больше или равно номинальному сопротивлению преобразователя. Для выполнения этого условия подбирают емкость конденсаторной батареи и индуктивность индуктора (изменением числа его витков).

При правильной настройке напряжение на контуре должно быть равно номинальному напряжению преобразователя, а коэффициент мощности должен быть близким к единице.

В целях снижения электрических потерь, связанных с протеканием большого контурного тока (до нескольких тысяч ампер) по шинам, соединяющим конденсаторную батарею с индуктором и другими элементами данного участка схемы, последнюю необходимо располагать возможно ближе к индуктору. Это условие во многом предопределяет конструкцию и габаритные размеры нагревателя. Режим работы преобразователя и нагревателя контролируют измерительные приборы на пульте управления: вольтметр, амперметр, фазометр и ваттметр. В случае использования машинных преобразователей частоты, на пульте управления монтируют амперметр и вольтметр, фиксирующие силу тока и напряжение в обмотках возбуждения преобразователя.

Все преобразователи имеют соответствующую защиту от перегрузок как по силе тока, так и по напряжению. В целях управления также предусматривается соответствующая защита.

Для индукционного нагрева применяют преобразователи трех типов: машинные, тиристорные (ТПЧ) и ламповые. Последние используют для нагрева под штамповку весьма редко, так как ток высокой частоты (сотни килогерц), на которую их изготавливают, нельзя передавать на большие расстояния без значительных электрических потерь, а установка ламповых агрегатов непосредственно у штамповочных агрегатов создает серьезные трудности в обеспечении их стабильной работы из-за сотрясений почвы.

Таким образом, снабжение высокочастотной энергией нагревателей штамповочного производства в основном падает на машинные и тиристорные преобразователи. В ряде случаев для нагрева под штамповку используют также ток промышленной частоты либо непосредственно, либо в сочетании с током повышенной частоты (двухчастотный нагрев). В настоящее время установлен ряд стандартных средних частот тока: 500, 1000, 2400, 4000, 8000 и 10 000 Гц. В последние годы изготавливают машинные преобразователи средней частоты, маркируемые ВПЧ и ППЧВ (табл. 2.2). Все преобразователи ВПЧ и ППЧВ изготавливают однокорпусными вертикальными. В нижней части корпуса располагают генератор, а в верхней — двигатель. Охлаждение преобразователей воздушно-водяное. Преобразователи устанавливают на горизонтальный фундамент при помощи специальных виброизоляционных опор без дополнительного крепления.

При параллельной работе генераторы могут обеспечить 90—95 % суммарной номинальной мощности. Потери электроэнергии в машинных преобразователях в зависимости от их конструкции и режима работы составляют 20—30 % от потребляемой. В последние годы отечественная промышленность серийно выпускает тиристорные преобразователи (ТПЧ), которые довольно успешно применяют для индукционного нагрева в прокатных, литейных, термических и кузнечно-штамповочных цехах. Как правило, ТПЧ в системах с централизованным питанием не используют в силу специфики применяемых инверторов. Обычно ТПЧ применяются в системах с индивидуальным питанием. Основными преимуществами данных преобразователей являются более высокий КПД и малая

Таблица 2.2

Основные технические характеристики некоторых машинных преобразователей

Марка преобразователя	Номинальная мощность, кВт	Частота тока, Гц	Выходное напряжение, В	Сила тока генератора, А	Коэффициент мощности нагрузки $\cos \varphi$	КПД, %	Расход охлаждающей воды, м ³ /ч
ВПЧ-30-8,0 ВПЧ-30-2,4	30	8000 2400	400/200	83/167	0,9 (емкостной)	70—76	1,8
ВПЧ-50-8,0 ВПЧ-50-2,4	50	8000 2400		139/278			2,1
ВПЧ-100-8,0 ВПЧ-100-2,4	100	8000 2400		278/556			2,4
ППЧВ-250-1,0	250	10 000	800/1600	329	0,95 (индуктивный)	82,3	4,8
ППЧВ-500-4,0 ППЧВ-250-4,0	500 250	4000	800	625/313 313	1,0	87,3 86,2	6,6 3,9
ППЧВ-500-2,4 ППЧВ-250-2,4	500 250			2400		800/1600	658/329 329/165
ППЧВ-500-1,0	500	1000		625/313	1,0	90,7	6,0

Таблица 2.3

Основные технические характеристики ТПЧ

Параметр	Марка преобразователя					
	ТПЧ-630/1,0	ТПЧ-800-1,0/0,5	ТПЧ-250-2,4	ТПЧ-500-2,4	ТПЧ-800-1,0	ТПЧ-160-4,0
Номинальная выходная мощность, кВт	630	800	250	500	800	160
Номинальное выходное напряжение, В	800					2×400
Номинальная выходная частота тока, кГц	1,0/0,5		2,4		1,0	4,0
КПД, %	92		90	91	94	90
Пределы изменения выходного напряжения от номинального, %	От +25 до -50		От +10 до -50		От +25 до -50	От 0 до -90
Расход охлаждающей воды во внешнем контуре, м ³ /ч	—	6	4	5		2,5

Примечание. Выходная частота может отличаться от номинальной (в сторону уменьшения) не больше чем на 20 %. Знак «+» указывает превышение от номинала, а знак «-» — уменьшение.

мощность холостого хода. ТПЧ относятся к неподвижным электрическим устройствам, преобразующим ток промышленной частоты 50 Гц в ток другой частоты, и поэтому именуется статическими преобразователями.

Статический преобразователь частоты осуществляет двойное преобразование, т. е. вначале преобразуется переменный ток промышленной частоты в постоянный, а затем постоянный ток — в переменный заданной частоты (инвертирование). Выпрямление и инвертирование производятся с помощью различных управляемых вентилях: ионных или полупроводниковых. К первым относятся тиратроны, игнитроны, экситроны и т. п., ко вторым — тиристоры, являющиеся управляемыми полупроводниковыми вентилями. КПД статических преобразователей частоты при их номинальной нагрузке достигает 90—93 % и мало зависит от ее изменения в довольно широком диапазоне. КПД машинных преобразователей резко уменьшается при снижении нагрузки меньше номинальной.

Весьма существенное преимущество статических преобразователей — возможность плавного изменения частоты тока в процессе их работы. Это преимущество позволяет согласовывать параметры преобразователя с изменяющимися параметрами нагрузки в процессе нагрева, что обеспечивает более полное использование мощности преобразователя. В случае использования преобразователей с постоянной частотой такое согласование почти невозможно, за исключением изменения емкости включаемой конденсаторной батареи. Возможность изменения частоты тока у ТПЧ расширяет диапазон их применения для индукционного нагрева заготовок.

Применение статических преобразователей частоты взамен машинных позволяет снизить расход электроэнергии на 5—10 % при номинальной их нагрузке, а при неполной нагрузке — на 20—30 % [41]. Основные технические параметры серийно выпускаемых ТПЧ приведены в табл. 2.3, где марка преобразователя расшифровывается так: ТПЧ-800-1,0/0,5 — тиристорный преобразователь частоты, мощность 800 кВт, частотами тока от 1000 до 500 Гц. Таллинский электротехнический завод готовит к серийному выпуску преобразователи второго поколения ТПЧ-

320-1,0, ТПЧ-160-2,4 и ТПЧ-250-8,0. Обычно ТПЧ состоит из трех шкафов (некоторые типы из четырех). В одном из шкафов располагается блок ввода питания, в другом — выпрямитель и инвертор, в третьем — коммутирующие элементы. ТПЧ можно считать наиболее перспективными источниками питания индукционных кузнечных нагревателей.

2.4. Нагреватели и индукторы

Нагреватели. Принципиально любой индукционный нагреватель представляет собой металлический шкаф, в нижней части которого чаще всего располагают конденсаторную батарею, а в верхней — индуктор и механизм перемещения или выталкивания заготовок. В нижней половине тыльной или боковой части шкафа (в зависимости от конструкции нагревателя) располагают аппаратуру управления, а в верхней половине — измерительную и контрольную.

По принципу действия индукционные нагреватели разделяются на нагреватели периодического действия и методического. Разновидностью нагревателей методического действия являются проходные нагреватели, в которых заготовка в виде прутка или штанги непрерывно или прерывисто проходит через индуктор.

На рис. 2.8,а показан общий вид простейшего индукционного нагревателя методического действия (типа) со снятыми капотом и боковой стенкой. Основным нагревательный элемент нагревателя — сменный индуктор 1. Перед индуктором (по ходу перемещения заготовок) находится наклонный лоток-накопитель, на котором размещают заготовки 2. Проталкивание заготовки с лотка в индуктор осуществляется толкательным механизмом 3 (в данном случае пневматического действия). Для толкания заготовок применяют и другие механизмы, например гидравлические и механические. Периодичность действия толкательного механизма 3 осуществляется с помощью реле времени 5. В нижней части шкафа находится контактор 7 для включения (и выключения) индуктора 1 в питающую сеть. У некоторых нагревателей контактор отсутствует, и цепи управления воздействуют на контактор, находящийся в машинном зале.

В верхней части этого же шкафа, как видно из рисунка 2.8,а, находятся сигнальные лампочки и контрольно-измерительные приборы 4 (ваттметр, вольтметр и фазометр). В нижней половине продольного шкафа расположена конденсаторная батарея 6. Каждый конденсатор имеет систему охлаждения проточной водой. Конденсаторную батарею разбирают обычно на группы, которые подключают к сборным шинам (над конденсаторами) при помощи рубильников, что необходимо для настройки электрического режима в случае нагрева заготовок другого размера или при смене индуктора. Элементы нагревателя охлаждаются водой, которая подается по резиновым шлангам. Эта система состоит из ветвей охлаждения секций индуктора, направляющих, шин и конденсаторов. Для наблюдения и контроля за расходом и температурой охлаждающей воды каждый из охлаждаемых элементов имеет отдельный сливной штуцер. Вода сливается в общую сливную воронку 8. Расход подаваемой воды регулируется кранами. Управление нагревателем производится кнопками, находящимися в колодке 9

на передней стенке шкафа нагревателя. Нагретая в индукторе заготовка выталкивается из него на наклонный лоток 10, с которого падает на склиз или транспортер, подающий ее к деформирующей машине.

На рис. 2.8,б показана схема питания методического индуктора заготовками. Заготовки, находящиеся на наклонном накопительном лотке 3, под действием собственной тяжести скатываются или соскальзывают (в случае нагрева заготовок квадратного сечения) до упора. Угол наклона и упор лотка 3 регулируют. Таким образом, нижняя заготовка самостоятельно устанавливается соосно с индуктором 4. При заталкивании очередной холодной заготовки в индуктор 4 с помощью толкательного устройства 2 нагретая заготовка 5 выпадает на лоток 10 (рис. 2.8,а). Заданный темп толкания заготовок осуществляется при помощи электропневматического крана 1, управляемого реле времени. Необходимый для работы толкателя сжатый воздух поступает от заводской магистрали по трубопроводу 6. В настоящее время в промышленности работает большое коли-

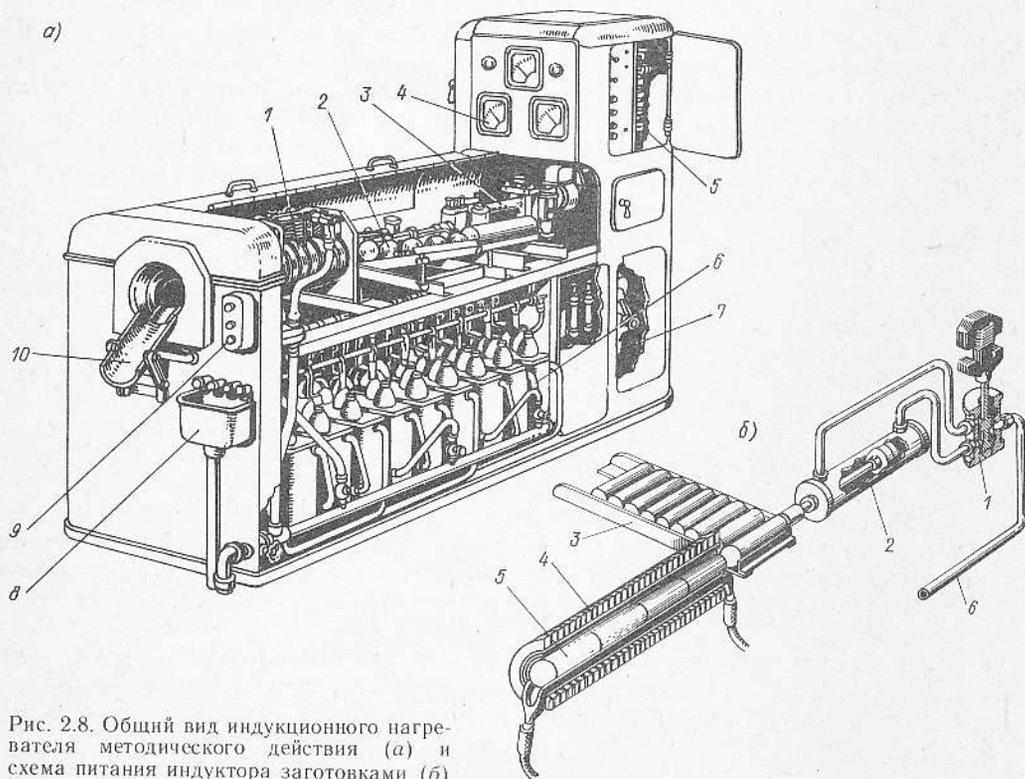


Рис. 2.8. Общий вид индукционного нагревателя методического действия (а) и схема питания индуктора заготовками (б)

чество индукционных нагревателей самых различных конструкций, многие из которых выпускаются серийно Новозыбковским заводом «Индуктор». ВНИИ ТВЧ им. В. П. Вологодина разработано большое количество различных типов индукционных нагревателей и установок. Технические данные некоторых серийных нагревателей и установок конструкции ВНИИ ТВЧ приведены в работе [43], а конструкции ВНИИЭТО — в работе [41]. Конструктивное решение нагревателей различных предприятий на современном этапе примерно одинаково. На рис. 2.9 показан индукционный нагреватель методического типа КИН-250/2,4П конструкции ВНИИ ТВЧ, оснащенный пневматическим толкателем и рассчитанный на потребляемую мощность 250 кВт и частоту 2,4 кГц. Основные технические характеристики этого нагревателя следующие: нагреваемые заготовки диаметром от 25 до 65 мм, длиной от 70 до 250 мм, производительность 600 кг/ч, длина индуктора 1000 мм, расход воды 4 м³/ч, расход воздуха 6,5 м³/ч. Заготовки загружаются вдоль индуктора и толкателя. Над толкателем (слева) расположен наклонный желоб с пневматическим отсекателем, позволяющим соскальзывать на площадку перед индуктором только одной заготовке. На выходе из индуктора установлен фотоэлектрический пирометр для контроля температуры заготовок. При желании осевой питатель нагревателя можно заменить на боковой с наклонной площадкой.

На рис. 2.10 дан общий вид нагревателя периодического действия с двумя ручьями типа ИНТ9-250/2,4 конструкции ВНИИ ТВЧ, предназначенного для нагрева относительно длинных заготовок или их концов при длине нагретого участка до 500 мм, диаметрами от 20 до 80 мм. Подобные нагреватели применяют главным образом при штамповке «от прутка» на ГКМ и на молотах, а также при штамповке на прессах и других кузнечных машинах, когда необходимо обеспечить нагрев заготовок относительно большой длины.

При штамповке на автоматах, на ротационно-ковочных машинах, машинах для обкатки шаров требуются прутки или штанги, нагретые по всей их длине. Для этой цели используют проходные нагреватели, составленные из отдельных

самостоятельных блоков (модулей). Проходные нагреватели снабжают соответствующими загрузочными механизмами. Каждый из составных блоков (модулей) является как бы самостоятельным нагревателем, включающим индуктор, приводные ролики перед ним, конденсаторную батарею и систему распределения охлаждающей воды. Из отдельных модулей монтируют нагреватели требуемой мощности и производительности.

На рис. 2.11 показан нагреватель, состоящий из четырех модулей. В промышленности применяют проходные нагреватели типа ИН общей мощностью более 3 тыс. кВт, как например, нагреватель из 13 модулей мощностью по 250 кВт каждый. Такой нагреватель общей мощностью 3250 кВт, использующий частоту тока 2400 Гц, предназначен для нагрева прутков диаметром более 70 мм. Длина модуля 1250, а его индуктора 800 мм. Конденсаторная батарея каждого модуля состоит из 12 банок. Для нагрева прутков диаметром менее 70 мм можно использовать модули с двумя индукторами на общую потребляемую мощность 125 кВт. Длина каждого индуктора 400 мм.

Индукционные установки серии ИН поставляются в комплекте с ТПЧ. Эти установки, электрическая схема которых предусматривает параллельное включение преобразователей и модулей, комплектуются на мощности 750, 1000, 1500 и 3250 кВт и питаются током частотой 2,4 или 1,0 кГц. В установках допускается нагрев прутков длиной до 6 м с кривизной, предусмотренной ГОСТом, не более 2 мм на каждый метр длины. Нагреватели данных установок снабжаются фотопирометрическими датчиками для контроля температуры нагрева. Приемные стеллажи перед нагревателями позволяют принимать количество прутков общей массой до 5 т.

Проходные нагреватели можно успешно применять для нагрева под торцовую раскатку и при штамповке с отрезкой мерной заготовки в совмещенном штампе.

В ряде случаев целесообразно использовать комбинированные нагреватели, сочетающие печной и индукционный способы нагрева. В работе [27] изложены материалы по исследованию пламенно-индукционного нагрева, показана целесообраз-

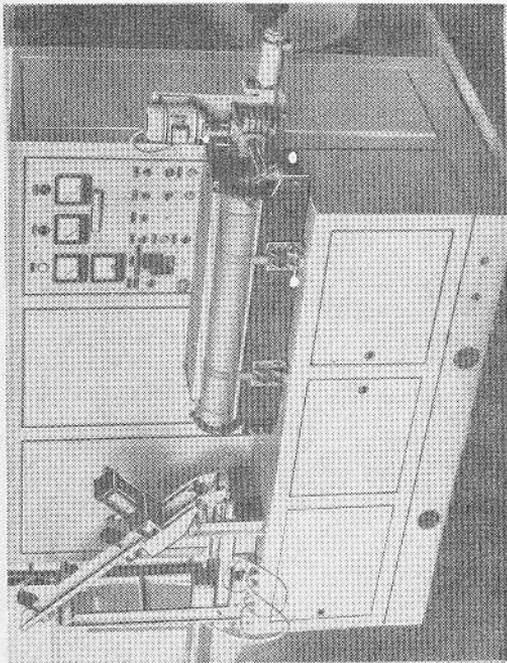


Рис. 2.9. Общий вид методического нагревателя типа КИН-250/2, 4П конструкции ВНИИ ТВЧ

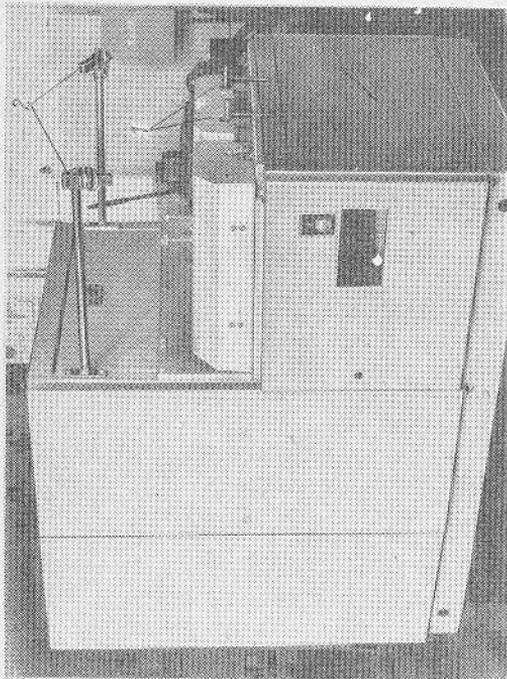


Рис. 2.10. Нагреватель периодического действия с двумя ручьями типа ИНТ9-250/2,4 конструкции ВНИИ ТВЧ:
1 — индукторы; 2 — оптические пирометры

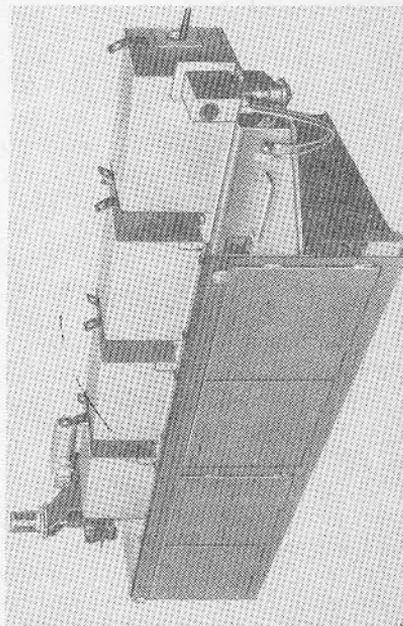


Рис. 2.11. Общий вид проходного нагревателя с четырьмя модулями (индукторами) фирмы «Брун-Бовери» (Brown-Boveri)

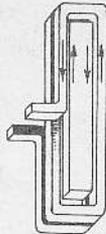
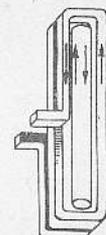
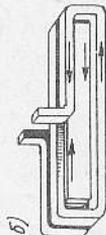
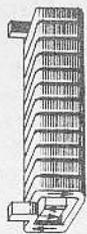
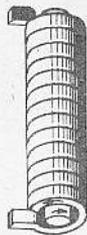
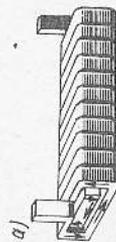


Рис. 2.12. Схема спиралей индукторов: а — для нагрева в продольном магнитном поле заготовок прямоугольного, круглого и квадратного сечений; б — для нагрева заготовок тех же сечений в поперечном магнитном поле

ность внедрения в производство этого комбинированного способа для нагрева блумов и труб большого сечения. При этом способе нагреватель состоит из двух элементов методического действия. В первом элементе осуществляют пламенный нагрев до 800 °С, а во втором — индукционный до температуры верхнего предела температурного интервала (1150—1250 °С). Комбинированный способ нагрева позволяет уменьшить капитальные затраты на установку, обеспечить более равномерный нагрев по сечению и получить более высокий энергетический КПД всего нагревателя. При комбинированном нагреве уменьшается длина нагревательного устройства.

Индукторы. Главным элементом индукционного нагревателя — индуктор — представляет собой агрегат, состоящий из индуктирующего провода (медной трубки), навитого в виде спирали или иным образом в зависимости от назначения индуктора, футеровки, направляющей и распределительных колодок водяного охлаждения. В подавляющем большинстве случаев индуктирующий провод выполняют в виде многovitковой спирали с окном в форме окружности или прямоугольника, или овала.

В зависимости от взаимного направления магнитного потока, создаваемого спиралью индуктора относительно оси нагреваемых заготовок, нагрев производят в продольном или в поперечном магнитном поле. Если направление магнитного потока совпадает с осью заготовок или заготовки, то нагрев считается в продольном поле, если магнитный поток перпендикулярен к оси заготовки, то принято считать, что нагрев производится в поперечном поле. Это положение иллюстрирует рис. 2.12 (стрелками показано мгновенное направление токов в индуктирующем проводе и заготовке). Наибольшее распространение получили индукторы цилиндрические, более универсальные, позволяющие нагревать в продольном поле заготовки круглого, квадратного и более сложного сечений.

Конструктивно индукторы выполняют по-разному: сплошной заливкой и разборными. В первом случае спираль (иногда с предварительно изолированными между собой витками) помещают в деревянную

или металлическую форму и заливают жаропрочным бетоном. Наружу выводят только штуцеры для одевания резиновых шлангов и электрические контакты в виде щек для подключения спирали к источнику тока. В случае перегорания спирали ремонт такого индуктора крайне затруднен или вовсе невозможен, и медь спирали можно использовать только как вторичное сырье. Обычно индукторы, изготовленные сплошной заливкой жаропрочным бетоном, применяют для нагрева заготовок крупных сечений и в качестве отдельных блоков-секций составных индукторов, общая длина которых достигает 10 м и более.

Общий вид трех таких модулей, смонтированных на нагревателе ИН-750/1,0, показан на рис. 2.13. В зависимости от общей длины индуктора, числа требующихся витков для нагрева заготовок данных размеров блоки соединяют как последовательно, так и параллельно.

В нагревателях кузнечно-штамповочного производства очень часто устанавливают разборные цилиндрические индукторы (рис. 2.14). Основная деталь индуктора — спираль *1* из медной трубки чаще прямоугольного сечения — может быть голой, а также обмотанной изоляционной стеклолентой или киперной с последующей пропиткой ее в бакелитовом лаке. Если обмотка изоляционной лентой не предусматривается, то спираль покрывают битумным или масляно-канифольным лаком (окунанием) и просушивают в горячем состоянии при температуре около 150—180 °С. Между витками спирали делают некоторый зазор с помощью кольцевых прокладок из паронита, стеклоткани или прессшпана.

Так как во время работы спираль индуктора нагревается за счет своего собственного электрического сопротивления и за счет теплоотдачи от нагреваемых заготовок, то она должна достаточно интенсивно охлаждаться проточной водой. Для этого спираль разбивают на несколько самостоятельных секций по 15—20 витков и каждую секцию снабжают штуцерами, на которые одевают резиновые шланги. Температура нагрева спирали не должна превышать 50 °С, так как при более высокой температуре возможно местное парообразование, затем электрический перегрев, приводящий к перегоранию спира-

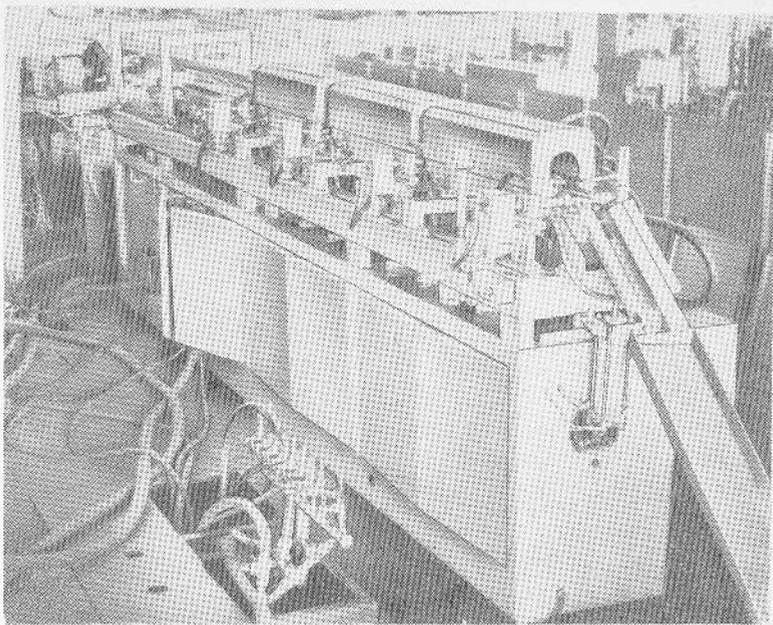


Рис. 2.13. Общий вид трех модулей мощностью по 250 кВт каждый, смонтированных на нагревателе

ли. Охлаждающая вода разводится с помощью распределительных колодок 9 и 10. Часто на одном из концов спирали делают две-три отпайки 8 для настройки электрического режима нагрева путем увеличения или уменьшения индуктивности индуктора.

Спираль укладывают в желобы деревянных брусьев 7 между двумя торцовыми асбоцементными плитами 5 и стягивают латунными шпильками 6, укрепленными в брусьях. Внутри спирали располагается футеровка индуктора 3, состоящая из электрической и тепловой изоляции. Первый слой 2 прилегает к спирали и представляет электрическую изоляцию из

листового стекломиканита толщиной 0,5—1,5 мм. Следующий слой из листового асбеста толщиной 2—4 мм служит элементом тепловой изоляции. Третий слой из шамота в виде втулок или секторов является огнеупорным элементом тепловой изоляции. Обычно общая толщина футеровки составляет 8—12 % от внутреннего диаметра спирали индуктора.

Сборка футеровки — процесс трудоемкий, поэтому разборные индукторы не рекомендуется изготовлять длиной более 1 м. Для предохранения футеровки от механических повреждений и истирания внутрь ее помещают направляющую 4, на которую укладываются заготовки. Конструкция направляющей зависит от формы сечения нагреваемых заготовок: при нагреве цилиндрических заготовок направляющую выполняют в виде желоба или в виде двух параллельных трубок из жароупорной стали.

При нагреве заготовок малого сечения (до 25—30 мм в диаметре) направляющая может быть сделана в виде листового желоба толщиной 1,5—2 мм без водяного охлаждения. Для перемещения через индуктор более массивных загото-

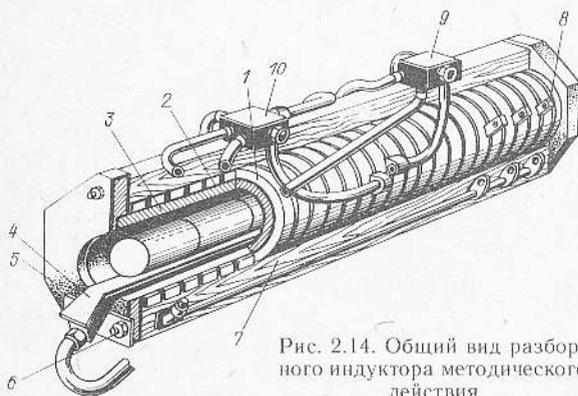


Рис. 2.14. Общий вид разборного индуктора методического действия

вок обязательно применение водоохлаждаемых направляющих, которые представляют собой листовую желоб с приваренной к нему прихватками одной или двух трубок. Так как направляющая подвергается сильному нагреву, ее длина увеличивается, поэтому во избежание коробления один из концов ее (обычно тыльный) должен иметь свободное продольное перемещение.

Смена индуктора в нагревателе заключается в отсоединении его крепления, шлангов, подходящих к распределительным колодкам, и электрических контактов от сборных шин, а также в регулировке осевого расположения питающего механизма. Смена индуктора обычно занимает около 1,5—2 ч. Помимо цилиндрических спиралей применяют овалы, позволяющие решать следующие важные технологические задачи.

1. Например, в методических нагревателях с шаговым перемещением заготовок, длина которых больше трех-четырех диаметров, в целях свободного выпадения их из индуктора и уменьшения подстуживания выходящей заготовки последнюю секцию его выполняют в виде овального раструба (рис. 2.15) [45]. Работа шагового механизма в методических нагревателях подобна работе механизма в пламенных печах с шагающей балкой. Этот механизм приподнимает заготовки с направляющих, перемещает их вперед на некоторую длину, опускает на направляющие и возвращается назад, затем через заданный промежуток времени снова повторяет эти движения. Шаговая подача по сравнению с толканием позволяет избежать вспучивания заготовок с малой длиной и значительно косиной среза, снизить до минимума броски мощности при нагреве длинных заготовок и уменьшить возможность замыкания спирали индуктора окалиной за счет сохранения ее на заготовках. Весьма важное преимущество шагового механизма подачи — возможность удаления всех заготовок из индуктора или их возврат в исходное положение, что в нагревателях с толкающим механизмом сопряжено с известными трудностями, так как толкатель и его механизм загораживают доступ к входному торцу индуктора.

2. Овальные индукторы необходимы при использовании местного нагрева — середины или концов заготовок (рис. 2.16,а).

Заготовки методически перемещаются с помощью транспортера в направлении стрелки (слева направо) с такой скоростью, при которой заготовка, пройдя путь, равный длине овала спирали, нагревается до заданной температуры. Нагретая заготовка вынимается из индуктора, а новая холодная вставляется так, как указано на рисунке стрелками. Схема работы такого индуктора позволяет сделать вывод, что механизация процесса загрузки, перемещения заготовок в индукторе и их выгрузки сложнее, чем при нагреве в обычном методическом индукторе.

При изменении длины нагреваемого участка заготовки число витков индуктора изменяют за счет соответствующих отпаек.

3. Овальный индуктор для нагрева в поперечном магнитном поле (рис. 2.16,б) целесообразно применять при необходимости сокращения длины индуктора. Существенно сократить длину индуктора можно только в том случае, когда длина нагреваемых заготовок в два-три раза больше диаметра [45].

Серьезный недостаток такого индуктора — возможность нагрева заготовок только определенной длины, так как при меньшей длине концы заготовок неизбежно подвержены перегреву. Кроме того, ферромагнитный металл в поперечном магнитном поле нагревается значительно слабее, чем в продольном [32].

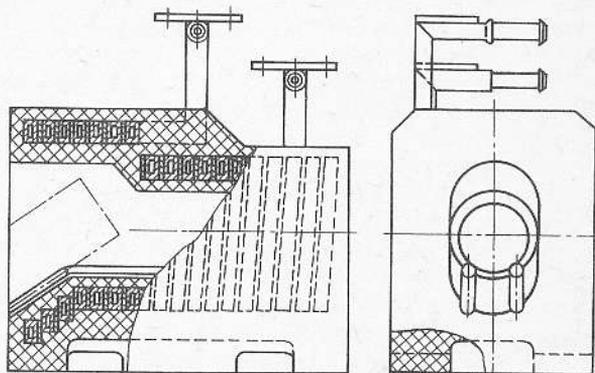


Рис. 2.15. Методический индуктор с выходной секцией спирали в виде овального раструба:

— — — выпадающая заготовка

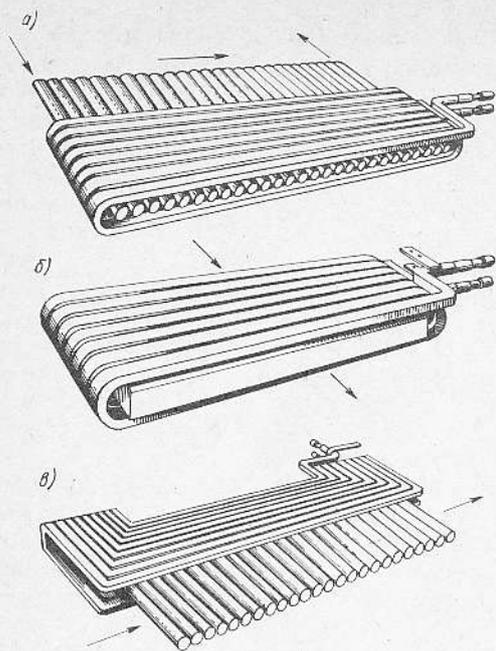


Рис. 2.16. Схемы работы овального и щелевого индукторов: *а* — нагрев концов заготовок в продольном поле овального индуктора; *б* — нагрев заготовок по всей длине в поперечном поле овального индуктора; *в* — нагрев концов заготовок в поперечном поле щелевого индуктора; → — направление перемещения заготовок

Время нагрева в подобных индукторах в 1,5—2 раза больше, чем в цилиндрических, так как индуктированный ток протекает только по верхней и нижней частям поверхностей заготовок, находящихся вблизи витков индуктирующего провода. Такого типа овальный индуктор должен быть оснащен соответствующим устройством, исключающим перекося заготовок при их перемещении. Для выполнения этого условия заготовки надо подавать снизу в наклоненный индуктор, а при его горизонтальном положении заготовки должны упираться в пружинный затвор, но тогда во избежание вспучивания заготовок в индукторе помимо нижних направляющих необходимо укреплять и верхние.

Для методического нагрева концов заготовок небольшой длины применяют специальной конструкции щелевой индуктор (рис. 2.16, *в*), у которого средняя часть в три раза больше суммарной ширины концевых П-образных перемычек. В противном случае, особенно если суммарная ширина П-образных перемычек соизмери-

ма с длиной средней (рабочей) зоны спирали, КПД индуктора будет очень низким — менее 30—40 %. Вообще КПД щелевого индуктора при нагреве одинаковых заготовок почти на 20—25 % ниже КПД цилиндрического.

При малом числе витков и малой длине щелевой индуктор необходимо подключать к источнику тока через автотрансформатор. Иногда при небольшой ширине щелевого индуктора для повышения КПД применяют магнитопроводы, охватывающие витки.

2.5. Основные параметры индуктора

Параметры индуктора можно разделить на геометрические и энергетические, тесно взаимосвязанные, зависящие от геометрических размеров нагреваемых заготовок и задаваемой производительности. Всегда известны размеры заготовок, подлежащих нагреву и, как правило, задана производительность процесса штамповки. Энергетические параметры индуктора, как известно, определяют экономическую сторону способа нагрева и в значительной мере влияют на весь технологический цикл штамповки. К геометрическим параметрам индуктора относятся внутренний диаметр спирали или внутренние размеры ее окна, длина спирали в собранном состоянии и размеры сечения ее трубки.

Энергетические параметры индуктора — напряжение на зажимах спирали, потребляемая мощность при данном напряжении, КПД индуктора и удельный расход электроэнергии — определяют при соответствующей полной загрузке индуктора заготовками и заданном времени их нагрева. Так как теплофизические свойства металла заготовок в процессе нагрева не остаются постоянными, то изменяются и энергетические параметры индуктора, поэтому обычно режим нагрева оценивается их средними значениями за цикл нагрева. В свою очередь, энергетические параметры индуктора зависят от производительности, а последняя — от времени нагрева заготовок.

Будем считать, что время нагрева заготовки из данного материала и заданных размеров известно, известны температура ее нагрева, допустимая неравномерность температуры по сечению и длине, а также

производительность штамповки. При этих условиях основные параметры индуктора определяют следующим образом.

Геометрические параметры

Внутренний диаметр спирали выбирают, исходя из конструктивных и энергетических соображений, по неравенству

$$1,4d \leq D \leq (2 \div 2,5) d, \quad (2.16)$$

где d — диаметр заготовки; D — внутренний диаметр спирали индуктора. Если изготовить спираль диаметром, меньшим нижнего предела, то при нормальной толщине футеровки зазор между ней и заготовкой будет слишком малым, что может вызвать повреждение футеровки заготовкой и в итоге привести к аварии.

Использование спирали индуктора диаметром, большим верхнего предела, существенно снижает электрический КПД индуктора, который при нагреве заготовок из материала с низким удельным электрическим сопротивлением может составлять 40—50 % вместо нормального, равного 70—75 %. Снижение КПД индуктора приводит к перерасходу электроэнергии. Обычно индуктор служит для нагрева заготовок некоторого диапазона диаметров, поэтому диаметр спирали рассчитывают по верхнему пределу неравенства (2.16). Иногда в условиях крупносерийного и массового производства, когда одну поковку штампуют на протяжении нескольких смен и даже суток, становится целесообразным иметь отдельный индуктор для нагрева заготовок только данного размера. В этом случае диаметр спирали индуктора выбирают по нижнему пределу неравенства (2.16) из расчета обеспечения максимального электрического КПД.

В случае работы индуктора при номинальном напряжении источника питания при расчете длины спирали индуктора необходимо учитывать характер нагрева (методический или периодический), обеспечение заданной производительности штамповки, достаточную равномерность нагрева заготовок по длине, возможность размещения расчетного числа витков и др. Иногда в силу взаимоположенного влияния некоторых условий приходится отступать от них, чтобы не вводить дополнительных агрегатов и не усложнять индукционную установку. Если при данной

длине спирали нет возможности разместить расчетное число витков для работы при номинальном напряжении источника питания, выходом будет либо включение последовательно с данным индуктором дополнительной индуктивности (например, другого индуктора), либо использование автотрансформатора.

Экспериментальные исследования индукционного нагрева и опыт его внедрения в кузнечно-штамповочное производство позволяют для расчета длины спирали рекомендовать соотношение

$$L = l + (1,5 \div 2,5) d, \quad (2.17)$$

где L — длина спирали индуктора с учетом зазоров между витками, мм; l — длина нагреваемой зоны, мм. При периодическом нагреве l — заданная длина нагреваемой зоны, а при методическом — общая длина всех заготовок, находящихся в индукторе, т. е.

$$l = n_3 I_3, \quad (2.18)$$

где n_3 — количество заготовок в индукторе; I_3 — длина одной заготовки.

При непрерывном перемещении заготовок в индукторе, например с помощью вращающихся роликов, длина спирали индуктора

$$L = v\tau, \quad (2.19)$$

где v — скорость перемещения заготовки в индукторе, мм/с; τ — время нагрева заготовки данных размеров до заданной температуры, с.

Скорость перемещения заготовок рассчитывают исходя из заданной производительности. Например, если производительность штамповки составляет 180 шт./ч при потребной длине заготовки на одну поковку 200 мм и времени нагрева в индукторе до заданной температуры 150 с, то:

$$L = \frac{180 \cdot 200}{3600} \cdot 150 = 1500 \text{ мм};$$

$$v = \frac{180 \cdot 200}{3600} = 10 \text{ мм/с}.$$

Энергетические параметры

Полный КПД индуктора. Полный КПД индуктора учитывает электрические и тепловые потери, следовательно состоит из электрического и термического КПД, поэ-

тому и принято его называть полным КПД. Полный КПД индуктора

$$\eta = \eta_{\text{э}} \eta_{\text{т}} \quad (2.20)$$

где $\eta_{\text{э}}$ — электрический КПД индуктора; $\eta_{\text{т}}$ — термический КПД индуктора.

Электрический КПД представляет собой отношение мощности, переданной в садку индуктора (в заготовки или заготовку), к мощности, подведенной к индуктору:

$$\eta_{\text{э}} = \frac{P_{\text{н}} + P_{\text{т}}}{P} \quad (2.21)$$

где $P_{\text{н}}$ — полезная мощность, пошедшая на нагрев садки; $P_{\text{т}}$ — мощность тепловых потерь через футеровку; P — мощность, подведенная к индуктору.

Мощность P , подведенная к индуктору, включает полезную $P_{\text{н}}$, мощность электрических $P_{\text{э}}$ и тепловых $P_{\text{т}}$ потерь, а также мощность потерь в направляющих $P_{\text{н}}$:

$$P = P_{\text{н}} + P_{\text{э}} + P_{\text{т}} + P_{\text{н}} \quad (2.22)$$

Термическим КПД индуктора называется отношение полезной мощности к мощности, переданной в садку. В соответствии с определением термический КПД индуктора

$$\eta_{\text{т}} = \frac{P_{\text{н}}}{P_{\text{н}} + P_{\text{т}}} \quad (2.23)$$

Полезная мощность через теплосодержащие садки за период нагрева выражается известной формулой

$$P_{\text{н}} = \frac{cG(t_{\text{сп}} - t_0)}{\tau} \quad (2.24)$$

где c — средняя удельная теплоемкость металла садки в интервале температур от комнатной до верхнего предела температурного интервала, кДж/(кг·°С); G — масса садки, при экспериментах определяемая взвешиванием, кг; $t_{\text{сп}} = t - \Delta t / 2$ — средняя температура в сечении садки (заготовки) в конце периода нагрева, °С; t — температура (максимальная в сечении) нагрева металла садки, равная температуре верхнего предела температурного интервала, °С; Δt — перепад температур в сечении садки (заготовки), °С; t_0 — температура окружающей среды, °С.

При небольшой массе заготовок в индукторе их теплоемкость можно определить экспериментально посредством калориметрирования. Калориметрирование является более точным и предпочтитель-

ным при нагреве заготовок переменного сечения, так как их среднюю температуру нагрева нельзя найти без специальных измерений с помощью нескольких термпар. Калориметрирование заготовок большой массы, например более 4—5 кг, весьма затруднено вследствие необходимости изготовления специального калориметра значительного объема. В связи с этим обычно полезную мощность принято рассчитывать.

Мощность электрических потерь — активную мощность, выделяющуюся в спирали индуктора при протекании по ней электрического тока, — также можно найти расчетом или экспериментально. В первом случае электрические потери определяют при проектировании индуктора. Экспериментально мощность электрических потерь находят, подавая на индуктор без заготовок различное напряжение. При каждом напряжении на индукторе измеряют установившуюся силу тока, установившуюся температуру протекающей через спираль воды и ее расход. Далее для каждого значения тока рассчитывают мощность электрических потерь в спирали (в кВт)

$$P_{\text{э}} = c_{\text{в}} g (t_2 - t_1), \quad (2.25)$$

где $c_{\text{в}}$ — теплоемкость воды 4,18 кДж/(кг·°С); g — расход воды через индуктор, л/с; t_2 , t_1 — соответственно температура охлаждающей воды, выходящей и входящей в спираль индуктора, °С. По данным измерений строится график зависимости мощности электрических потерь от силы тока в индукторе.

Таким образом, при нагреве заготовок фиксируют ток индуктора и на основании его среднего значения в процессе нагрева из построенного ранее графика находят мощность электрических потерь.

Тепловые потери — результат теплоотдачи с поверхности нагреваемой садки футеровке, которая, в свою очередь, передает теплоту протекающей через спираль воде.

Мощность потерь в направляющих. При нагреве в индукторе заготовок небольшого диаметра и массы целесообразно применять направляющую в виде полосового желоба без водяного охлаждения. Так как в этом случае направляющую выполняют из немагнитного материала, то электрическими потерями в ней можно

практически пренебречь. Масса направляющих с водяным охлаждением более значительна, вследствие чего электрические и тепловые потери в них следует учитывать. В работе [49] авторы предлагают потери в направляющих принимать равными 5 % от мощности, переданной в заготовку. В производственных условиях эти потери легко устанавливают экспериментально путем калориметрирования.

Из трех слагаемых потерь мощности в зависимости (2.22) наибольшими будут электрические потери в спирали индуктора, достигающие при нагреве ферромагнитных сталей 30 %, а парамагнитных сталей — 35—45 % от полезной мощности. С уменьшением перепада температур по сечению нагреваемых заготовок, т. е. с уменьшением мощности, подводимой к индуктору, электрические потери снижаются.

Термический КПД индуктора может достигать весьма высоких значений — 90—95 %, а электрический — до 75—85 %. Предельное значение электрического КПД индуктора

$$\eta_{э, \text{пр}} = 1 / \left(1 + \frac{D}{d} \sqrt{\frac{\rho_1}{\mu \rho_2}} \right), \quad (2.26)$$

где ρ_1 — удельное электрическое сопротивление материала спирали индуктора (меди), принимаемое равным $1,8 \times 10^{-8}$ Ом·м; μ — относительная магнитная проницаемость материала заготовок, принимаемая при нагреве ферромагнитных сталей выше 800 °С равной 1; ρ_2 — удельное электрическое сопротивление материала нагреваемой заготовки, Ом·м; при нагреве ферромагнитных сталей принимается среднее значение в интервале температур от 800 °С до ковочной. При нагреве парамагнитных металлов принимается среднее значение в интервале температур от комнатной до ковочной, т. е. $\rho_2 = (\rho_{20} + \rho_1) / 2$.

Полный КПД индуктора, если известны суммарные потери термические и электрические,

$$\eta = \frac{P_n}{P_n + \Delta P}, \quad (2.27)$$

где ΔP — суммарные потери, определяемые экспериментально при работе индуктора по температуре охлаждающей воды и ее расходу по зависимости (2.25).

Как правило, давление воды в заводской системе не постоянно, поэтому при экспериментальном определении КПД следует одновременно измерять расход воды

и ее температуру на входе в индуктор и на выходе из него. Если в индукторе раздельные сливы, то измерения производят для каждой секции отдельно, а затем мощность потерь суммируют.

Полный КПД индуктора считается практически еще приемлемым, если он при нагреве сталей составляет не менее 60 %. Однако от этого правила часто отступают, когда при более низком КПД достигают значительных технологических преимуществ или имеется большая необходимость в применении индукционного нагрева (например, при встраивании нагрева непосредственно в деформирующий агрегат автоматической линии или при термообработке в роторной линии и т. п.).

Удельная мощность. Во многих случаях при тепловых и электрических расчетах для характеристики процессов нагрева удобнее использовать относительные значения величин, чем абсолютные. Поэтому при индукционном способе нагрева пользуются удельной мощностью, т. е. мощностью, приходящейся на единицу поверхности нагреваемых объектов,

$$p_n = P_n / F, \quad (2.28)$$

где P_n — полезная удельная мощность, Вт/см² или кВт/см²; F — боковая поверхность нагреваемых заготовок, см². При обычном индукционном нагреве различных металлов для обработки их давлением полезная удельная мощность находится в пределах 400—15 Вт/см². Чем больше сечение заготовки, чем меньше температуропроводность металла и чем меньше допустимый перепад температур по сечению заготовки, тем меньше полезная удельная мощность.

Расход электроэнергии. Характеристикой, отображающей экономичность нагрева данного металла, является ее удельный расход, т. е. расход, приходящийся на единицу массы нагреваемого металла.

Удельный расход полезной энергии, исходя из теплосодержания,

$$A_n = (ct_{cp}) / 3600, \quad (2.29)$$

где A_n — удельный расход полезной энергии, кВт·ч/кг.

Для ориентировочной оценки расхода электроэнергии из промышленной сети 50 Гц можно использовать зависимость

$$A_c = A_n / (\eta_1 \eta_2 \eta_3 \eta_4 \eta_5), \quad (2.30)$$

где η_6 — КПД конденсаторной батареи и шин нагревателя, принимаемый равным 0,98—0,96; $\eta_{к6}$ — КПД кабеля от генератора до нагревателя, равный примерно 0,95; η_7 — КПД генератора в зависимости от типа (машинный 0,8, тиристорный 0,95).

Если приближенно считать, что средняя удельная теплоемкость для всех сталей при температуре 1200 °С примерно равна 0,6—0,7 кДж/кг·°С, то для нагрева 1 т стали до этой температуры потребуется 200—230 кВт·ч энергии. Если принять значения приведенных КПД звеньев цепи, то удельный расход энергии по промышленной сети при нагреве сталей

$$A_c = \frac{(0,6 \div 0,7) \cdot 1200}{0,7 \cdot 0,97 \cdot 0,95 \cdot 0,9 \cdot 3600} = 0,350 \div 0,400 \text{ кВт} \cdot \text{ч} / \text{кг}.$$

Практически из-за несовершенства системы электропередач, неполной загрузки источника питания расход электроэнергии по заводам составляет от 0,500 до 0,800 кВт·ч/кг, т. е. 500—800 кВт·ч/т [52]. Так, в кузнечно-штамповочном цехе одного из заводов при индукционном нагреве под штамповку удельный расход электроэнергии на 1 т нагреваемого металла составляет от 400 до 800 кВт·ч/т [44]. Надо отметить, что при планировании внедрения индукционных установок в цехах пользуются установленным средним значением удельного расхода электроэнергии 500 кВт·ч/т.

Расход воды. Как указывалось, вода расходуется на охлаждение преобразователей, спиралей индукторов, направляющих, шин, конденсаторов и некоторых других элементов. Преобразователи частоты машинные потребляют воду для охлаждения в зависимости от их мощности. При мощности в 250—300 кВт расход воды в тиристорных преобразователях и машинных типа ОПЧ составляет около 4 м³/ч. Нагреватели в зависимости от потребляемой мощности расходуют воду на охлаждение в количестве 5—8 м³/ч. Например, нагреватели типа ИНКЦ-302М2 конструкции ВНИИЭТО мощностью 300 кВт при производительности 900 кг/ч потребляют 7 м³/ч или 7,8 м³/(т·ч) [41]. Нагреватели типа КИН5-250/2,4К при мощности 250 кВт и производительности 600 кг/ч расходуют воду в количестве 7 м³/ч, что

составляет 11,6 м³/(т·ч). На заводе, где проводились опытные работы, расход воды в нагревателях составляет около 10,6 м³/т·ч при использовании генераторов с воздушным охлаждением.

Таким образом, если для индукционного нагрева применяю преобразователи с водяным охлаждением, расходующие около 4 м³/ч, и нагреватели, расходующие около 7 м³/ч, то при производительности нагревателей 600—1000 кг/ч общий расход воды на индукционную установку составляет около 12—16 м³/(т·ч), что сейчас считается нормальным. По данным ВНИИ ТВЧ, при расходе электроэнергии 400 кВт·ч/т расход воды не должен превышать 10 м³/(т·ч) [52]. В настоящее время в проектных расчетах расход воды в индукционной установке принимается равным 25 м³/(т·ч), что, конечно, нельзя считать нормальным. Необходимо стремиться к тому, чтобы температура отходящей воды была бы не ниже 40—50 °С, тогда ее можно использовать вторично для подогрева заготовок, душевых, столовых и т. п. При мощности индукционных установок в 10 000 кВт (мощность установок на ВАЗе 20 000, а на КАМаЗе 120 000 кВт) и годовой средней загрузке их в 5000 кВт вторичная утилизация теплоты может составить около 5 млн. кВт·ч в год [52].

2.6. Выбор частоты тока

Частота тока оказывает большое влияние на все энергетические параметры процесса нагрева и на его производительность. От частоты тока зависят электрический КПД индуктора и время нагрева. Правильный выбор частоты соответствует максимальному электрическому КПД индуктора и наименьшему времени нагрева.

Основным параметром, определяющим выбор частоты, является отношение диаметра заготовки к глубине проникновения тока, т. е. d/Δ . Практика показывает, что при нагреве ферромагнитных сталей большую часть времени составляет нагрев от температуры выше точки Кюри (см. рис. 6.1). В связи с этим частоту тока при нагреве подобных сталей следует выбирать, ориентируясь на горячий режим, т. е. по горячей глубине проникновения, вычисляемой по средним значениям физических параметров металла в интервале

температур от 800 °С до заданной. При нагреве же парамагнитных материалов, учитывая, что относительная магнитная проницаемость их равна единице при любой температуре, а удельное электрическое сопротивление возрастает сравнительно плавно, частоту без особой погрешности можно выбирать даже по холодному режиму. Более точно частоту следует выбирать по среднему значению глубины проникновения, вычисляемой при средних значениях физических параметров в интервале температур от комнатной до заданной.

Следует отметить, что для нагрева заготовки данных размеров в данном индукторе существует только одна оптимальная частота тока, которая обеспечит максимальный электрический КПД индуктора при минимальном времени нагрева. Такой случай возможен тогда, когда индуктор применяется для нагрева заготовки только одного диаметра и питается от отдельного преобразователя, например в какой-либо автоматизированной линии. В подавляющем же большинстве случаев в кузнечно-штамповочных цехах ток одной частоты используют для нагрева заготовок некоторого диапазона диаметров. При этом необходимо знать пределы применимости той или иной частоты тока. Принято считать [45], что электрический КПД индуктора при нагреве не должен быть ниже 0,9 своего предельного значения, если соотношение диаметров спирали индуктора и заготовки равно приблизительно среднему значению по зависимости (2.16), т. е. $D/d \approx 2$. Для сведения ниже приведены некоторые значения предельного электрического КПД индуктора при нагреве углеродистых сталей для штамповки в зависимости от соотношения диаметров спирали индуктора и заготовки [45]:

D/d	1	1,4	1,6	1,8	2	2,5
$\xi_{\text{пр}}$	0,89	0,88	0,84	0,82	0,80	0,77

Исходя из высказанных соображений относительно электрического КПД индуктора и приближенно принимая, что среднее значение удельного электрического сопротивления для всех сталей равно 10^{-6} Ом·м (с точностью до 20 %), полосу частот для их нагрева с достаточной экономичностью можно выразить неравенством [49]

$$3/d^2 \leq f \leq 6/d^2 \quad (2.31)$$

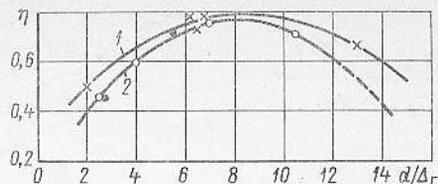


Рис. 2.17. Экспериментальная зависимость полного КПД индуктора от соотношения d/Δ_r при постоянном значении $D/d=1,4 \div 1,6$ и допустимом перепаде температур по сечению заготовок 100 °С:

1 — для ферромагнитных сталей (углеродистых);
2 — для парамагнитных сталей (аустенитных)

(здесь d , м), или, что то же самое, приближенно через соотношение d/Δ_r :

$$3,5 \leq d/\Delta_r \leq 5. \quad (2.32)$$

Таким образом, если при данной частоте тока 2500 Гц глубина проникновения в углеродистую сталь составляет 11 мм, то из выражения (2.32) минимальный диаметр заготовки, которую можно нагревать при этой частоте, $d_{\text{мин}}=3,5 \cdot 11=38,5$ мм, а максимальный $d_{\text{макс}}=5 \cdot 11=55$ мм. Верхний предел формулы (2.32) несколько занижен.

Экспериментальные работы по исследованию индукционного нагрева различных металлов для штамповки позволили получить графическую зависимость полного КПД индуктора от отношения d/Δ_r для ферромагнитных и парамагнитных сталей при постоянном значении D/d и допустимом перепаде температур по сечению заготовок 100 °С (рис. 2.17). Из рис. 2.17 видно, что зависимость КПД индуктора при нагреве магнитной и немагнитной сталей однотипна и имеет максимум при $d/\Delta_r=8$.

Если задаться минимальным КПД индуктора, равным 0,6, то на основании

Таблица 2.4

Оптимальное применение стандартных частот тока для нагрева сталей

Частота тока, Гц	Глубина проникновения Δ_r , мм	Оптимальный диапазон диаметров заготовок, мм
50	76	266—608
500	25	88—200
1 000	17	60—136
2 500	11	39—88
4 000	9	32—72
8 000	6	21—48
10 000	5	18—40

рис. 2.17 пределы использования стандартных частот для углеродистых и аустенитных сталей будут

$$3,5 \leq d/\Delta_r \leq 13. \quad (2.33)$$

Оптимальные значения d/Δ_r находятся слева от максимума кривой КПД, так как они соответствуют меньшим значениям времени нагрева.

Рассчитанные на основании неравенства (2.32) и рис. 2.17 пределы использования стандартных частот тока приведены в табл. 2.4.

Глава 3

ФУТЕРОВКА ИНДУКТОРОВ И ТЕПЛОВЫЕ ПОТЕРИ

3.1. Требования, предъявляемые к футеровке

Футеровка — важный и ответственный элемент индуктора, влияющий на его работоспособность и технико-экономические показатели. Футеровка снижает тепловые потери с поверхности нагреваемых заготовок и предохраняет электрическую изоляцию индуктора от обгорания и разрушения.

В зависимости от рабочей температуры индуктора или, иначе, в зависимости от рода нагреваемого металла футеровка может быть однослойной и многослойной. Так, при рабочей температуре до 500 °С, как это имеет место при нагреве под штамповку алюминиевых и магниевых сплавов, в качестве футеровки могут служить асбоцементные трубы или листовой асбест, свернутый в трубу и пропитанный жидким стеклом. В этом случае обычно футеровка состоит из одного слоя. Иногда между спиралью индуктора и слоем асбеста помещают второй слой в виде тонколистового стекломиканита. При нагреве медных и титановых сплавов до температур 800—1000 °С, а также сталей и сплавов до 1100—1250 °С к футеровке и к ее материалам предъявляют более серьезные требования. В этом случае футеровка в зависимости от ее материала может быть также одно-, двух- и трехслойной. При нагреве металлов до температур свыше

В случае использования в цехе различных частот в целях уменьшения номенклатуры резервного оборудования рекомендуется выбирать частоту по диаметру заготовок, масса которых преобладает в программе цеха. Заготовки других размеров могут нагреваться током той же частоты, но с меньшим КПД.

Выбор частоты для нагрева стальных заготовок квадратного сечения производится по тем же зависимостям, что и для цилиндрических, а размер диаметра заменяется на размер стороны квадрата [45].

1000 °С футеровка должна включать основную часть — огнеупорную и кроме нее — теплоизоляционную. В качестве огнеупорного элемента футеровки обычно применяют шамот или жароупорный бетон, а в качестве теплоизоляционного — асбест, миканит, стекломиканит и т. п.

К футеровке в целом и к ее составляющим при нагреве сталей предъявляют различные требования, в том числе взаимно противоположные.

При нагреве металлов выше 800 °С вплоть до температур 1200—1300 °С футеровка индуктора должна удовлетворять следующим требованиям: возможно меньшая толщина; низкая теплопроводность; достаточная механическая прочность; высокая огнеупорность; хорошая стойкость против растрескивания при резких изменениях температуры; возможно меньшая электропроводность; низкая гигроскопичность; высокая шлакоустойчивость [28].

С учетом расширения диапазона диаметров заготовок, нагреваемых в данном индукторе, выгоднее уменьшать толщину футеровки, так как при этом увеличивается рабочий диаметр окна индуктора. Однако с уменьшением толщины футеровки при прочих равных условиях возрастают тепловые потери через нее, что снижает термический КПД индуктора.

Таким образом, взаимодействие указанных противоположных факторов, а также учет других факторов заставляют на

основе анализа теплообмена в системе индуктор — заготовка выбирать оптимальную толщину футеровки. Здесь главная роль принадлежит основному огнеупорному элементу футеровки, определяющему ее работоспособность.

Футеровка должна обладать возможно меньшей теплопроводностью, чтобы снизить тепловые потери с поверхности заготовки. Если футеровка состоит из нескольких слоев, то теплопроводность всей футеровки в целом характеризуется так называемым эквивалентным коэффициентом теплопроводности [30]

$$\lambda_{\text{э}} = \ln \frac{d_{i+1}}{d_1} / \sum_{i=1}^n \frac{1}{\lambda_i} \ln \frac{d_{i+1}}{d_i}, \quad (3.1)$$

где $\lambda_{\text{э}}$ — эквивалентный коэффициент теплопроводности футеровки, Вт/(м·°С); d_i — диаметр слоя, м; λ_i — средний коэффициент теплопроводности слоя при данной температуре, Вт/(м·°С).

В табл. 3.1 приведены значения теплофизических свойств некоторых основных материалов, применяемых для футеровки индукторов.

Широко применяемые в печном хозяйстве огнеупорные материалы обладают сравнительно высоким коэффициентом теплопроводности, значение которого при температурах выше 1000 °С достигает 1,5 Вт/(м·°С) и более. Снижение коэффициента теплопроводности огнеупора достигается повышением его пористости. Однако повышение пористости обычных огнеупорных материалов приводит к резкому снижению их механической прочности.

В связи с этим желательно создание специальных пористых шлаков, которые могут удовлетворять требованиям, предъявляемым к материалу по огнеупорности и теплопроводности.

Для наиболее часто применяемых материалов футеровки, таких как шамот, максимально допустимая рабочая температура зависит от класса шамота. Например, для шамота класса «А» максимальная рабочая температура составляет 1300—1400 °С, для класса «Б» — 1250—1300 °С, для класса «В» — 1200—1250 °С [23]. Максимальная рабочая температура жароупорных бетонов достигает 1780 °С [23].

Таким образом, с точки зрения огнеупорности и шамот, и тем более жароупорный бетон являются достаточно приемлемыми материалами для огнеупорной части футеровки.

Материал основного элемента футеровки должен при прочих требованиях к нему обладать возможно меньшей усадкой. В работе [44] указывается, что размеры жаростойких бетонов при твердении и сушке изменяются незначительно (1—2%), и поэтому такие бетоны при одинаковой с шамотом термостойкости более долговечны. Промышленная эксплуатация индукторов со втулками из жаростойкого бетона показывает, что они выдерживают без разрушения двух-, трехмесячную эксплуатацию при температурах на их поверхности 1150—1170 °С и частых теплосменах [41]. Шамотные втулки выходят из строя из-за растрескивания через 20—30 дней.

Таблица 3.1

Теплофизические свойства некоторых материалов, применяемых для футеровки индукторов [23]

Материал	Плотность γ , г/см ³	Расчетная формула коэффициента теплопроводности при температуре λ , Вт/(м·°С)	Удельное электросопротивление $\rho \times 10^3$, Ом·м, при температуре, °С	
			800	1200
Шамот	1,8—2,1	$0,835 + 0,58 \cdot 10^{-3} t_{\text{ср}}$	7—15	1,0—1,5
Динас	1,8—2,1	$0,93 + 0,7 \cdot 10^{-3} t_{\text{ср}}$	200	9—14
Карборунд	1,0	$20,9 - 10,44 \cdot 10^{-3} t_{\text{ср}}$	800	40
Асбестовый картон	1,0—1,2	$0,157 + 1,39 \cdot 10^{-4} t_{\text{ср}}$	—	—
Бетон с заполнителем (глинозем, глина)	1,8—1,9	$0,427 + 1,28 \cdot 10^{-4} t_{\text{ср}}$	—	—
Слюда	2,6—3,2	0,46—0,58	20—50	—

Примечание. $t_{\text{ср}}$ — средняя температура в сечении изделия.

Материалы футеровки должны быть хорошими диэлектриками для того, чтобы в них не наводились токи, не возникали лишние электрические потери и не происходило замыкания витков спирали индуктора. Соблюдение этого требования особенно важно при использовании спирали без специальной изоляционной обмотки.

Высокая гигроскопичность материалов футеровки исключительно вредна, так как может способствовать замыканию витков спирали индуктора, особенно в местах повреждений ее изоляции или в случаях применения неизолированной спирали, и, кроме того, вызывать дополнительные внутренние напряжения в футеровке при резком ее высыхании за счет парообразования в порах. Отпотевание спирали индуктора практически неизбежно при работе в зимнее время, когда в неработающий индуктор впускается холодная вода. Часто растрескиванию основного огнеупорного элемента футеровки способствует слой асбеста, помещаемый поверх него. Асбест, являясь материалом гигроскопичным, впитывает влагу при отпотевании спирали и передает ее огнеупорному элементу. Практика показывает, что иногда можно обходиться без слоя асбеста, обертывая огнеупорные втулки непосредственно листовым стекломиканитом.

Материал основной части футеровки не должен химически реагировать с окалиной, образующейся при нагреве заготовок, так как в противном случае на футеровке образуются наросты, которые препятствуют перемещению заготовок и тем самым создают аварийную ситуацию.

3.2. Тепловые потери через футеровку и их влияние на параметры нагрева

Работа элементов пламенных печей изучена достаточно полно, чего нельзя сказать о футеровках индукторов. Практика показывает, что для двухслойной футеровки вполне достаточна толщина, выбранная по эмпирической зависимости

$$\delta = (0,08 \div 0,12) D, \quad (3.2)$$

т. е. общая толщина футеровки должна составлять примерно 10 % от внутреннего диаметра спирали индуктора. В этой тол-

щине на долю стекломиканитовой изоляции приходится 10—15 %, остальное — шамот. В реальном случае между заготовкой и футеровкой всегда есть зазор, так как в одном и том же индукторе нагревают заготовки некоторого диапазона диаметров, как это обусловлено зависимостью (2.16).

Теплотехнические свойства какого-либо теплообменного агрегата в основном характеризуются термическими сопротивлениями теплопередаче между его элементами. В индукторе такими элементами являются воздушный зазор между заготовкой и футеровкой, сама футеровка и вода, охлаждающая медную трубку спирали индуктора.

В воздушном зазоре теплота передается излучением, теплопроводностью и конвекцией, из которых преобладает излучение. Вследствие электромагнитной природы излучения воздушный зазор по существу не оказывает ему сопротивления. Термическим сопротивлением теплопроводности обладают футеровка и стенка трубки индуктора, омываемая водой.

Рассмотрим влияние изменения внутреннего диаметра футеровки на термические сопротивления теплопередаче элементам теплообменной системы заготовки — индуктор.

На рис. 3.1 показана модель теплообменной системы заготовка — индуктор. Приблизительно можно считать, что относительное расположение элементов системы концентрическое, прилегание соответствующих элементов друг к другу

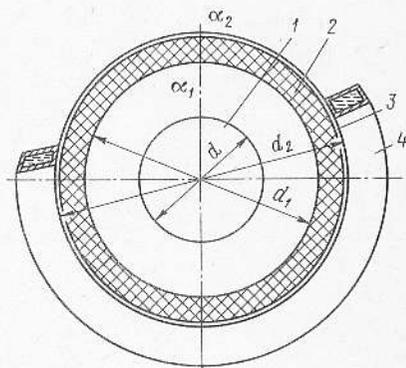


Рис. 3.1. Модель теплообменной системы заготовка — индуктор:

1 — заготовка; 2 — слой шамота; 3 — слой стекломиканита; 4 — трубка спирали индуктора

плотное и футеровка является однородной с эквивалентным коэффициентом теплопроводности λ_3 . Коэффициент теплоотдачи со стороны заготовки — α_1 , а со стороны внешней поверхности футеровки к воде — α_2 . Наличием стенки трубы спирали индуктора пренебрегаем вследствие высокой теплопроводности меди. Коэффициенты теплоотдачи и теплопроводности сред принимаем средними за период нагрева. Тогда термическое сопротивление теплопередаче в системе слоев воздуха и футеровки

$$R_T = \frac{1}{\alpha_1 d_1} + \frac{1}{2\lambda_3} \ln \frac{d_2}{d_1} + \frac{1}{\alpha_2 d_2} \quad (3.3)$$

Так как в данной системе интересен теплообмен внутри спирали индуктора постоянного диаметра, то, следовательно, толщина футеровки может изменяться только за счет ее внутреннего диаметра. Первый член уравнения (3.3), представляющий термическое сопротивление теплопередаче с поверхности нагретой заготовки, с уменьшением диаметра d_1 будет медленно возрастать. Второй член уравнения, являясь термическим сопротивлением теплопроводности футеровки, с уменьшением ее внутреннего диаметра d_1 возрастает более резко. Третий член, соответствующий термическому сопротивлению теплопередаче в воде, не зависит от d_1 и остается постоянным.

Теплотехнические расчеты коэффициента теплопередачи α_1 от нагреваемой заготовки к футеровке путем конвекции и излучения (теплопроводностью пренебрегали из-за ее малости) в методическом индукторе, проведенные по методике работы [21], позволили получить его среднее значение при нагреве стали до 1250 °С: $\alpha_1 = 385 \div 400$ Вт/(м²·°С). Экспериментальные исследования работы индукторов с футеровкой из шамота и стекломиканита толщиной, выбранной на основании зависимости (3.2), показывают, что среднее значение коэффициента теплопередачи от футеровки к воде $\alpha_2 \approx 60$ Вт/(м²·°С).

Среднее значение эквивалентной теплопроводности для указанной футеровки при нагреве сталей до 1250 °С $\lambda_3 = 0,46$ Вт/(м·°С) [6]. Подставляя числовые значения α_1 , λ_3 , α_2 и диаметров в уравнение (3.3), можно получить зави-

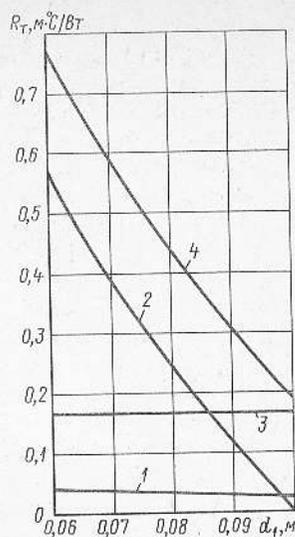


Рис. 3.2. Зависимость термических сопротивлений от размера внутреннего диаметра футеровки:

1—4 — термические сопротивления теплоотдаче поверхности заготовки, футеровки, теплопередаче воде, полное термическое сопротивление элементов системы заготовка — спираль

симость термических сопротивлений от внутреннего диаметра футеровки. Эта зависимость для производственного индуктора с внутренним диаметром спирали 100 мм и стальной заготовки диаметром 60 мм показана на рис. 3.2.

Как видно из рис. 3.2, при толщине футеровки 8,5 мм ($d_1 = 0,082$ м) ее термическое сопротивление теплопроводности и термическое сопротивление охлаждающей воде близки (около 0,2 м²·°С/Вт), а полное термическое сопротивление R_T в системе заготовка — охлаждающая вода приблизительно в два раза больше (около 0,4 м²·°С/Вт). Учитывая, что даже при отсутствии футеровки (при $d_1 = 0,1$ м), как показано ниже, термический КПД индуктора весьма высок — около 0,8 [9], а при ее наличии близок к 0,95, вполне целесообразно стремиться к уменьшению толщины футеровки до допустимого минимума, обеспечивающего ей достаточную механическую прочность и надежную электрическую изоляцию.

Для того чтобы выяснить роль футеровки, исследовали термический КПД индуктора при нагреве заготовок одного и того же размера из разных сталей в том же индукторе с футеровкой и без

нее, при периодическом нагреве и методическом, а также при различных перепадах температуры по их сечению.

В табл. 3.2 приведены некоторые режимы нагрева заготовок одинакового размера в одном и том же индукторе с футеровкой и без нее. Футеровка исследованного индуктора состояла из шамотных втулок, плотно обернутых стекломиканитовой листовой тканью. Толщина футеровки соответствовала зависимости (3.2). Как видно из таблицы, при периодическом нагреве, когда футеровка не успевает прогреваться до температур, близких к максимальной температуре нагрева заготовки, тепловые потери весьма невелики. При методическом нагреве тех же заготовок и в том же индукторе тепловые потери в 1,5—2 раза больше, чем при периодическом. Влияние футеровки на тепловые потери, а следовательно, и на термический КПД индуктора более наглядно можно проследить по графическим зависимостям термического КПД индуктора, полученным при исследованиях в производственных условиях.

На рис. 3.3 приведены графики зависимостей термического и электрического КПД индуктора от перепада температур

по сечению заготовки при отношении $D/d=1,67$ и $d/\Delta_r=6$. Термический КПД индуктора независимо от наличия или отсутствия футеровки с увеличением перепада температур по сечению заготовки возрастает, что объясняется ростом полезной мощности и некоторым снижением тепловых потерь с ее поверхности. Падение термического КПД с уменьшением перепада температур при нагреве без футеровки (рис. 3.3, а) более плавное, чем при нагреве с футеровкой (рис. 3.3, б—г). Так, если при перепаде температур в 100°C при нагреве без футеровки термический КПД равен 0,8, то при нагреве с футеровкой он составляет при периодическом нагреве около 0,97—0,98, а при методическом — около 0,95. При перепадах температур в сечении заготовки 50°C термический КПД соответственно равен около 0,7 и 0,95—0,97. Более крутой подъем кривых термического КПД индуктора с футеровкой объясняется главным образом тем, что внутренняя поверхность футеровки, нагреваясь до высокой температуры (близкой к температуре поверхности заготовок), принимает участие во взаимном теплообмене излучением с поверхностью заготовок в большей мере, чем внутренняя

Таблица 3.2

Изменение некоторых основных тепловых и энергетических параметров при периодическом нагреве до 1150°C заготовок из стали 12Х18Н9Т диаметром 60 мм при частоте тока 2500 Гц

Режим	Перепад температур по сечению $\Delta t, ^\circ\text{C}$	Время нагрева $t, \text{с}$	Средняя мощность, кВт		КПД индуктора			Удельная мощность, Вт/см ²		Мощность потерь, кВт		
			от генератора P_g	полезная P_n	полный η	электрический η_e	термический η_t	полезная p_n	из промышленной сети p_c	суммарная $P_{\text{ит}}$	электрических P_e	термических P_t
Без футеровки												
1	—92	992/550	32	12,5	0,40	0,73	0,5	13,8	44,5	18,5	9	12,5
2	40	306	50	23	0,52	0,73	0,71	25,4	70,5	21,3	11,9	9,4
3	103	166	91,5	41,2	0,57	0,71	0,80	45,5	130	30,6	20,6	10,0
4	137	122	114	55,2	0,59	0,70	0,84	61,0	165	38,0	27,8	10,2
С футеровкой												
5	42	432	30	16,2	0,67	0,74	0,91	17,9	44	8,0	6,3	1,7
6	50	432	32	16,2	0,66	0,78	0,92	17,9	44,8	8,15	6,8	1,35
7	130	177	72,7	38,1	0,71	0,72	0,99	42,1	103	15,5	15,0	0,5
8	175	121	109	54,6	0,70	0,71	0,99	60,4	151	23,7	23,0	0,7

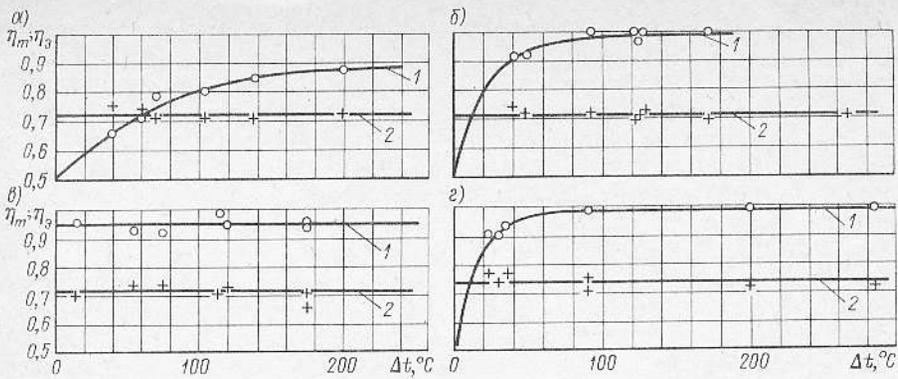


Рис. 3.3. Зависимости термического (1) и электрического (2) КПД индуктора от перепада температур по сечению заготовок при нагреве: а — без футеровки (периодический нагрев, сталь 12X18H9T); б — с футеровкой (периодический нагрев, сталь 12X18H9T); в — с футеровкой (методический нагрев, сталь 12X18H9T); г — с футеровкой (периодический нагрев, сталь 45)

поверхность спирали индуктора, нагревающаяся до значительно более низкой температуры.

Электрический КПД индуктора, зависящий от материалов заготовок и спирали, а также от соотношения их геометрических размеров, на всех графиках характеризуется прямой, и для данного случая соотношения $D/d=1,67$ при периодическом нагреве равен $0,72-0,73$. При методическом нагреве значение электрического КПД того же порядка, что и при периодическом (около $0,71$), и не выходит за пределы погрешности измерений.

Влияние футеровки на время нагрева можно проследить по графикам на рис. 3.4. Из графиков видно, что при одном и том же времени нагрева перепад температур по сечению заготовок зависит от наличия и рода футеровки: при времени нагрева 200 с в индукторе без футеровки перепад температур по сечению составляет 70°C , при нагреве с шамотно-миканитовой футеровкой — 100°C , а при нагреве с асбестово-миканитовой возрастает до 125°C . Для того чтобы получить один и тот же перепад температур по сечению заготовок, например 100°C , при нагреве без футеровки требуется 155 с, в индукторе с шамотно-миканитовой футеровкой — 200 с, а с асбестово-миканитовой — около 250 с.

Такая зависимость времени нагрева от футеровки связана с различным значением тепловых потерь с поверхности

нагреваемой заготовки, и чем они больше, тем время нагрева при заданном перепаде температур меньше. При этом, конечно, мощность, подаваемая на индуктор, соответственно возрастает.

Для обработки давлением известный интерес представляет зависимость распределения температурных полей в сечении заготовки от наличия или отсутствия в индукторе футеровки. В каждом из этих случаев возможны два варианта: нагрев с одинаковым конечным перепадом температур по сечению заготовки и

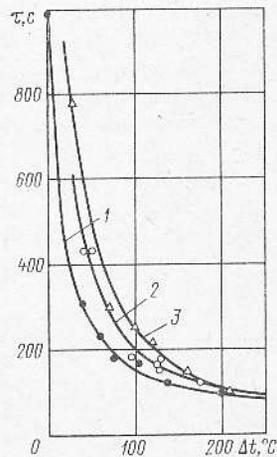


Рис. 3.4. Зависимость времени нагрева заготовок из стали 12X18H9T диаметром 60 мм от перепада температур по сечению при нагреве в одном и том же индукторе: 1 — без футеровки; 2 — с шамотно-миканитовой футеровкой; 3 — с асбестово-миканитовой футеровкой

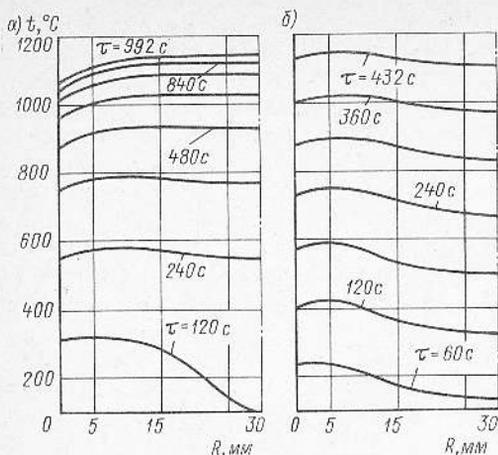


Рис. 3.5. Распределение температурных полей в заготовках из стали 12X18H9T диаметром 60 мм при нагреве с одинаковой мощностью (табл. 3.2, режимы 1 и 6) в индукторе без футеровки (а) и с футеровкой (б)

нагрев с одинаковой мощностью, отдаваемой генераторам. Экспериментальные исследования позволили получить распределение температурных полей для обоих вариантов при нагреве заготовок одинаковых размеров из одной и той же стали.

Сравнение распределения температурных полей (рис. 3.5, а) показывает, что

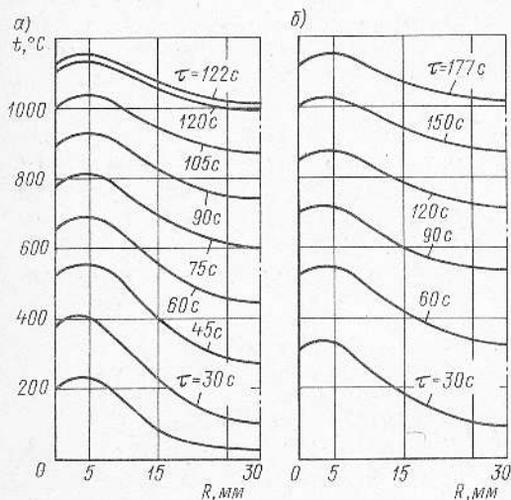


Рис. 3.6. Распределение температурных полей в заготовках из стали 12X18H9T диаметром 60 мм при одинаковом конечном перепаде температур по их сечению при нагреве в индукторе без футеровки (а) и с футеровкой (б)

нагрев в индукторе без футеровки при относительно малой мощности приводит к отрицательному перепаду температур по сечению заготовки, т. е. температура центра сечения становится выше температуры поверхности. Подобное распределение температурных полей характерно при полезной мощности, приблизительно равной мощности тепловых потерь с поверхности заготовки (табл. 3.2, режим 1). При таких режимах время нагрева может быть сколь угодно большим, так как точность измерения малых перепадов температур (10—15 °C) находится в пределах погрешностей измерительной аппаратуры, поэтому в графе времени нагрева дробью указаны два значения времени при отрицательном перепаде температур.

Режимы нагрева, при которых полезная мощность равна мощности тепловых потерь, можно условно назвать критическими; при этом термический КПД индуктора равен предельному значению 0,5. В некоторых особых случаях горячего деформирования такое распределение температурных полей в заготовке может быть желательным, например при штамповке осадкой заготовки в полости конической или овальной формы.

Интересным является вопрос: при каких соотношениях параметров режима нагрева можно получить в заготовке одинаковое конечное распределение температурного поля, если ее подвергать нагревам в индукторе с футеровкой и без нее?

На рис. 3.6, а, б показано распределение температурных полей в заготовках из стали 12X18H9T диаметром 60 мм, нагретых примерно с одинаковым конечным перепадом температур по сечению, а — в индукторе без футеровки (табл. 3.2, режим 4), б — в индукторе с футеровкой (табл. 3.2, режим 7).

Анализ данных табл. 3.2 и графиков на рис. 3.6 показывает, что при прочих равных условиях нагрев с шамотной футеровкой, снижая тепловые потери, вызывает при том же конечном распределении температурного поля увеличение времени почти в 1,5 раза по сравнению с нагревом без футеровки. Это положение хорошо подтверждают и графики, приведенные на рис. 3.4.

3.3. Методика исследования тепловых потерь через футеровку индуктора

В связи с тем что вопрос теплообмена в индукторе кузнечного нагревателя изучен еще недостаточно, при расчете термического КПД различные авторы рекомендуют данные тепловых потерь, значительно отличающиеся между собой. Так, авторы работы [45], рассчитывая тепловые потери через однослойную шамотную футеровку, получили при нагреве стальных заготовок диаметром 100 мм до 1200 °С тепловые потери, равные 8,5 Вт/см². Автор работы [35] указывает, что при сквозном нагреве тепловые потери имеют один порядок с выделяющейся мощностью.

В работе [58] считается, что общие тепловые потери для заготовок диаметрами от 12 до 127 мм составляют около 44 Вт/см². Зарубежные авторы [62] указывают, что в процессе нагрева стальных заготовок диаметрами от 50 до 70 мм в индукторе с шамотной футеровкой толщиной 8,5 мм тепловые потери при 1200 °С составляют 13—14 Вт/см². Автор работы [59] полагает, что потери на излучение при индукционном нагреве до 1000 °С равны 7,4 Вт/см².

Такое многообразие значений тепловых потерь создает известные затруднения при проектных расчетах. В целях установления действительного значения тепловых потерь при индукционном нагреве в кузнечно-штамповочном цехе одного из заводов были проведены исследования теплообмена в производственном индукторе [10]. Теплообмен исследовали в индукторе со следующими параметрами: длина спирали индуктора $L=740$ мм; внутренний диаметр спирали $D=$

$=100_{-2,0}$ мм; число витков спирали 70, размеры медной трубки $10 \times 17 \times 2$ мм. Индуктор имел три секции охлаждения, которые при проведении исследований соединяли последовательно. Футеровка индуктора состояла из шамотных втулок толщиной $8^{+1,0}$ мм и стекломиканита толщиной 0,5—0,6 мм, что соответствует рекомендации по формуле (3.2). Наружный диаметр шамотных втулок составлял $95^{+2,0}$ мм, длина каждой 140 мм.

Для того чтобы исследовать теплообмен в индукторе, требовалось моделировать нагретые заготовки. Для этой цели была разработана конструкция нагревательных моделей, помещаемых внутрь индуктора вместо заготовок. Так как в индукторе обычно нагревают заготовки диаметрами $d=D/(1,4 \div 2,5)$, то в соответствии с этим были изготовлены три модели диаметрами 40, 60 и 70 мм с положительным допуском 1—2 мм длиной между хомутами 850, 830, 830 мм соответственно. Одна из моделей диаметром 60 мм показана на рис. 3.7.

Каждая из моделей состояла из спирали 3, помещенной на шамотную трубу 2 с торцовыми заглушками. Концы спирали стягивали хомутами 1, являвшимися электрическими контактами. Для измерения температуры спирали 4 в различных точках ее длины зачеканивались спай термомпар 4. Спираль 3 изготовлялась из ленточного нихрома марки Х15Н80 с сечением 2×20 мм. Для проведения исследований каждую из моделей помещали в индуктор и нагревали до различных температур в диапазоне от 700 до 1300 °С. Питание моделей осуществлялось переменным током от сварочного трансформатора типа СТ-34, подключенного к силовой сети через стабилизатор напряжения.

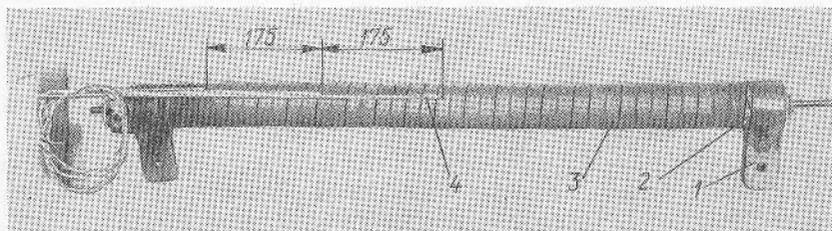


Рис. 3.7. Нагревательная модель для исследования тепловых потерь через футеровку индуктора

Следует заметить, что попытки применить в качестве нагревательных моделей стандартные трубы из нержавеющей стали не дали положительных результатов из-за невозможности обеспечения достаточно равномерного нагрева их по длине. Местные колебания толщины трубы и другие дефекты прокатки сказываются на изменении электрического сопротивления, что в свою очередь вызывает местное изменение температуры. При нагреве моделей из труб разница в температурах по длине трубы в 830 мм достигала 200—250 °С, что совершенно неприемлемо для исследований. Для моделей такого типа очевидно необходима специальная холодная калибровка трубы на волочильном стане, которая может обеспечить колебание ее толщины в пределах сотых долей миллиметра. Кроме того, для нагрева трубы требуются весьма большие токи (10—15 тыс. А), а следовательно, и силовая установка большой мощности. Спираль наматывали в холодную на стальную болванку, установленную на токарном станке. После намотки спираль помещали на шамотную трубу и стягивали с таким расчетом, чтобы между ее витками соблюдался равномерный зазор в пределах 1—2 мм. Для этого вместе с лентой наматывали стальную проволоку диаметром 1,5 мм, которую после стяжки витков спирали сматывали и вместо нее оставались требующиеся зазоры между витками. Изготовленные модели вполне удовлетворительно заменяли нагретые в индукторе заготовки.

При нагреве модели измеряли температуру в трех точках ее длины (средина длины, край и между ними), мощность, потребляемую спиралью (по показаниям ваттметра, вольтметра и амперметра), температуру внутренней и наружной поверхности шамотных втулок, температуру входящей и выходящей воды из спирали индуктора, а также ее расход. Все измерения производили при установленном режиме, т. е. после того, как устанавливалась постоянная температура поверхности нагретой модели и температура выходящей воды из спирали индуктора. Температуру модели и футеровки измеряли с помощью платина — платинородиевых и хромель — алюмельовых тер-

мопар, подключенных к потенциометрам. Температуру воды измеряли ртутными термометрами с ценой деления шкалы 0,1 °С.

При стационарном тепловом режиме можно измерить тепловые потери через футеровку и через кольцевой зазор между ней и спиралью. Потери теплоты через футеровку индуктора определяли калориметрированием — по расходу и температуре входящей и выходящей воды. Потери теплоты через кольцевой зазор находили как разность между энергией, подводимой к участку спирали в индукторе, и энергией, отводимой водой. Все величины измеряли с интервалом температур 50—100 °С.

В табл. 3.3 приведены режимы нагрева моделей при трех температурах. Напряжение и ток при нагреве моделей изменялись в следующих пределах: при нагреве модели диаметром 40 мм — $U = 18 \div 36$ В, $I = 125 \div 138$ А; диаметром 60 мм — $U = 28 \div 44$ В; $I = 125 \div 182$ А; диаметром 70 мм — $U = 29 \div 49$ В; $I = 120 \div 195$ А.

Из приведенных электрических параметров нагрева моделей можно заключить, что для данного характера исследований вполне приемлемы трансформаторы, применяемые для электродуговой сварки. В связи с тем что в производственных условиях при нагреве в одном и том же индукторе заготовок разного диаметра последние располагают на направляющих не концентрично относительно окна футеровки, модель каждого диаметра также размещали в индукторе различным образом. В частности, проводили нагревы при концентричном расположении модели (на подставках) и при расположении ее лежа непосредственно на футеровке. Как оказалось, разница в расположении модели в индукторе крайне незначительно сказывалась на изменении тепловых потерь через футеровку.

Для наглядного представления характера соотношения температур поверхности модели и шамотной футеровки на рис. 3.8 приведена диаграмма циклов нагрева. Анализ диаграммы показывает, что концы модели имеют более низкую температуру, чем ее средние участки, и эта разница тем больше, чем выше общая температура модели. В области темпера-

тур 1000—1300 °С эта разница ($t_2 - t_3$) составляет 80—100 °С. Эксперименты по нагреву моделей диаметрами 40 и 70 мм показывают, что разница между температурами концов и средних участков нагретых моделей в указанной области температур почти не изменяется.

Необходимо напомнить, что при нагреве заготовок в индукторе тоже происходит подстуживание их концов, следовательно, нет надобности стремиться получить абсолютно равномерный нагрев по длине модели, так как это нарушит истинную картину теплообмена. В процессе проведения исследований было замечено, что длина подстуженных концевых участков моделей диаметром 70 мм составляла 30—40 мм, у моделей диаметром 40 мм — около 40—50 мм; у модели диаметром 60 мм — 35—45 мм. Естественно, это сказывается и на температуре поверхности футеровки. В итоге средняя температура по длине модели с уменьшением ее диаметра уменьшается, однако незначительно, и при длине модели более 7—10 диаметров отличается от максимальной всего на 15—20 °С.

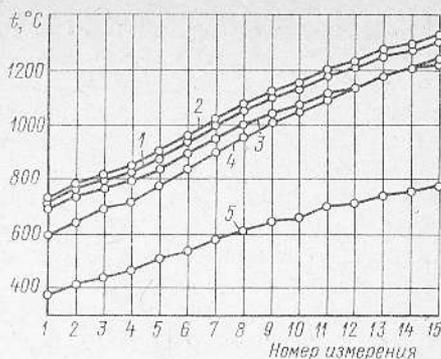


Рис. 3.8. Диаграмма распределения температур в нагревательной модели диаметром 60 мм (1—3) и в футеровке индуктора (4, 5)

Таким образом, если максимальная температура середины длины модели диаметром 60 мм $t_2 = 1300$ °С, то ее средняя температура будет 1285—1290 °С. Учитывая тот факт, что средняя температура по длине модели незначительно отличается от максимальной, температуру в других точках, кроме центральной, при нагреве моделей диаметрами 70 и 40 мм не измеряли. Среднюю температуру по длине нагретой модели рассчитывали на

Таблица 3.3

Некоторые результаты измерений при нагреве моделей различного диаметра в индукторе

Температура спирали, °С			Температура поверхности шамотных втулок, °С		Температура воды, °С		Расход воды q , г/с	Мощность на нагрев спирали $P_{св}$, кВт	Мощность потерь с водой $P_{н}$, кВт	Приведенная мощность к длине футеровки $P_{ф}$, кВт
в середине t_1	175 мм от середины t_2	350 мм от середины t_3	наружной t_5	внутренней t_4	входящей t_6	выходящей t_7				
$d = 60$ мм										
720	728	698	594	375	3,4	18,5	33,1	3,6	2,1	3,2
1000	1012	950	901	572	3,3	27,9	39,4	5,6	4,0	5,0
1300	1325	1220	1233	770	3,1	39,4	46,8	9,3	7,1	8,3
$d = 70$ мм										
730	—	—	595	353	3,3	16,5	36,6	3,5	2,0	3,0
1000	—	—	880	530	3,0	24,7	46,9	5,6	4,3	4,9
1300	—	—	1195	721	3,4	42,2	43,6	9,8	7,1	8,5
$d = 40$ мм										
750	—	—	571	347	3,3	18,1	26,6	2,8	1,7	2,4
1000	—	—	861	534	3,6	35,6	26,5	4,8	3,5	4,2
1300	—	—	1209	729	3,2	43,8	38,0	8,9	6,4	7,8

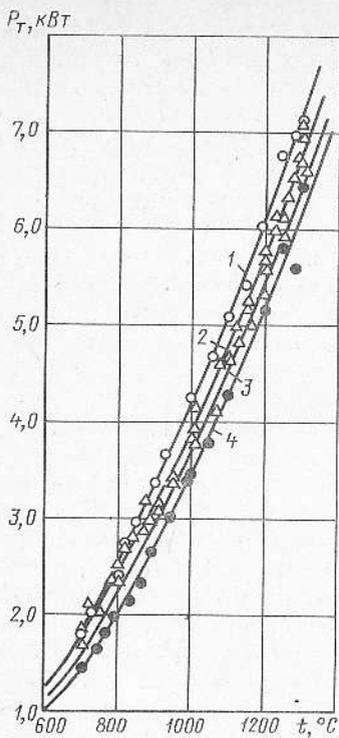


Рис. 3.9. Зависимость мощности тепловых потерь через футеровку от диаметра и температуры поверхности нагревательной модели:
 1— $d=70$ мм; 2— $d=60$ мм; 3— $d=50$ мм; 4— $d=40$ мм

основании рекомендаций работы [30] по формуле

$$t_{\text{ср}} = \frac{t_1 F_1 + t_2 F_2 + \dots + t_n F_n}{F_1 + F_2 + \dots + F_n}, \quad (3.4)$$

где F_1, F_2, F_n — поверхности участков с постоянной температурой, в середине которых зачеканены снаи.

Такая же картина наблюдается и со средними температурами поверхностей шамотных втулок футеровки, так как последние в точности (с соответствующим перепадом температур) повторяют картину изменения температур различных точек длины модели. Так, из рис. 3.8 видно, что если при максимальной температуре модели $t_2=1200$ °C ее средняя температура будет 1185 °C, то при максимальной температуре внутренней поверхности шамотной футеровки $t_4=1090$ °C ее средняя температура будет на 20—25 °C ниже и составит 1070—1075 °C. Наружная поверхность шамотных втулок при

этом, имея максимальную температуру 690 °C, приобретает среднюю температуру 670—675 °C.

Измерения температуры нагрева концов шамотных втулок с помощью контактной термопары подтверждают приведенные данные. В связи с указанным для практических расчетов тепловых потерь за определяющие величины можно принимать максимальные температуры средних участков длины нагреваемых заготовок, если их общая длина в индукторе не менее 7—10 диаметров (практически в большинстве случаев, исключая нагрев коротких концов заготовок, такое соотношение при индукционном нагреве соблюдается).

В результате проведенных исследований построены зависимости мощности тепловых потерь через футеровку индуктора от размера диаметра модели и температуры ее поверхности (рис. 3.9). Из табл. 3.3 и рис. 3.9 можно заключить, что абсолютное значение мощности тепловых потерь при одинаковой температуре не слишком резко зависит от размера диаметра модели. Например, при нагреве модели диаметром 70 мм и ее температуре 1300 °C мощность потерь с водой (табл. 3.3) составляет 7,1 кВт, а при нагреве модели диаметром 40 мм — 6,4 кВт. В данном случае диаметр модели изменился почти в два раза, а потери всего на 0,7 кВт.

При решении задач удобнее пользоваться абсолютным значением потерь, отнесенным к боковой поверхности заготовок, нагреваемых в индукторе. На основании полученных значений мощности тепловых потерь через футеровку (рис. 3.9 и табл. 3.3) были рассчитаны соответственные значения удельной мощности (рис. 3.10). Результаты экспериментов обрабатывали методом наименьших квадратов, в результате чего точки (рис. 3.10) аппроксимировались степенной зависимостью вида

$$p_T = N t^n, \quad (3.5)$$

где p_T — удельная мощность тепловых потерь через данную футеровку, Вт/см²; N — коэффициент пропорциональности, Вт/(см²·°C); t — температура поверхности заготовок, °C; n — показатель степени.

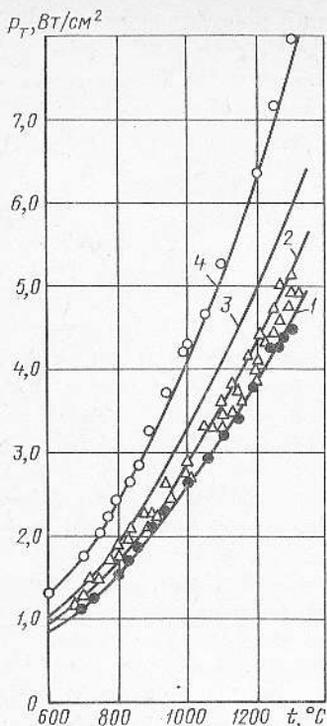


Рис. 3.10. Зависимость удельной мощности тепловых потерь через шамотно-миканитовую футеровку опытного индуктора от соотношения D/d и температуры поверхности моделей: 1— $D/d=1,4$; 2— $D/d=1,6$; 3— $D/d=2$; 4— $D/d=2,5$

Коэффициент пропорциональности N и показатель степени n зависят от соотношения D/d ; по их значениям, приведенным в табл. 3.4 и на рис. 3.11, можно определять промежуточные величины. Эмпирическая формула (3.5) получена для общепринятых соотношений: $1,4 < D/d < 2,5$; $L/D > 6 \div 8$; $\delta/D = 0,08 \div 0,12$. Расчеты удельной мощности потерь по формуле (3.5) хорошо аппроксимируют опытные точки, о чем свидетельствуют кри-

Таблица 3.4

Зависимость коэффициента пропорциональности и показателя степени от соотношения D/d

D/d	$N \times 10^7$ Вт/(см ² ·°C ⁿ)	n
1,4	4,912	2,24
1,6	4,140	2,28
2,0	3,300	2,33
2,5	2,586	2,40

вые на рис. 3.10. На рис. 3.10 кривая 3 для $D/d=2$ получена расчетным путем по формуле (3.5). Формула (3.5) учитывает в скрытом виде весь сложный теплообмен в индукторе, происходящий за счет излучения, конвекции и теплопроводности, и в этом ее преимущество. Эмпирическая формула (3.5) получена для расчета потерь в индукторе, оснащенный шамотно-миканитовой футеровкой, с определенным эквивалентным коэффициентом теплопроводности λ_0 , зависимость которого от температуры t определена опытным путем (рис. 3.12).

Для того чтобы формула (3.5) была справедлива при расчете тепловых потерь через футеровку с такими же относительными размерами (D/d и δ/D), но другого состава, т. е. другой теплопроводности, необходимо в нее ввести относительный поправочный коэффициент эквивалентной теплопроводности. Этот коэффициент должен показывать во сколько раз эквивалентная теплопроводность футеровки рассчитываемого индуктора больше или меньше эквивалентной теплопроводности футеровки опытного индуктора, для которой была получена формула, т. е. λ_2/λ_0 , где λ_2 — эквивалентная теплопроводность рассчитываемой футеровки; λ_0 — эквивалентная теплопроводность футеровки опытного индуктора. При расчетах значений обоих коэффициентов эквивалентной теплопроводности футеровок должны приниматься одинаковые температурные условия.

Таким образом, общая формула для расчета удельной мощности тепловых потерь через любую геометрически подоб-

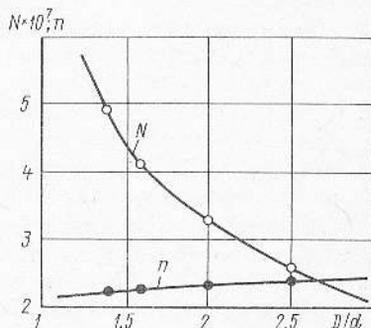


Рис. 3.11. Зависимость коэффициента пропорциональности N и показателя степени n от соотношения D/d

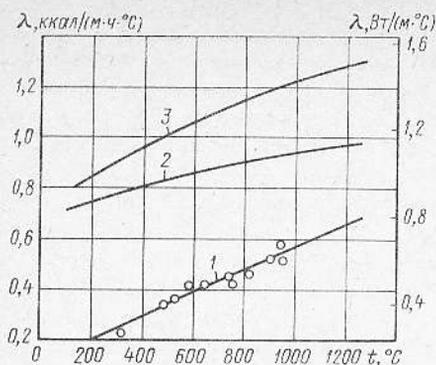


Рис. 3.12. Зависимость от температуры коэффициента теплопроводности некоторых шамотных масс и эквивалентного коэффициента теплопроводности шамотно-миканитовой футеровки опытного индуктора:

1 — шамотно-миканитовая футеровка опытного индуктора (шамот, плотность $\gamma=1,78$ г/см³, пористость 31 %, температура обжига 1280 °С); 2 — шамотный кирпич (плотность $\gamma=1,84$ г/см³, пористость 30 %, температура обжига 1420 °С) [23]; 3 — шамотный кирпич (плотность $\gamma=1,9$ г/см³, пористость 27 %, температура обжига 1500 °С)

ную футеровку индуктора принимает вид:

$$p_r = \frac{\lambda_s}{\lambda_0} N t^n. \quad (3.6)$$

Справедливость введения в формулу коэффициента относительной теплопроводности λ_s/λ_0 оправдывается тем, что для большинства огнеупорных и теплоизоляционных материалов зависимость коэффициента теплопроводности от температуры почти линейная [23].

На рис. 3.12 приведены зависимости от температуры теплопроводности некоторых шамотных масс [23] и эквивалентной теплопроводности футеровки опытного индуктора λ_0 . Значения эквивалентной теплопроводности футеровки опытного индуктора при различных температурах следующие:

λ_0 , Вт/(м·°С)	0,117	0,452	0,557	0,765
t , °С	20	200	800	1200

Как видно из рис. 3.12, зависимость коэффициента теплопроводности от температуры почти линейная. Некоторая неэквидистантность кривой 2 относительно кривой 1 коэффициента эквивалентной теплопроводности футеровки опытного индуктора, несколько нарушающая пропорциональность изменения коэффициентов с температурой, существенную погрешность в расчеты не вносит, так как всегда

приходится оперировать средними значениями коэффициентов, взятыми в определенных интервалах температур, что в значительной мере сглаживает эту диспропорцию.

3.4. Тепловые потери через кольцевой зазор в индукторе

В практике индукционного нагрева тепловые потери в индукторе через кольцевой зазор между заготовками и футеровкой обычно не принимают во внимание (особенно при нагреве в индукторах значительной длины). Однако в общем тепловом балансе системы индуктор — заготовка они все играют известную роль. Предлагаемая в данной работе методика экспериментального исследования тепловых потерь в индукторе позволяет в первом приближении характеризовать эти потери в зависимости от температуры модели, заменяющей собой нагреваемые заготовки.

Если считать систему индуктор — заготовка достаточно большой длины, то осевой теплообмен горячего воздуха в кольцевом зазоре с окружающей средой происходит с обеих сторон индуктора конвекцией и в меньшей степени излучением концевых участков. Процесс такого теплообмена весьма сложен, поэтому его количественная оценка даже в первом приближении представляет интерес.

Так как в данных исследованиях использовали модели большей длины, чем футеровка индуктора, то для определения мощности тепловых потерь через кольцевой зазор мощность, подводимую ко всей спирали модели, приводили к длине футеровки на основании того, что при равномерно намотанной спирали модели электрическое сопротивление любого ее участка пропорционально длине этого участка. Следовательно, мощность относится между собой, как соответствующие длины, поэтому и мощность, подводимую ко всей длине модели, пропорционально уменьшали, т. е. приводили к длине футеровки. Потери через кольцевой зазор определяли разностью между приведенной мощностью и мощностью потерь через футеровку.

Как следует из рис. 3.13, при экспериментальном определении тепловых потерь,

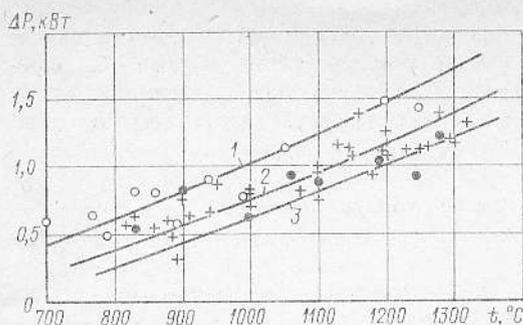


Рис. 3.13. Зависимость мощности тепловых потерь через кольцевой зазор в индукторе от температуры поверхности заготовок и соотношений, D/d , l/d :

1 — $D/d=2,5$; $l/d=15$; 2 — $D/d=1,6$; $l/d=10$;
3 — $D/d=1,4$; $l/d=8$

обусловленных главным образом конвективным теплообменом, разброс точек более значителен, чем при определении потерь через футеровку. Это можно объяснить, во-первых, тем, что в данном случае накладываются двойные погрешности измерений и уменьшаемого (мощности на нагрев спирали) и вычитаемого (мощности потерь через футеровку), во-вторых, нестабильностью температуры окружающей среды и ее состояния. Из-за возможных погрешностей измерений было проведено в общей сложности более 100 опытов при различных температурах от 700 до 1300 °C.

Анализ графиков на рис. 3.13 показывает, что отношение длины модели к диаметру не оказывает заметного влияния на тепловые потери, так как даже при

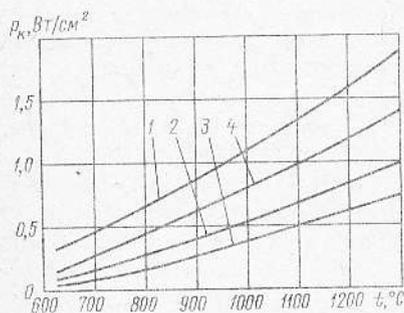


Рис. 3.14. Зависимость удельной мощности тепловых потерь через кольцевой зазор в индукторе от температуры поверхности заготовок и соотношения D/d :

1 — $D/d=2,5$; 2 — $D/d=1,6$; 3 — $D/d=1,4$; 4 — $D/d=2$

разнице в соотношениях l/d почти в два раза (15/8) сохраняется пропорциональность расстояния между кривыми во всем диапазоне температур. Таким образом, основным параметром, влияющим на потери через кольцевой зазор, является соотношение диаметров D/d .

Для получения значения удельной мощности тепловых потерь через кольцевой зазор ранее предлагали [10] абсолютное значение мощности этих потерь относить к площади кольцевого зазора, однако, учитывая, что источником тепловой энергии внутри индуктора является боковая поверхность модели, более рационально относить указанную мощность к ее боковой поверхности. Эта зависимость показана на рис. 3.14.

При нагреве заготовок других диаметров в индукторе другого размера, но при соблюдении геометрического подобия, т. е. значений D/d ; δ/D ; $L/D > 6 \div 8$, картина теплообмена будет подобна и соотношение потерь сохранится. Следует заметить, что в действительности тепловые потери как через футеровку, рассчитанные по формуле (3.6), так и потери через кольцевой зазор, принятые по графику на рис. 3.14, будут меньше, если учесть характер изменения температуры заготовок в процессе их нагрева в индукторе, а также материал заготовок.

3.5. Изменение температуры поверхности заготовок при нагреве в индукторах методического и периодического действия

Обычно принято считать, что при методическом нагреве имеет место стационарный процесс, а при периодическом — нестационарный. Однако для правильного расчета тепловых потерь необходим более детальный анализ тепловой работы индуктора.

Методический нагрев. Отличительная особенность такого нагрева — прерывистое или непрерывное перемещение нагреваемых заготовок через индуктор.

На рис. 3.15 показано распределение температуры (температурное поле) по поверхности стальных заготовок при нагреве их в индукторе методического типа. При продвижении заготовки из

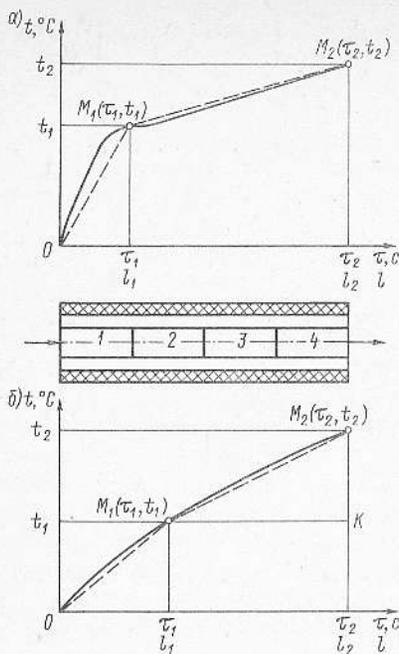


Рис. 3.15. Распределение температуры по поверхности заготовок при нагреве их в индукторе методического типа из материалов ферромагнитного (а) и парамагнитного (б); 1—4 — последовательные положения заготовок в индукторе по мере их продвижения

положения 1 от входа в индуктор до положения 4 к моменту выхода из него ее поверхность за время t_2 достигает температуры t_2 . При постоянной подводимой к индуктору мощности это температурное поле в любой момент времени будет неизменным, следовательно, сам процесс нагрева — стационарным. Каждая точка поверхности заготовки, пройдя длину индуктора за время t_2 , нагревается до заданной температуры t_2 . В соответствии с характером нагрева поверхности заготовок будет нагреваться и внутренняя поверхность футеровки, т. е. температурное поле футеровки будет подобным полю заготовок. Вследствие охлаждения наружной поверхности футеровки осевого выравнивания температур в ней не происходит, и тепловой поток фактически направлен только по радиусу.

Таким образом, каждая точка поверхности заготовки при соответствующей постоянной для нее температуре излучает тепло в направлении футеровки.

Если теперь рассматривать температурное поле поверхности заготовки отвлече-

ченно, то его текущая температура будет функцией времени, т. е. имеет место как бы нестационарный процесс. Следовательно, для определения количества излученной теплоты каждой точкой поверхности заготовки, прошедшей через индуктор, надо просуммировать теплоту, отданную каждой точке при всех температурах за пройденное время.

Периодический нагрев. Для выяснения характера нагрева в индукторе периодического типа следует рассмотреть циклограмму его работы (рис. 3.16).

При помещении заготовки в индуктор температура ее поверхности (кривая 1) по всей длине возрастает до своего максимального значения в точке А. Температура внутренней поверхности футеровки по всей длине индуктора (ломаная кривая 2) тоже возрастает до своего максимального значения в точке В, после чего заготовку вынимают из индуктора и подают к деформирующей машине. В это время, пока еще не поступила в индуктор новая холодная заготовка, футеровка остывает до температуры в точке С. Как только в индуктор помещают новую заготовку, включается ток и происходит ее нагрев, но футеровка пока еще продолжает остывать вплоть до температуры в точке D, т. е. до тех пор, пока температуры поверхности футеровки и заготовки не сравняются. После этого снова температура поверхности заготовки растет до точки А, а вместе с ней, с некоторым отставанием, растет температура внутренней поверхности футеровки по кривой EB. Начиная с этого момента, следуют разгрузка индуктора, загрузка его, остывание футеровки по кривой BC, после чего снова цикл повторяется.

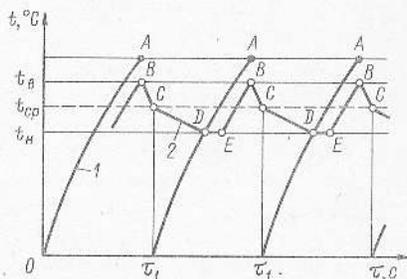


Рис. 3.16. Циклограмма работы индуктора периодического типа: 1 — температура поверхности заготовок; 2 — температура внутренней поверхности футеровки

Таким образом, внутренняя поверхность футеровки за цикл испытывает колебания температуры от своего высшего значения t_v до низшего — t_u . Приблизительно можно считать процесс работы футеровки квазистационарным, протекающим при какой-то средней температуре, равной t_{cp} . При нагреве сталей под штамповку $t_{cp} \approx 800 \div 850$ °С. Следовательно, по длине индуктора в любой заданный момент времени температура будет постоянной, а процесс — квазистационарным. По сечению индуктора процесс является нестационарным (рис. 3.15). При всех тепловых расчетах индуктора, особенно при расчете его термического КПД, необходимо учитывать характер распределения температуры как по длине, так и по сечению заготовок, так как методика расчета тепловых потерь для различного распределения температур различна.

3.6. Методы расчета тепловых потерь в индукторе

Традиционный метод расчета

При традиционном методе расчета тепловых потерь учитывают только главные потери, т. е. потери через футеровку, и не учитывают потери через кольцевой зазор и со сторон свободных торцов [45]. Потери через футеровку принято рассчитывать по классической формуле из теплотехники, описывающей стационарный процесс теплопроводности через цилиндрическую стенку — однослойную или многослойную. Мощность потерь через однослойную футеровку

$$P_{\tau} = \frac{2\pi\lambda l}{\ln \frac{d_2}{d_1}} (t_1 - t_2), \quad (3.7)$$

где P_{τ} — мощность тепловых потерь через футеровку, Вт; λ — коэффициент теплопроводности материала футеровки, как принято считать [45], при максимальной температуре нагрева заготовки, Вт/(м·°С); l — длина футеровки, равная длине заготовок, находящихся в индукторе, м; t_1 — температура внутренней поверхности футеровки, равная максимальной температуре нагрева поверхности заготовки, °С; t_2 — температура воды, охлаждающей спираль, принимаемая 40—

50 °С; d_2 и d_1 — наружный и внутренний диаметры футеровки ($d_2 = D$). Мощность потерь через многослойную футеровку

$$P_{\tau} = \frac{\pi l (t_1 - t_{n+1})}{\sum_{i=n}^{i=1} \frac{1}{2\lambda_i} \ln \frac{d_{i+1}}{d_i}}, \quad (3.8)$$

где $t_{n+1} = t_2 = 40 \div 50$ °С — температура воды; λ_i — коэффициент теплопроводности соответствующего слоя футеровки при максимальной температуре t_1 , так как истинная температура промежуточного слоя неизвестна, Вт/(м·°С); d_{i+1} и d_i — наружный и внутренний диаметры рассматриваемого слоя футеровки.

Расчет мощности тепловых потерь по формулам (3.7), (3.8) дает результат, значительно завышенный по сравнению с действительным. Это связано с тем, что, во-первых, формулы получены для стационарного процесса и не учитывают истинного характера процесса; во-вторых, как показали исследования (см. рис. 3.8), температура внутренней поверхности футеровки не равна температуре поверхности заготовки; в-третьих, температура наружной поверхности футеровки, прилегающей к спирали индуктора, не равна температуре воды (40—50 °С); в-четвертых, значение коэффициента теплопроводности принимается при максимальной температуре поверхности заготовки, в то время как действительная температура любого слоя футеровки ниже и снижается от слоя к слою. Иногда тепловые потери через футеровку за период нагрева до 800 °С не учитывают вовсе [35].

Метод расчета с учетом характера процесса и рода нагреваемого металла

На основании экспериментальных исследований работы футеровки индуктора при методическом и периодическом нагревах различных металлов предложен метод расчета мощности потерь в индукторе [6] с учетом характера нагрева.

Мощность тепловых потерь через футеровку при методическом нагреве ферромагнитной стали. График нагрева поверхности заготовок из ферромагнитной стали в методическом индукторе показан на рис. 3.15, а (сплошная линия). Для того чтобы рассчитать мощность потерь

за период нагрева, необходимо располагать законом изменения температуры поверхности заготовок во времени и законом, отображающим потери энергии при данной температуре. Так как действительный закон изменения температуры поверхности заготовок математически выразить весьма сложно, то его можно с достаточной степенью приближения аппроксимировать двумя прямыми линиями OM_1 и M_1M_2 (см. рис. 3.15, штриховые линии), уравнения которых могут быть записаны следующим образом (площадкой на кривых нагрева, связанной с магнитными превращениями можно пренебречь, учитывая, что она обычно явно не выражена):

прямая OM_1 выражается уравнением

$$t = \frac{t_1}{\tau_1} \tau; \quad (3.9)$$

прямая M_1M_2 —

$$t = B\tau + A. \quad (3.10)$$

Закон изменения удельной мощности тепловых потерь через футеровку в зависимости от температуры при стационарном процессе записывается формулой (3.6).

Для того чтобы определить тепловые потери энергии за весь период нагрева, следует просуммировать их при температуре, изменяющейся по закону данных прямых.

Элементарное количество энергии, теряемой поверхностью заготовки и проходящей через футеровку за бесконечно малый промежуток времени $d\tau$,

$$dA_\tau = \pi d l p_\tau [f(\tau)] d\tau, \quad (3.11)$$

где A_τ — потери энергии с поверхности, Дж; d и l — диаметр и соответствующая длина участка заготовок, см; p_τ измеряется в Вт/см², τ — в с.

Для определения энергии потерь за весь период нагрева следует выражение (3.11) проинтегрировать в соответствующих пределах по времени. Так как функция $f(\tau)$ во всем интервале интегрирования аппроксимируется прямыми OM_1 и M_1M_2 (рис. 3.15, а), то имеют место два интервала интегрирования: от $\tau=0$ до $\tau=\tau_1$ и от $\tau=\tau_1$ до $\tau=\tau_2$. Температурой окружающей среды для упрощения выражения по ее малости пренебрегаем.

Таким образом, для первого участка при нагреве поверхности заготовок по прямой OM_1 потери энергии

$$A_{\tau_1} = \pi d l_1 \frac{\lambda_{s1}}{\lambda_{o1}} N \int_0^{\tau_1} \left(\frac{t_1}{\tau_1} \tau \right)^n d\tau. \quad (3.12)$$

Так как угловой коэффициент t_1/τ_1 прямой OM_1 — постоянный, то выражение (3.12) принимает вид

$$A_{\tau_1} = \pi d l_1 \frac{\lambda_{s1}}{\lambda_{o1}} N \left(\frac{t_1}{\tau_1} \right)^n \int_0^{\tau_1} \tau^n d\tau. \quad (3.13)$$

Мощность потерь за первый период τ_1 на участке нагрева l_1

$$P_{\tau_1} = A_{\tau_1} / \tau_1. \quad (3.14)$$

После интегрирования в указанных пределах и деления на τ_1 получаем формулу для расчета мощности потерь на первом участке нагрева:

$$P_{\tau_1} = \frac{\lambda_{s1} \pi d l_1 d N t_1^n}{\lambda_{o1} (n+1) \tau_1}. \quad (3.15)$$

Для второго участка прямой M_1M_2 потери энергии

$$dA_{\tau_2} = \frac{\lambda_{s2}}{\lambda_{o2}} \pi d l_2 N (A + B\tau)^n d\tau. \quad (3.16)$$

Подставляя пределы интегрирования от τ_1 до τ_2 , найдем потери энергии

$$A_{\tau_2} = \frac{\lambda_{s2}}{\lambda_{o2}} \pi d l_2 N \int_{\tau_1}^{\tau_2} (A + B\tau)^n d\tau. \quad (3.17)$$

Пользуясь геометрическими соотношениями из соответствующих треугольников (см. рис. 3.15, а), определяем коэффициенты:

$$A = \frac{\tau_2 t_1 - \tau_1 t_2}{\tau_2 - \tau_1}; \quad (3.18)$$

$$B = \frac{t_2 - t_1}{\tau_2 - \tau_1}. \quad (3.19)$$

После интегрирования уравнения (3.17)

$$A_{\tau_2} = \frac{\lambda_{s2}}{\lambda_{o2}} \pi d l_2 N \left[\frac{(A + B\tau_2)^{n+1} - (A + B\tau_1)^{n+1}}{B(n+1)} \right]. \quad (3.20)$$

Мощность потерь на втором участке

$$P_{\tau_2} = A_{\tau_2} / (\tau_2 - \tau_1). \quad (3.21)$$

Подставляя в уравнение (3.20) значения коэффициентов A и B из равенств (3.18)

и (3.19), после преобразований и деления на $\tau_2 - \tau_1$ определим мощность потерь на втором участке

$$P_{\tau 2} = \frac{\lambda_{\tau 2}}{\lambda_{02}} \pi d l_2 N \frac{t_2^{n+1} - t_1^{n+1}}{(n+1)(t_2 - t_1)}. \quad (3.22)$$

Числовые значения λ_{τ} и λ_0 принимают средними в соответствующих интервалах температур для первого и второго участков. Так как температура магнитных превращений ферромагнитных сталей находится около 800 °С, то значения $\lambda_{\tau 1}$ и λ_{01} принимают средними в интервале 0—800 °С, значения $\lambda_{\tau 2}$ и λ_{02} — средними в интервале температур 800— $t_{н.п.}$ Значения λ_1 и λ_2 берут из справочной литературы, а значения λ_0 — из графика на рис. 3.12. Мощность тепловых потерь за весь период нагрева равна сумме потерь на обоих участках:

$$P_{\tau} = P_{\tau 1} + P_{\tau 2}. \quad (3.23)$$

Подставляя выражения (3.15) и (3.22) в равенство (3.23), получаем

$$P_{\tau} = \frac{\pi d N}{n+1} \left(\frac{\lambda_{\tau 1}}{\lambda_{01}} l_1 t_1^n + \frac{\lambda_{\tau 2}}{\lambda_{02}} l_2 \frac{t_2^{n+1} - t_1^{n+1}}{t_2 - t_1} \right). \quad (3.24)$$

Для расчета по формуле (3.24) необходимо знать длины участков l_1 и l_2 или хотя бы одну из них, так как общая длина заготовок, находящихся в индукторе, всегда известна.

По условию вывода формулы (3.24) было принято, что температура точки перегиба кривой (см. рис. 3.15, а), соответствующая температуре магнитных превращений t_1 , известна и равна 800 °С. На основании статистического анализа более чем 50 графиков нагрева заготовок из углеродистых сталей различного диаметра при различных режимах и частотах тока было установлено, что соотношение длин l_1 и l_2 , или отрезков времени τ_1 и τ_2 , (так как время при методическом нагреве пропорционально длине) равны: $l_1 = 1/4l$; $l_2 = 3/4l$.

Таким образом, окончательно

$$P_{\tau} = \frac{\pi d l N}{4(n+1)} \left(\frac{\lambda_{\tau 1}}{\lambda_{01}} t_1^n + \frac{\lambda_{\tau 2}}{\lambda_{02}} 3 \frac{t_2^{n+1} - t_1^{n+1}}{t_2 - t_1} \right). \quad (3.25)$$

Мощность тепловых потерь через футеровку при методическом нагреве парамагнитного материала. Типичный гра-

фик нагрева поверхности заготовок из парамагнитных металлов, например сталей аустенитного класса, титановых сплавов, алюминия и др., приведен на рис. 3.15, б. Как видно, при нагреве парамагнитного металла происходит плавное нарастание температуры (сплошная линия), поэтому принципиально можно было бы эту кривую аппроксимировать одной прямой OM_2 . Однако для большего приближения к действительной кривой изменения температуры, а следовательно, для большей точности расчета следует аппроксимировать кривую нагрева так же, как и в предыдущем случае, двумя прямыми OM_1 и M_1M_2 . При этом возникает вопрос, как выбрать точку M_1 . В данном случае за точку M_1 можно принять ту, которая получается при температуре t_1 , в два раза меньшей известной конечной температуры нагрева t_2 , либо ту, которая получается при разделении длины заготовок пополам. Целесообразнее первый вариант выбора точки M_1 , так как первая стадия нагрева представляет собой нерегулярный режим [47], при котором повышение температуры поверхности идет быстрее, чем в последующей, а до оси теплота еще не распространилась. Поэтому кривизна кривой повышения температуры на первом участке нагрева значительно больше, чем на втором. Следовательно, для большего приближения к данной кривой нагрева аппроксимирующая прямая должна быть возможно короче (см. рис. 3.15, б).

Для определения соотношения отрезков длин l_1/l и l_2/l при $t_2/t_1 = 2$ было проанализировано около 80 графиков нагрева различных парамагнитных металлов, в том числе аустенитных сталей, титановых сплавов, мельхиора и алюминия. Анализ показал, что при нагреве парамагнитных металлов соотношения отрезков длин $l_1 = \frac{2}{5}l$ и $l_2 = \frac{3}{5}l$. После подстановки этих значений в уравнение (3.24) и некоторых преобразований получаем формулу для расчета мощности потерь за весь период нагрева

$$P_{\tau} = \frac{\pi d l N t_1^n}{5(n+1)} \left[\frac{2\lambda_{\tau 1}}{\lambda_{01}} + \frac{3\lambda_{\tau 2}}{\lambda_{02}} (2^{n+1} - 1) \right]. \quad (3.26)$$

Мощность тепловых потерь через футеровку индуктора периодического типа.

На основании рассмотрения циклограммы (рис. 3.16) можно сделать вывод, что процесс работы футеровки индуктора периодического типа более сложный, чем методического. Однако весь цикл работы футеровки можно приближенно считать квазистационарным, протекающим при средней температуре t_{cp} . При нагреве сталей до 1200—1250 °С температура внутренней поверхности футеровки достигает 1100—1150 °С, а наружной — 700—750 °С (см. рис. 3.8). Таким образом, перепад температур по толщине шамотных втулок составляет приблизительно 400 °С. При удалении нагретой заготовки из индуктора температуры внутренней и наружной поверхности снижаются соответственно на 300—350 °С.

Можно заключить, что колебание температуры поверхностей шамотных втулок происходит в пределах от $t_n = 1100 \div 1150$ °С до $t_n = 800 \div 850$ °С, следовательно, средняя температура поверхности заготовки при этом составляет $t_{cp} = 900 \div 950$ °С. При этой температуре и следует считать процесс квазистационарным, выраженным формулой (3.6).

Мощность тепловых потерь с торца заготовки. Принято считать, что мощность потерь с торца заготовки, выходящей из индуктора, не учитывается из-за своей малости. Однако в общем балансе расхода энергии она может сыграть известную роль. Этот вид потерь можно учесть, используя закон Стефана — Больцмана и считая, что процесс нагрева стационарен и излучение происходит в окружающую среду с неизменной температурой:

$$p_{\tau,л} = \varepsilon C_0 \left(\frac{T}{100} \right)^4, \quad (3.27)$$

где $p_{\tau,л}$ — удельная мощность потерь лучеиспусканием, Вт/м²; ε — степень черноты торца заготовки при данной температуре, принимаемая для данного металла и качества его поверхности по справочным данным [23]; $C_0 = 5,67$ Вт/(м²·К⁴) — коэффициент излучения абсолютно черного тела; T — абсолютная температура торца заготовки при стационарном режиме нагрева, К.

Однако надо отметить, что этот метод расчета более или менее справедлив при методическом нагреве, при котором тем-

пература торца выходящей из индуктора заготовки испытывает сравнительно небольшие колебания, и процесс можно считать квазистационарным, протекающим при температуре нагрева, близкой к максимальной, т. е. при температуре верхнего предела данного металла.

При периодическом нагреве, когда нагрев торца (при нагреве штанги) или обоих торцов (при нагреве всей мерной заготовки) протекает от комнатной температуры до максимальной, можно приближенно считать, что торец заготовки нагревается в зависимости от рода металла по кривым рис. 3.15. В случае нагрева ферромагнитного металла закон роста температуры от времени также аппроксимируется двумя прямыми OM_1 и M_1M_2 . Прямая OM_1 выражается уравнением

$$T = \frac{T_1}{\tau_1} \tau; \quad (3.28)$$

прямая M_1M_2 —

$$T = B\tau + A. \quad (3.29)$$

Элементарное количество энергии, теряемое торцом за время на первом участке нагрева,

$$dA_{\tau 1} = F p_{\tau,л} [f(\tau)] d\tau. \quad (3.30)$$

После подстановки (3.28) в (3.30)

$$dA_{\tau 1} = F 10^{-8} \varepsilon_1 C_0 \left(\frac{T_1}{\tau_1} \right)^4 \tau^4 d\tau, \quad (3.31)$$

где F — соответствующий участок площади торца. Интегрируя в пределах от 0 до τ_1 , получим

$$A_{\tau 1} = F 10^{-8} \varepsilon_1 C_0 \frac{T_1^4}{\tau_1^4} \int_0^{\tau_1} \tau^4 d\tau. \quad (3.32)$$

Так как мощность потерь

$$P_{\tau 1} = A_{\tau 1} / \tau_1, \quad (3.33)$$

то после интегрирования и деления на τ_1 найдем мощность потерь на первом участке нагрева

$$P_{\tau 1} = \frac{F}{5} 10^{-8} \varepsilon_1 C_0 T_1^4. \quad (3.34)$$

На основании той же методики мощность потерь на втором участке нагрева

$$P_{\tau 2} = \frac{E}{5} 10^{-8} \varepsilon_2 C_0 \frac{T_2^5 - T_1^5}{T_2 - T_1}. \quad (3.35)$$

При нагреве сталей на первом участке до температуры $T_1 = 900 + 273$ °С степень

черноты торца можно принять $\epsilon_1=0,8$, а на втором $\epsilon_2=0,9 \div 0,95$. Мощность потерь за весь период нагрева равна сумме потерь на каждом участке:

$$P_{\text{л.т}} = \frac{F}{5} 10^{-8} C_0 \left(\epsilon_1 T_1^4 + \epsilon_2 \frac{T_2^5 - T_1^5}{T_2 - T_1} \right). \quad (3.36)$$

В случае нагрева парамагнитного металла мощность потерь с торца рассчитывается по той же зависимости (3.36), только температура конца первого участка принимается равной $T_1=T_2/2$. После подстановки $T_1=T_2/2$ в уравнение (3.36) и несложных преобразований окончательно мощность потерь на излучение торцом парамагнитной заготовки при периодическом типе нагрева

$$P_{\text{л.т}} = \frac{F}{5} 10^{-9} C_0 (\epsilon_1 + 31\epsilon_2) T_2^4. \quad (3.37)$$

Так как при периодическом нагреве торец заготовки нагревается неравномерно, то его излучающая площадь как бы состоит из двух частей. Первая часть площади торца (с некоторым завышением на первом участке кривой нагрева) представляет собой площадь кольцевого слоя толщиной, равной горячей глубине проникновения, а вторая — остальная площадь торца. Таким образом, можно считать, что кольцевой участок торца излучает энергию в соответствии с кривой изменения температуры поверхности заготовки, а второй — в соответствии с кривой температуры центра. Учитывая это соображение, расчет излучения кольцевым слоем следует производить по формуле (3.36) для случая нагрева ферромагнитного материала и по формуле (3.37) — для парамагнитного. Остальная площадь торца излучает энергию, рассчитываемую по формуле (3.34), в которую подставляется конечная температура нагрева центра заготовки.

При методическом типе нагрева температура торца заготовки, выходящей из индуктора, колеблется, возрастая от значения, которое приобретает предыдущая заготовка до максимальной заданной t_2 . Приблизительно, с некоторым завышением, можно принять, что торец любой выходящей из индуктора заготовки имеет постоянную температуру t_2 . Тогда с учетом того, что процесс квазистационарный, удельную мощность потерь рассчи-

тывают по традиционной формуле излучения (3.27), а полная мощность потерь равна удельной, умноженной на площадь торца.

Мощность тепловых потерь через футеровку при ускоренном индукционном нагреве. Ускоренный индукционный нагрев, или как его еще называют изотермический, заключается в быстром подъеме температуры поверхности заготовки до максимальной и последующей выдержке при этой температуре для выравнивания температур по сечению [55]. Мощность тепловых потерь через футеровку на первой стадии повышения температуры поверхности заготовок можно рассчитать по формуле (3.15), а на второй стадии (изотермической) — по формуле (3.6). Длина участков заготовок, помещенных в индукторе, пропорциональны соответствующим отрезкам времени, которые определяют по работе [55].

Пример. В индукторе длиной 1200 мм и диаметром спирали 120 мм, оснащенной футеровкой из шамотных втулок толщиной 10 мм и листовым асбестом толщиной 4 мм, производится методический нагрев пяти заготовок из стали 45 диаметром 80 мм длиной по 220 мм каждая. В этом же индукторе производится периодический нагрев мерных заготовок длиной 1100 мм и того же диаметра. Температура нагрева 1250 °С, допустимый перепад температур в конце периода нагрева 100 °С. Используется частота тока 2500 Гц, время нагрева заготовок при данном перепаде температур составляет 310 с.

Рассчитать мощность тепловых потерь через футеровку, кольцевой зазор и с торцов, а также термический КПД индуктора при обоих типах нагрева. Для сравнения мощность тепловых потерь через футеровку и термический КПД рассчитать по традиционному методу.

Предлагаемый метод. Прежде всего находим соотношение диаметров спирали индуктора и заготовки

$$D/d = \frac{120}{80} = 1,5.$$

По найденному соотношению определяем N и n из табл. 3.4

$$N = 4,526 \cdot 10^{-7} \text{ Вт}/(\text{см}^2 \cdot \text{°C}^4); \quad n = 2,26.$$

Для обоих участков необходимо определить средние эквивалентные коэффициенты теплопроводности двухслойной футеровки, а также для данных интервалов температур — средние эквивалентные коэффициенты теплопроводности футеровки эталонного индуктора.

Первый участок: температурный интервал 0—700 °С, так как температура футеровки на 100° ниже температуры заготовки (см. рис. 3.8),

средняя температура $t_{ср} = 350^\circ\text{C}$. По формулам из табл. 3.1 для шамота и асбеста:

$$\lambda_{ш1} = 0,835 + 0,58 \cdot 10^{-3} \cdot 350 = 1,04 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot ^\circ\text{C});$$

$$\lambda_{асб1} = 0,157 + 1,39 \cdot 10^{-4} \cdot 350 = 0,21 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot ^\circ\text{C}).$$

На втором участке температурный интервал 700—1150 °C, средняя температура 925 °C. Для этой температуры коэффициенты теплопроводности:

$$\lambda_{ш2} = 0,835 + 0,58 \cdot 10^{-3} \cdot 925 = 1,37 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot ^\circ\text{C});$$

$$\lambda_{асб2} = 0,157 + 1,39 \cdot 10^{-4} \cdot 925 = 0,29 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot ^\circ\text{C}).$$

При средней температуре 350 °C $\lambda_{01} = 0,32 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot ^\circ\text{C})$; при средней температуре 925 °C $\lambda_{02} = 0,62 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot ^\circ\text{C})$.

По формуле (3.1) определяем эквивалентные коэффициенты теплопроводности футеровки рассчитываемого индуктора:

для первого участка нагрева

$$\lambda_{\text{э}1} = \frac{\ln \frac{120}{92}}{\frac{1}{1,04} \ln \frac{112}{92} + \frac{1}{0,21} \ln \frac{120}{112}} = 0,52 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot ^\circ\text{C});$$

для второго участка нагрева

$$\lambda_{\text{э}2} = \frac{\ln \frac{120}{92}}{\frac{1}{1,37} \ln \frac{112}{92} + \frac{1}{0,29} \ln \frac{120}{112}} = 0,71 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot ^\circ\text{C}).$$

По формуле (3.25) находим мощность тепловых потерь через футеровку за весь период нагрева

$$P_{\tau} = \frac{\pi 8 \cdot 110 \cdot 4,526 \cdot 10^{-7}}{4 \cdot 3,26} \left(\frac{0,52}{0,32} 800^{2,26} \right) + \frac{0,71}{0,62} 3 \frac{1250^{3,26} - 800^{3,26}}{1250 - 800} = 7563 \text{ Вт}.$$

Удельную мощность тепловых потерь через кольцевой зазор определим с учетом распределения температур по длине поверхности заготовок, считая, что температурное поле представляет собой две прямые (аналогично методике расчета потерь через футеровку). Первая прямая поля от 20 до 800 °C на длине 1/4 (l); вторая — от 800 до 1250 °C на длине 3/4 (l). Таким образом, для первой прямой удельные потери определяем как средние между потерями для температур 20—800 °C, а для второй — как средние для температур 800—1250 °C.

Полные тепловые потери равны произведению рассчитанных средних значений удельных потерь на соответствующие участки площадей. При температуре 800 °C из рис. 3.14 для соотношения $D/d = 1,5$ удельные потери $p_k = 0,2 \text{ Вт}/\text{см}^2$. Следовательно, на первом участке длины индуктора средние удельные потери через зазор $p_{k1} = 0,1 \text{ Вт}/\text{см}^2$. При 1250 °C и

соотношении $D/d = 1,5$ тепловые потери $p_k = 0,78 \text{ Вт}/\text{см}^2$. Следовательно, на втором участке длины индуктора средние удельные потери

$$p_{k2} = \frac{0,2 + 0,78}{2} = 0,49 \text{ Вт}/\text{см}^2.$$

Полные потери через кольцевой зазор с учетом соотношения участков температурного поля

$$P_k = \pi dl (1/4 p_{k1} + 3/4 p_{k2}) = \pi 8 \cdot 110 (1/4 \cdot 0,1 + 3/4 \cdot 0,49) = 1105 \text{ Вт}.$$

Рассчитаем потери с переднего торца заготовки по максимальной температуре $t_2 = 1250^\circ\text{C}$, принимая степень черноты торца при данной температуре $\varepsilon = 0,9$ по формуле (3.27):

$$P_{л,т} = F p_{л,т} = \frac{\pi 0,08^2}{4} \cdot 0,9 \cdot 5,67 \left(\frac{1250 + 273}{100} \right)^4 = 1379 \text{ Вт}.$$

Суммарная мощность тепловых потерь

$$P_{\tau,с} = 7563 + 1105 + 1379 = 10\,047 \text{ Вт}.$$

Масса нагреваемых заготовок

$$G = \frac{\pi d^2}{4} l \gamma = \frac{\pi 64}{4} 110 \cdot 7,8 \cdot 10^{-3} = 43,1 \text{ кг}.$$

Определим полезную мощность по формуле (2.25):

$$P_n = \frac{0,650 \cdot 43,1 (1200 - 20)}{310} = 106,6 \text{ кВт}.$$

Термический КПД индуктора рассчитаем по формуле (2.23):

$$\eta_{\tau} = \frac{106,6}{106,6 + 10,05} = 0,91.$$

Традиционный метод. Для расчета принимаем значения коэффициентов теплопроводности для шамота и асбеста при максимальной температуре заготовки 1250 °C:

$$\lambda_{ш} = 0,835 + 0,58 \cdot 10^{-3} \cdot 1250 = 1,56 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot ^\circ\text{C});$$

$$\lambda_{асб} = 0,157 + 1,39 \cdot 10^{-4} \frac{1250 + 50}{2} = 0,25 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot ^\circ\text{C}).$$

Мощность тепловых потерь через двухслойную футеровку определим по формуле (3.8), принимая температуру наружной поверхности футеровки, равной 50 °C,

$$P_f = \frac{\pi 1,1 (1250 - 50) 10^{-3}}{2 \cdot 1,56 \ln \frac{112}{92} + 2 \cdot 0,25 \ln \frac{120}{112}} = 20,6 \text{ кВт}.$$

Термический КПД без учета потерь через кольцевой зазор и с торца

$$\eta_{\tau} = \frac{106,6}{106,6 + 20,6} = 0,84.$$

Периодический нагрев. Принимая среднюю температуру поверхности заготовки $t_{ср} = 950^\circ\text{C}$ и считая, что квазистационарный процесс теплообмена протекает при этой температуре,

Результаты расчета мощности тепловых потерь в индукторе разными методами

Мощность тепловых потерь	Разработанный метод			Традиционный метод	
	Мощность потерь, Вт	% к P_T	Термический КПД η_T	Мощность потерь, Вт	Термический КПД η_T
Методический нагрев					
Через футеровку P_T	7563	100	0,91	20600	0,84
Через кольцевой зазор P_K	1105	15			
С торца $P_{л.т}$	1379	18			
Периодический нагрев					
Через футеровку P_T	7682	100	0,92	20600	0,82
Через кольцевой зазор P_K	1105	14			
С двух торцов $P_{л.т}$	1076	14			

удельную мощность тепловых потерь рассчитываем по формуле (3.6).

Используя те же значения коэффициентов теплопроводности слоев футеровки, найдем удельную мощность тепловых потерь

$$p_T = \frac{0,71}{0,62} 4,526 \cdot 10^{-7} \cdot 950^{2,26} = 2,78 \text{ Вт/см}^2.$$

Полная мощность потерь через футеровку за период нагрева

$$P_T = p_T F = \pi \cdot 110 \cdot 2,78 = 7682 \text{ Вт.}$$

Мощность потерь через кольцевой зазор приблизительно можно считать такой же, как и при методическом нагреве, $P_K = 1105 \text{ Вт}$.

Глубина проникновения при частоте тока 2500 Гц составляет 13 мм, следовательно, кольцевая площадь

$$F_K = \frac{\pi (8^2 - 5,4^2) 10^{-4}}{4} = 27,35 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2.$$

Мощность потерь от кольцевого слоя по формуле (3.36)

$$P_{л.т1} = \frac{27,35 \cdot 10^{-4}}{5} 10^{-8} \cdot 5,67 \left(0,8 \cdot 1073^4 + 0,9 \frac{1523^5 - 1073^5}{1523 - 1073} \right) = 453 \text{ Вт.}$$

Мощность потерь от остальной площади торца по формуле (3.34) при конечной температуре центра 1150 °С

$$P_{л.т2} = \frac{\pi 5,4^2 \cdot 10^{-4}}{4 \cdot 5} 10^{-8} \cdot 0,8 \cdot 5,67 \cdot 1423^4 = 85 \text{ Вт.}$$

Полная мощность потерь с обоих торцов

$$P_{л.т} = 2 (453 + 85) = 1076 \text{ Вт.}$$

Таким образом, общая мощность потерь в индукторе

$$P_{т.н} = 7682 + 1105 + 1076 = 9863 \text{ Вт.}$$

Термический КПД индуктора с учетом всех видов потерь по разработанному методу

расчета при периодическом нагреве заготовки

$$\eta_T = \frac{106,6}{106,6 + 9,86} = 0,92.$$

В случае традиционного метода расчета термический КПД с учетом тех же потерь будет

$$\eta_T = \frac{106,6}{106,6 + 2,18 + 20,6} = 0,82.$$

Результаты расчетов по традиционному и разработанному методам сведены в табл. 3.5. Из табл. 3.5 видно, что при традиционном методе расчета мощность потерь через футеровку индуктора в три раза больше, чем при разработанном, а термический КПД индуктора, даже без учета других потерь, на 8 % ниже.

Если учесть эти потери, то при традиционном методе расчета термический КПД составляет 0,84. Как показывают расчеты, потерями через кольцевой зазор и излучением с торцов заготовки пренебрегать нельзя, так как они значительны: 20—30 % от потерь через футеровку.

Произведем расчет тепловых потерь по традиционному методу с учетом усредненных коэффициентов теплопроводности слоев футеровки и соотношения длин участков нагрева.

Для первого участка при средней температуре 350 °С $\lambda_{ст1} = 1,04 \text{ Вт/м} \cdot \text{°С}$; $\lambda_{обс1} = 0,21 \text{ Вт/м} \cdot \text{°С}$ и $\frac{1}{4} L = 0,275 \text{ м}$ мощность тепловых потерь по формуле (3.8) составляет $P_{т1} = 1,0 \text{ кВт}$.

Для второго участка при средней температуре 925 °С $\lambda_{ст2} = 1,37 \text{ Вт/м} \cdot \text{°С}$; $\lambda_{обс2} = 0,29 \text{ Вт/м} \cdot \text{°С}$ и $\frac{3}{4} L = 0,825 \text{ м}$ мощность тепловых потерь составляет $P_{т2} = 11,89 \text{ кВт}$. Суммарная мощность тепловых потерь $P_T = 12,9 \text{ кВт}$. Термический КПД индуктора с учетом потерь с торца и через кольцевой зазор равен 0,87.

Расчеты показывают, что в данном случае мощность потерь на 5,3 кВт больше, а термический КПД ниже на 5 % по сравнению с результатами по предложенному методу.

ИЗМЕРИТЕЛЬНЫЕ СРЕДСТВА И МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ В ЗАГОТОВКАХ

4.1. Измерительные приборы

При проведении исследований индукционного нагрева используют две группы приборов: для измерения электрических параметров и для измерения температур. Желательно, чтобы применяли лабораторные приборы по возможности более высокого класса (0,5—1,0), так как щитовые приборы, как правило, изготавливают класса 2,5. Для измерения электрических параметров за неимением приборов более высокого класса можно использовать приборы класса 2,5, а для измерения температур заготовки следует применять приборы класса не ниже 1,5.

Надо помнить, что наименее точный прибор — фазометр, поэтому мощный, отдаваемую преобразователем частоты, необходимо измерять непосредственно ваттметром, и сравнивать по показаниям вольтметра, амперметра и фазометра. При измерении температур заготовки особое внимание следует обратить на правильность выбора типа приборов и термопар, а также на их тарировку.

Для фиксирования термо-ЭДС термодпары применяют пирометрические милливольтметры (гальванометры) и потенциометры. Достаточно удобными измерительными приборами до температур 1100—1250 °С при длительности нагрева от 30—50 с и больше являются милливольтметры переносные типа МПП-54 класса точности 1,0. Эти милливольтметры имеют милливольтную и градусную шкалы различной градуировки для термодпар ПП-1 (платина — платинородиевых), ХА (хромель — алюмелевых) и ХК (хромель — копелевых).

При записи температуры с помощью милливольтметров МПП-54 с малым интервалом замеров (в 5—6 с) на стекло шкалы по ее форме наклеивают полоску плотной бумаги. В процессе нагрева по команде измеряющей пирометрист карандашом наносит риски, отмечающие положение стрелки прибора в данный момент. После окончания опыта проставляется

температура, соответствующая нанесенным рискам. Если нужна термограмма нагрева и остывания, то пользуются разноцветными карандашами: при нагреве отмечают риски одним цветом, а при остывании — другим. У достаточно опытного пирометриста ошибки в отдельных точках измерений не больше $\pm (5-8)^\circ\text{C}$, что вполне приемлемо, так как при построении термограммы эти неточности сглаживаются.

При длительности процесса нагрева заготовок более 200 с можно использовать обычные переносные потенциометры типа КП. При записи температур с помощью этих потенциометров интервал времени между отдельными измерениями должен быть не менее 10—15 с для того, чтобы пирометрист успевал уравнивать мост с помощью непрерывного поворота соответствующего лимба, в нужный момент времени установить контрольную стрелку на нуль и записать количество фиксируемых милливольт. Для записи температур на барабанной бумажной ленте шириной поля записи до 280 мм удобны электронные многоточечные потенциометры, например потенциометр типа КСП-4 или типа ЭПП-09МЗ. Электронные автоматические потенциометры так же, как и лабораторные неавтоматические, измеряют термо-ЭДС компенсационным методом — более точным методом измерения ЭДС или напряжения в цепях постоянного тока. Высокая точность измерений обусловлена более высоким классом точности электронных потенциометров (0,5—1,0) и, кроме того, независимостью их показаний от изменения температуры свободных концов термодпары и от изменений сопротивления внешней цепи. Последнее преимущество потенциометров позволяет применять термодпару любой длины, в то время как пирометрические милливольтметры ограничивают сопротивление внешней цепи значением в 15—16 Ом. Существенный недостаток электронных потенциометров — чувствительность их к наводкам перемен-

ного тока в цепи термопары, помещенной в сильные электромагнитные поля. Переменный ток в цепи термопары резко снижает чувствительность электронного усилителя напряжения потенциометра, что отражается на чувствительности всего прибора. Прибор перестает реагировать на изменение температуры, и его показания становятся несоответствующими температуре рабочего конца термопары. Это необходимо помнить при измерении температур заготовок, нагреваемых индукционным и контактными способами [18]. Заземление термопар не всегда может устранить наводки переменного тока в их цепях.

В работе [18] более радикальным средством избавления цепи термопары от наводок считают применение фильтра, состоящего из индуктивности, включенной в цепь термопары последовательно, и емкости, включенной параллельно цепи. При надлежащем подборе емкости и индуктивности практически полностью удается устранить наводки переменного тока и обеспечить нормальную чувствительность прибора.

Измерить и записать температуры заготовки в процессе ее нагрева можно на шлейфном осциллографе при условии правильного выбора его типа и шлейфов. Весьма удобен для записи процесса нагрева 20-й шлейфный осциллограф типа Н102, с помощью которого можно производить запись на бумажной ленте шириной от 120 до 180 мм.

Иногда для записи термограмм используют осциллограф типа МПО-2 с записью на киноленту. Для записи сравнительно невысоких температур, например при нагреве алюминия до 500 °С, этот осциллограф еще пригоден. Полезная ширина кинолентки составляет не более 22 мм, следовательно, эта ширина будет соответствовать пятистам градусам. Достаточно точно можно уловить на шкале температур полмиллиметра, что обеспечит точность около ± 12 °С.

При записи температуры на шлейфном осциллографе необходимо подбирать соответствующей чувствительности шлейфы, с тем чтобы при максимальной температуре нагрева импульсы от термопар обеспечивали достаточное отклонение лучей. Для правильной расшифровки осцил-

лограммы каждый шлейф необходимо протарировать по контрольной термопаре. При одновременном использовании одинаковых шлейфов желательно иметь тарировочные графики, которые дают возможность построить на осциллограмме шкалу температур. При исследовании индукционного нагрева собственная частота колебаний каждого шлейфа должна значительно отличаться от частоты тока, используемой для нагрева. При работе на осциллографе, как и при использовании любого записывающего прибора, длина осциллограммы не должна быть большой. Достаточно удобны для расшифровки осциллограммы, длина которых не превышает 200—250 мм, а высота — более 100 мм.

Для контроля отсутствия действия электромагнитного поля индуктора на спай термопары следует термопару, подключенную к шлейфу, поместить в индуктор, заполненный заготовками, так, чтобы спай касался их поверхности, и произвести одно-два включения и выключения индуктора при напряжении, соответствующем режиму нагрева. Если зайчик на экране останется при подаче импульсов неподвижным, то, следовательно, спай и термопара не подвержены воздействию индукции. В противном случае необходимо каждую из термопар подключать к шлейфам через соответствующий фильтр.

Практика исследований показывает, что помещение спаев термопары в индуктор, работающий даже от лампового генератора частотой 150—200 кГц, не сказывается на отклонении зайчика, и запись температур протекает нормально, не говоря уже о записи при звуковых частотах.

4.2. Термопары, их монтаж и погрешность измерений

Термоэлектрический метод измерения температур обладает высокой точностью, но при пользовании им может возникнуть ряд погрешностей, главным образом от неправильного выбора и монтажа термопар, отклонения характеристики термопары от стандартной — градуировочной, неправильного учета температуры холодного спаев термопары, несоответствия

термоэлектрической характеристики термоэлектродных проводов характеристике термопары. Дополнительные погрешности вызываются неправильным подбором сопротивления внешней цепи, изменением температуры среды, окружающей измерительный прибор и соединительные провода, воздействием магнитных полей и др.

Допустимая инструментальная погрешность термоэлектрического пирометра, состоящего из термопары и измерительного прибора, определяется арифметическим суммированием допустимых погрешностей каждого из составляющих комплекта. Например, для пирометра, состоящего из термопары с допустимой погрешностью градуировки $\pm 0,75\%$ и измерительного прибора класса 1,5, допустимая погрешность будет $\pm 2,25\%$ от верхнего предела измерительной шкалы пирометра. При включении в действующий комплект дополнительных источников погрешностей, таких как переходное сопротивление в месте контакта спая с металлом заготовки, изменение сопротивления термоэлектродов, находящихся в зоне действия высоких температур, и т. п., оценки погрешности производят по среднеквадратичному, так как значения частных погрешностей могут принимать по отношению друг к другу различные знаки.

Большое значение в постановке экспериментальных исследований нагрева придается термопарам и их монтажу. Обычно используют искусственные термопары, изготовленные из соответствующей термоэлектродной проволоки. Так как тепловая инерция термопары при прочих равных условиях зависит от диаметра термоэлектродной проволоки, то желательно применять проволоку диаметром не более 0,5 мм, а лучше 0,3 мм. На заводах наиболее часто используют термоэлектродную проволоку диаметром 0,5 мм.

Для измерения температур выше 1000 °С наибольшее распространение получили термопары из благородных металлов платина — платинородиевые типа ТПП (платинородий — 90 % платины, 10 % родия) и платинородиевые типа ТПР (6 и 30 % родия) и из неблагородных металлов хромель — алюмелевые типа ТХА (хромель — 89 % хрома; 9,8 % никеля; 1 % железа; 0,2 % марганца; алюмель — 94 % никеля; 0,5 % железа;

2 % алюминия; 2,5 % марганца; 1 % кремния). Платиновыми термопарами измеряют температуры до 1600—1800 °С, однако некоторый недостаток этих термопар — сравнительно низкая термо-ЭДС. Так, термопара типа ПП (10 % родия) при температуре 1200 °С развивает термо-ЭДС около 12 мВ, которая с увеличением содержания в сплаве родия уменьшается.

Термопары ТПР30/6 почти не чувствительны к изменению температуры свободных концов вплоть до 100 °С, поэтому в заводской практике эти термопары применяют без компенсационных проводов, что существенно упрощает эксплуатацию термоэлектрических пирометров.

Проволоку электродную для термопар ТПР 30/6 и ТПП-1 промышленность выпускает серийно диаметрами 0,3 и 0,5 мм в бухте длиной 50 м. Наибольшее применение из всех изготавливаемых из неблагородных металлов и предназначенных для измерения высоких температур получили хромель — алюмелевые термопары. Основные преимущества этих термопар: сравнительная дешевизна, изменение термо-ЭДС с температурой практически линейное, высокая температурная чувствительность $\Delta e/\Delta t = 40$ мкВ/град. Последнее преимущество позволяет для измерения температур в комплекте с хромель — алюмелевой термопарой использовать милливольтметр с невысокой чувствительностью. Хромель — алюмелевыми термопарами при кратковременном их применении (от нескольких часов до 100 ч [18]) можно производить измерения до 1300 °С [37].

При температуре 1000 °С термо-ЭДС хромель — алюмелевой термопары составляет 41,3 мВ, что значительно выше, чем у платиновых. Весьма важно, что вследствие прямолинейного характера зависимости термо-ЭДС от температуры поправку на температуру свободного конца хромель — алюмелевой термопары можно производить, просто прибавляя эту температуру к показанию пирометра. Следовательно, если температура свободного конца термопары (окружающей среды) длительно не будет меняться, то и значение этой поправки будет неизменным. В таком случае стрелку отключенного измерительного прибора можно поставить корректором не на нуль, а на температуру,

соответствующую температуре свободных концов, и поправка будет вноситься автоматически. Перед изготовлением термопары хромелевые и алюмелевые электроды рекомендуется отжигать при температуре 800 °С; если проволока в бухте, то выдерживать при указанной температуре 1 ч. Отжиг позволяет почти полностью устранить местные неоднородности электродов, связанные с наличием в проволоке напряжений, возникших при волочении. Допустимая неоднородность для термоэлектродов диаметром 0,2 и 0,3 мм установлена 0,06 мВ при температуре испытания 600 °С [18].

При значительном удалении измерительного прибора от измеряемого термопарой объекта применяют компенсационные провода, комплектующиеся из хромелевой и алюмелевой проволок либо из медной и константановой. В первом случае хромелевый компенсационный провод (положительный) бывает в оплетке фиолетового цвета, а алюмелевый — черного. Во втором случае медный провод (положительный) в красной оплетке подключают к хромелевому электроду, а константановый (отрицательный) в коричневой оплетке — к алюмелевому электроду. Компенсационные провода для алюмель — хромелевых термопар комплектуют между собой так, чтобы термо-ЭДС, развиваемая между ними при температурах рабочего конца 100 °С и свободных концов 0 °С, составляла 4,1 мВ с допустимым отклонением $\pm 0,15$ мВ [18].

Подготовленные для изготовления термопары проволоки с одного конца сваривают при помощи небольшой угольной дуги. В качестве флюса обычно используют буру. В результате сварки необходимо получить равномерный шарик, причем как можно меньшего диаметра, так как чем больше шарик спая, тем больше тепловая инерция термопары. Например, удовлетворительным спаем при сварке электродов диаметрами по 0,5 мм будет шарик диаметром 1—1,2 мм. Если шарик таких размеров не получается, то сваренный электрод откусывают, и сварку производят вновь. При одновременном использовании нескольких термопар желательно получать спаи их приблизительно одинаковых размеров, хотя бы с отклонением в $\pm 0,2$ —0,3 мм. Около сваренного

шарика электроды не должны быть свиты даже на пол-оборота, так как свертка проводов увеличивает тепловую инерцию термопары. Термоэлектроды, помещаемые в заготовку, изолируют друг от друга двухканальной фарфоровой трубкой (соломкой).

Изготовленные термопары должны быть проградуированы по контрольной платиновой термопаре типа ТПП и образцовому прибору. Вследствие близкой к прямой зависимости термо-ЭДС от температуры градуировать платиновые или алюмель — хромелевые термопары достаточно через равные промежутки по трем-четырем температурам, начиная с 400—600 °С и выше. Для градуировки следует использовать муфельные трубчатые печи сопротивления с регулируемым напряжением, подаваемого на спираль печи. При этом необходимо обратить особое внимание на равенство температур свободных концов эталонной и градуируемой термопар. После градуировки строится зависимость термо-ЭДС термопары от температуры, а затем после проведения экспериментов по нагреву показания температуры соответственно корректируют.

Изготовленные так называемые искусственные термопары из стандартных термоэлектродов должны удовлетворять требованиям ГОСТ 3044—77. Для термопар типа ХА допустимая погрешность Δt при различных температурах t , регламентированная этим ГОСТом, не должна превышать следующих значений:

$t, ^\circ\text{C}$	$+\Delta t, ^\circ\text{C}$	$t, ^\circ\text{C}$	$+\Delta t, ^\circ\text{C}$
300	3,86	900	7,00
400	4,26	1000	7,72
500	4,69	1100	8,47
600	5,18	1200	9,39
700	5,74	1300	10,03
800	6,36		

При проведении экспериментальных работ по исследованию нагрева заготовок очень важен правильный монтаж термопар, который тесно связан с конструкцией самих опытных заготовок. Прежде всего, наиболее ответственный элемент монтажа — крепление в заготовке горячих спаев термопар. При скоростных методах нагрева приемлемы только два способа крепления спаев — конденсаторная сварка и зачеканка. Каждый из них

обладает своими достоинствами и недостатками и своими трудностями крепления. Одно из самых главных условий правильного монтажа термопар — плотное соединение спая с заготовкой. В этом отношении предпочтительна приварка каждого термоэлектрода без спая посредством разряда конденсатора или в крайнем случае приварка самого спая. При раздельной приварке термоэлектродов к заготовке расстояние между их концами должно быть примерно 1 мм [18]. В этом случае часть заготовки, находящаяся между концами электродов, входит в электрическую цепь термопары.

Как показывают испытания [18], изменение расстояния между концами приваренных электродов от 1 до 3 мм не вносит искажения в записанные на осциллографе кривые индукционного нагрева. Этот способ крепления термоэлектродов позволяет записывать процесс изменения температуры со скоростями более 2000 °C/с [24]. Однако при исследовании индукционного нагрева заготовок под штамповку такие скорости никогда не встречаются даже при ускоренном индукционном нагреве. При обычном индукционном методе максимальные скорости нагрева стальных заготовок диаметрами 15—20 мм составляют 200—300 °C/с. При нагреве же заготовок диаметрами от 30 до 150 мм с перепадами температур в 100—150 °C эти скорости колеблются в пределах 15—1,6 °C/с [8]. При ускоренном индукционном методе для заготовок больше 30 мм в диаметре и тех же условий максимальные скорости нагрева, исключая время изотермической стадии, составляют около 50—30 °C/с [55].

Способ крепления термоэлектродов приваркой хорош в тех случаях, когда приходится иметь дело с одной или с двумя термопарами и при свободном доступе для повторной приварки, например если термопары приваривают к свободной поверхности заготовки. Но если измерения должны производить четырем и более термопарами, электроды которых пропускаются через отверстия в заготовке, то создаются крайне трудные условия для их монтажа. Кроме того, часто сварка оказывается непрочной, и в процессе нагрева электроды отваливаются, что заставляет размонтировать заготовку,

а при этом нет гарантии исключения отрыва электродов других термопар.

С точки зрения прочности закрепления спаев термоэлектродов в заготовке более надежен способ зачеканки. В этом случае в месте установки спая заготовка сверлится на глубину, равную размеру спая, в направлении длины электродов диаметром таким, чтобы спай, будучи помещенным в это отверстие, в нем не болтался, а прилегал к стенкам достаточно плотно. Помещенный в отверстие спай зачеканивается с помощью острого керна. Вокруг спая на заготовке производят четыре-пять кернений так, чтобы спай был плотно зажат деформированным металлом, при этом надо иметь в виду, что слишком глубокие кернения создают «наплыв» металла на электроды поверх спая, что может привести к перерубанию электродов. После кернения необходимо с помощью борodka с плоским торцом заглянуть места, где были поставлены керны, что дополнительно сжимает спай.

В результате такого способа монтажа спая создается вполне надежное его закрепление, выдерживающее практически неограниченное количество нагревов заготовки, причем исследование разрезанной заготовки после нагрева по месту спая показывает, что почти вся его поверхность остается неокисленной; это подтверждает приемлемость данного способа для изучения температурных полей в заготовках при их скоростном нагреве.

Весьма важной характеристикой погрешности контактного метода измерения температур, осуществляемого посредством приварки, и зачеканки спая термопары, является переходное электрическое сопротивление в месте контакта спая с заготовкой. Авторы работы [26] указывают, что для снижения погрешности измерения температуры контактным методом прижим электродов без спая должен быть осуществлен давлением не менее 20—25 МПа. В этом случае переходное сопротивление хромель — алюмелевой термопары (независимо от рода стали заготовки) при нагреве ее до 400 °C составляет 0,021 Ом.

При измерении температур приборами, работающими с потреблением тока (милливольтметры, шлейфы осциллографов),

при прочих равных условиях на точность измерений влияет переходное сопротивление. В данном случае погрешность измерений

$$\Delta t = \frac{R_{\text{пер}}}{R_{\text{и.п}} + R_t + R_{\text{пер}}} 100, \quad (4.1)$$

где $R_{\text{пер}}$ — переходное сопротивление термоэлектродов или спая; $R_{\text{и.п}}$ — сопротивление измерительного прибора; R_t — сопротивление термопары (ее термоэлектродов).

Если внутреннее сопротивление измерительного низкоомного прибора в виде шлейфа осциллографа равно 6 Ом, а сопротивление термопары, непосредственно подключенной к этому прибору, 15 Ом, то при указанном переходном сопротивлении 0,021 Ом погрешность измерения, внесенная им, составит

$$\Delta t = \frac{0,21}{6 + 15 + 0,021} 100 = 0,09 \%$$

Если производить те же измерения термопарой с зачечаненным спаем и использовать милливольтметр класса I со шкалой 1300 °C внутренним сопротивлением 200 Ом, то при переходном сопротивлении 0,2 Ом погрешность измерений, вызванная этим сопротивлением, составит 0,093 %. Прибор с классом точности I обеспечит точность ± 13 °C. Следовательно, общая погрешность комплекта термопары и милливольтметра будет около $\pm 13,1$ °C. Основная доля погрешности здесь падает на класс милливольтметра.

Экспериментальные исследования показали, что переходное сопротивление зачечаненных спаев хромель — алюмелевых термопар с диаметром термоэлектродов 0,5 мм находится в пределах 0,11—0,2 Ом. Перед постановкой экспериментальных работ по нагреву необходимо в местах зачеканки спаев измерять переходное сопротивление, и если требуется, подчеканить тот спай, у которого переходное сопротивление больше предусмотренного.

Переходное сопротивление и размер спая термопары могут оказывать влияние на ее тепловую инерцию. Исследовательских работ в этом направлении не проводилось и дать какие-то количественные соотношения нельзя, однако

контрольные работы показывают, что хромель — алюмелевые термопары с зачечаненными спаями диаметрами 1—1,3 мм и переходным сопротивлением около 0,15 Ом обеспечивают практически безынерционную запись температур на осциллографе со скоростью 300—330 °C/c [5]. Дополнительную погрешность в измерении температур может иногда вносить увеличение сопротивления термопары за счет нахождения части ее длины в индукторе поверх нагретых заготовок. Особенно это сказывается при измерении платина — платинородиевыми термопарами. Например, увеличение сопротивления термопары ПП длиной 1 м и диаметром термоэлектродов 0,5 мм составляет при 100 °C — 0,36 Ом; при 500 °C — 1,69 Ом; при 1000 °C — 3,13 Ом; при 1300 °C — 3,86 Ом.

При измерениях термопарами ХА увеличения сопротивления столь незначительны, что они даже не регламентируются ГОСТом.

4.3. Конструкция опытных заготовок для исследования температурных полей

При индукционном нагреве цилиндрических заготовок, расположенных в индукторе концентрично, температурные поля в их диаметральной сечении характеризуются сложными кривыми. Для обработки давлением изучение их представляет особый интерес, так как распределение температурного поля в конце периода нагрева отражает степень равномерности нагрева заготовки. С достаточной достоверностью эти температурные поля можно построить на основании измерения температур в различных точках поперечного сечения заготовки только с помощью термопар, смонтированных в заготовке специальной конструкции [5]. Необходимость заготовки специальной конструкции объясняется рядом требований, которые следует соблюдать при эксперименте. Во-первых, рабочие концы термопар (спай) не должны быть размещены на свободном торце заготовки, так как за счет концевой инерции и теплоотдачи в окружающую среду температурное поле будет искажаться. Следовательно, для исключения влияния

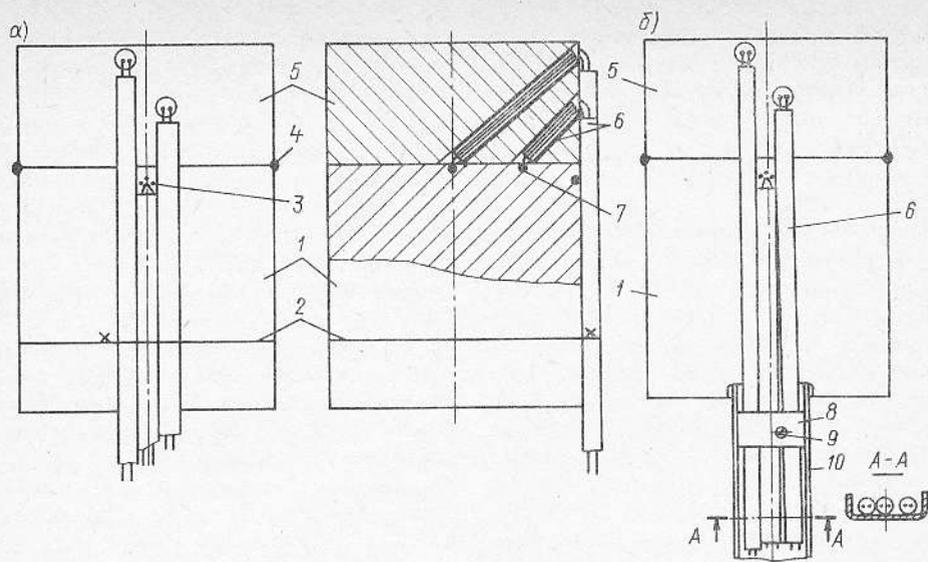


Рис. 4.1. Конструкция заготовок для исследования температурных полей при индукционном периодическом (а) и методическом (б) нагревах

этих факторов спай надо углубить внутрь заготовки, а это можно сделать, если последнюю разрезать. Во-вторых, требуется вывести термоэлектроды на поверхность заготовки с минимальным нарушением ее сплошности и исключением причин, могущих исказить температурное поле в сечении. В связи с этим в одной из частей заготовки просверливают отверстия возможно меньшего диаметра для вывода изолированных термоэлектродов.

Таким образом, экспериментальная заготовка [5] должна состоять из двух частей (рис. 4.1): основной 1, в которой монтируют спай термопар, и головки 5, через отверстия в которой выводят термоэлектроды. Соотношение длин частей заготовки выбирается 1/3 или 1/4 в зависимости от количества монтируемых термопар. Спаи 7 термопар можно расположить по сечению заготовки на одном радиусе или диаметре и на разных в зависимости от размера диаметра заготовки и количества устанавливаемых термопар. Торцы сочленяемых частей 1 и 5 должны быть хорошо обработаны, чтобы соприкосновение их было плотным.

Заготовку собирают следующим образом. Первоначально на подготовленные термопары надевают двухканальные фарфоровые трубки 6 длиной, примерно рав-

ной длине отверстий в головке 5. После этого изготавливают спай термопар и зачеканивают их в соответствующих точках торца части 1 (рис. 4.1, а). Термоэлектроды с одетыми трубками пропускают через отверстия в головке 5. Части заготовки 1 и 5 складывают и сжимают струбциной. Если в местах зачеканки имеются выступы, мешающие плотному прилеганию головки 5 к торцу основной части 1, то их надо заглаживать либо зачеканкой, либо шабером. Сжатые струбциной части 1 и 5 сваривают двумя небольшими прихватками 4, расположенными по диаметру. Торчащие концы трубок из головки 5 обламывают заподлицо. В последнюю очередь зачеканивают спай термопары, измеряющей температуру поверхности заготовки в части 1, располагающийся приблизительно на расстоянии 8—10 мм от торца (кернение 3). После указанных операций надевают фарфоровые трубки и бусы на остальные части термопар.

Если заготовка предназначена для измерения температуры в неподвижном ее положении в индукторе, то трубки должны быть на 1—2 см длиннее заготовки (рис. 4.1, а). Остальную часть термоэлектродов, которая будет находиться в индукторе, изолируют бусами по возможности малого диаметра (2—2,5 мм).

Чтобы термопары с трубками не рассыпались, их стягивают хомутиком 2 из нихромовой проволоки диаметром 0,5—0,6 мм. Остальную часть термоэлектродов, выходящую из индуктора, изолируют хлорвиниловыми трубками.

Если заготовка предназначена для измерения температур при ее перемещении — методический нагрев (рис. 4.1, б), то к ее поверхности приваривают желоб 10 из тонкой полоски нержавеющей стали (12Х18Н9Т). В дно желоба 10 ввинчивают шурупы 9 для прижима накладок 8, количество которых зависит от длины желоба, а длина последнего должна быть несколько больше длины индуктора. При большой длине индуктора (более 1 м) желоб делается составным. Желоб необходим для предотвращения случайного деформирования термоэлектродов при перемещении заготовки через индуктор. Глубина его должна быть на 1—1,5 мм больше диаметра фарфоровых трубок, которые обычно изготавливают диаметром 3 мм. Отверстия в заготовке для этих трубок сверлят диаметром 3,5 мм под углами (рис. 4.1, а), которые рассчитывают для каждого случая расположения спаев и размера головки 5. Обычно рекомендуется располагать первый спай на расстоянии от поверхности заготовки, равном половине горячей глу-

бины проникновения тока частоты, которая выбрана для нагрева, второй — на середине радиуса заготовки, третий — в центре сечения, четвертый — на поверхности заготовки, отступаая от торца, как указывалось, на 8—10 мм (место кернения 3). Заготовки следует помещать в индуктор так, чтобы термоэлектроды располагались сверху.

На рис. 4.2 показаны в собранном виде заготовки, длина хромель — алюмелевых термоэлектродов которых 2,5 м, диаметр 0,5 мм. Если учесть основные факторы, влияющие на погрешность измерений температуры данными термопарами: градуировочную погрешность, переходное сопротивление, класс измерительного прибора, то при температурах заготовки 1250—1300 °С допустимая погрешность по среднеквадратичному

$$\Delta_t = \sqrt{10,03^2 + 0,121^2 + 13^2} \approx \pm 16,4 \text{ } ^\circ\text{C}.$$

Так как числовые значения указанных факторов взяты по максимуму, то действительная погрешность измерений температуры заготовки будет несколько меньше. Описанная конструкция заготовок для экспериментальных исследований температурных полей широко используется на заводе при индукционном нагреве, нагреве в пламенных печах и печах электросопротивления.

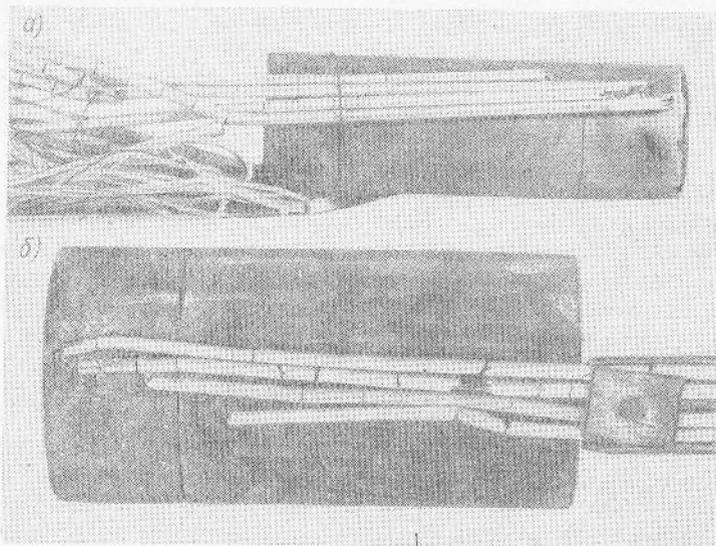


Рис. 4.2. Общий вид заготовок с термопарами: а — для исследования в неподвижном состоянии (периодический нагрев); б — при методическом нагреве

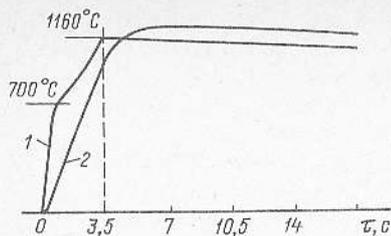


Рис. 4.3. Осциллограмма индукционного нагрева и остывания на воздухе заготовки из стали У10А; 1 — температура на поверхности; 2 — температура в центре

В качестве примера записи температуры на осциллографе типа Н-105 при индукционном нагреве заготовки диаметром 10 мм из стали У10А током частотой 66 кГц приведена осциллограмма на рис. 4.3. Средняя скорость нагрева составляла около 330 °С/с. Заготовка была изготовлена по рекомендуемой методике. Температуру измеряли термопарами ХА с диаметрами термоэлектродов 0,5 мм. Заготовку нагревали с перепадом температуры по сечению в 180 °С за 3,5 с, а затем из нее штамповали коническую деталь.

4.4. Минимальное время нагрева и методика проведения исследований

Термин «минимальное» время нагрева возник в конце 40-х годов, когда начали интенсивно внедрять индукционный метод в кузнечно-штамповочные цехи, и возник не случайно. Дело в том, что заготовку данных размеров можно нагреть индукционным методом в любое время — и за малое, и за большое, так как все зависит от заданных условий деформирования и ограничений, накладываемых на энергетические параметры процесса нагрева (КПД, расход энергии и т. п.). На время индукционного нагрева заготовки влияют различные факторы, к числу которых относятся геометрические размеры и форма сечения заготовки, химический состав ее металла, температура нагрева, перепад температур в начале и конце периода нагрева, частота тока, и, наконец, теплотехнические свойства футеровки индуктора.

В отечественной и зарубежной литературе до сих пор приводятся самые противоречивые данные времени индук-

ционного нагрева стальной заготовки одного и того же размера. Так, по данным различных авторов, время индукционного нагрева до температуры ковки стальной заготовки диаметром 50 мм при частотах 1000—3000 Гц составляет примерно 80 с [64]; 40 с [54]; 70 с [42]; 138 с [29].

Такую пестроту приводимых значений можно объяснить отсутствием единых определяющих факторов, ограничивающих тепловую и электрическую стороны процесса нагрева. В связи с этим и появился термин «минимальное» время нагрева.

В 1949—1950 гг. в НИИ ТВЧ им. проф. В. П. Володина автор провел систематизированные экспериментальные исследования индукционного нагрева заготовок различного диаметра из углеродистой конструкционной стали с использованием разных частот тока, которые позволили четко сформулировать требования, определяющие минимальное время индукционного нагрева, и получить зависимости его от частоты тока и размера диаметра заготовки, а также установить соответствующие ему энергетические параметры нагрева [7, 8]. Было предложено за минимальное время нагрева заготовок из углеродистой стали принимать такое время, которое получается при соблюдении следующих условий:

• достижения максимальной температуры 1250 °С в поверхностном слое, равном горячей глубине проникновения тока данной частоты;

• соблюдения перепада температур в 100 °С между максимальной температурой в поверхностном слое и центром сечения заготовки в конце периода нагрева;

• допущения максимального перепада температур по сечению заготовки, не превышающего 600 °С в период ее нагрева в области упругих деформаций;

• соответствия выбранной частоты тока условию (2.32);

• наличия в индукторе шамотной футеровки оптимальной толщины, обеспечивающей максимальный полный КПД индуктора.

Принципиально эти же условия ко времени индукционного нагрева предъявляют и сейчас, только отпал термин

«минимальное» время, так как при соблюдении указанных условий оно получается автоматически. Надо сказать, что если требования энергетики остаются в силе, то требования, относящиеся к условиям деформирования, следует пересмотреть в связи с появлением новых видов штамповки, например полугорячей, новых возможностей сочетания горячей и полугорячей штамповки. Рассмотрим правомерность перечисленных условий.

Первое условие — нагревать металл до температуры начала деформирования — обязывает соблюдать сама специфика горячей обработки давлением. В связи с тем, что индукционный нагрев неравномерный, для выполнения первого условия хотя бы один из слоев сечения заготовки должен иметь эту температуру.

Второе условие, регламентирующее определенную допустимую неравномерность нагрева по сечению, должно в равной степени относиться и к длине заготовки, что также зависит от специфики горячего деформирования металла.

Третье условие связано с температурными напряжениями, возникающими в сечении заготовки при скоростном нагреве. Однако с этим условием приходится считаться в довольно редких случаях. Температурные напряжения (см. п. 6.2), возникающие вследствие перепадов температур в 600°C , даже в заготовках диаметром 160 мм не превышают допустимых значений сопротивления отрыву [8]. Это условие следует учитывать при скоростном нагреве низкотеплопроводных высоколегированных сталей и сплавов при диаметрах заготовок, превышающих 200 мм.

Четвертое условие касается влияния изоляционных свойств футеровки на время нагрева: чем выше теплоизоляционные свойства футеровки, тем при прочих равных условиях время нагрева больше (см. рис. 3.4).

Экспериментальные работы по исследованию индукционного нагрева решают две тесно связанные задачи: электрическую и тепловую. Они не могут быть оторваны друг от друга, поэтому для правильных, экономически оправданных результатов исследователь должен достаточно глубоко вникнуть не только в специфику технологии деформирования,

но и в специфику электротехнических вопросов. Как правило, технологи — работники давлением, не учитывая возможностей индукционного нагрева, иногда задают необоснованно жесткие требования к соблюдению температурного режима нагрева заготовки с отклонениями в $20\text{—}30^{\circ}\text{C}$ при температурах в $1150\text{—}1250^{\circ}\text{C}$.

Следует считаться с тем, что в заводских условиях регистрация таких малых отклонений температур представляет определенные трудности, так как при обычно используемой измерительной аппаратуре они могут находиться в пределах погрешности измерений. Подобные отклонения возникают в результате нагрева заготовок с различными размерами в пределах допусков от номинала, нестабильности темпа толкания, наличия различной толщины окалины, искажающей оптические измерения, и т. п.

При исследовании индукционного нагрева заготовок необходимо фиксировать электрические и тепловые параметры нагрева. Обычно в процессе нагрева фиксируют следующие электрические параметры: напряжение источника высокой частоты (генератора), его силу тока и $\cos \varphi$, кроме того, мощность, отдаваемую генератором. Желательно фиксировать напряжение и силу тока индуктора. Тепловые параметры, которые следует фиксировать в процессе нагрева — это прежде всего температура в нескольких точках сечения нагреваемой заготовки (четыре-пять точек), температура воды, охлаждающей спираль индуктора, температура окружающей среды, расход воды через спираль индуктора, через направляющие и через батарею конденсаторов.

Перед экспериментальным исследованием фиксируют обязательно такие исходные параметры, как массу нагреваемых заготовок (взвешиванием), включенную емкость и мощность конденсаторной батареи, начальную температуру охлаждающей воды. Электрические и тепловые параметры необходимо фиксировать в процессе нагрева через равные промежутки времени, интервал которых выбирают в зависимости от общего времени нагрева и от рода приборов, регистрирующих тепловые параметры. Во всяком случае, когда надо измерять температуру

заготовки во времени, то количество замеров должно быть таким, чтобы они охватили все протекающие в металле физические процессы, связанные с внутренним превращением энергии. Число занятых в эксперименте человек зависит от методов измерений и наличия измерительных приборов. При исследовании нагрева в индукторе без автоматической записи показаний приборов требуется минимум 10—12 участников. При использовании автоматической записывающей аппаратуры для измерения температуры заготовки и воды число участников может быть снижено до четырех-пяти, которые должны быть заняты фиксированием электрических параметров нагрева.

Если есть возможность автоматической записи электрических параметров, то весь эксперимент может быть автоматизирован. Однако полная автоматизация записи всех параметров нагрева не всегда возможна даже в лабораторных условиях, так как часто появляются непреодолимые трудности, связанные с наводками паразитных ЭДС в измерительные цепи. В связи с этим во многих случаях приходится проводить эксперименты либо с записью показаний приборов вручную, либо, в крайнем случае, с автоматической записью температуры заготовки.

По результатам эксперимента прежде всего строят графическую зависимость температуры в различных точках сечения заготовки от времени. Такой график

устанавливает время нагрева при условии, что поверхностный слой сечения достиг нужной температуры и между максимальной температурой в этом слое и температурой центра достигнута допустимая разность. Обычно сразу получить график, удовлетворяющий условиям нагрева, не удается, поэтому производят минимум три нагрева с различными электрическими режимами, чтобы получить время нагрева при малом перепаде температур, значительно большим (в 1,5—2 раза) допустимого, и промежуточном. По полученным данным строят график зависимости времени нагрева данной заготовки от перепада температур по ее сечению, и уже из этого графика можно получить время нагрева при заданном перепаде температур (см. гл. 6). Графики распределения температурных полей по сечению в различные моменты времени получают перестроением основных графиков нагрева. По результатам нагрева, если требуется, строят графики зависимости электрических параметров от времени. Рекомендуется и температурные графики, и графики электрических параметров строить в одинаковом масштабе времени, что делает удобным сравнение изменений температур заготовки с изменениями в соответствующие моменты времени электрических величин. Далее по полученным результатам времени нагрева и другим данным эксперимента рассчитывают КПД, расход энергии и т. п.

Глава 5

МЕТОДЫ ПРИБЛИЖЕННОГО РАСЧЕТА ВРЕМЕНИ НАГРЕВА И УДЕЛЬНОЙ МОЩНОСТИ

5.1. Расчет на основании решения уравнения теплопроводности с учетом экспериментальной поправки на теплоотдачу

Методы расчета времени индукционного нагрева основаны на решении уравнения теплопроводности Фурье с правой частью. Распределение температуры во времени для случая одномерного про-

странства без учета теплоотдачи в окружающую среду описывается уравнением Фурье:

в прямоугольной системе координат

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} - a \frac{\partial^2 t}{\partial x^2} = \frac{a}{\lambda} \omega; \quad (5.1)$$

в цилиндрической системе координат

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} - a \left(\frac{\partial^2 t}{\partial x^2} + \frac{1}{x} \frac{\partial t}{\partial x} \right) = \frac{a}{\lambda} \omega, \quad (5.2)$$

где t — температура в точке x , достигшая значения за время τ , соответственно, $^{\circ}\text{C}$ и с ; a — температуропроводность материала, $\text{м}^2/\text{с}$; λ — теплопроводность, $\text{Вт}/(\text{м}\cdot^{\circ}\text{C})$; $\omega = f(x, \tau)$ — функция распределения плотности внутренних источников теплоты в материале, $\text{Вт}/\text{м}^3$.

Плотность внутренних источников теплоты представляется собой электромагнитную энергию, выделяющуюся в единицу времени в единице объема тела данной точки. Так как при индукционном нагреве под штамповку длина заготовки (заготовок) всегда в несколько раз больше диаметра (стороны квадрата), то с достаточным приближением температурное поле внутри заготовки можно считать однородным и, следовательно, описываемым выражением (5.1) или (5.2).

Время нагрева цилиндрических заготовок. В подавляющем большинстве случаев в качестве исходной заготовки при объемной штамповке используют цилиндрическую заготовку, поэтому первостепенный интерес представляет определение индукционного нагрева таких заготовок.

Необходимое время нагрева и удельную мощность при нагреве цилиндрической заготовки можно найти, решив уравнение (5.2) с учетом определенных допущений. Основное допущение — отсутствие теплоотдачи с поверхности заготовки, что в идеальном случае представляет наличие теплонепроницаемой изоляции вокруг боковой поверхности заготовки, т. е. на поверхности при $x=0$, $q=0$ тепловой поток равен нулю. Второе допущение — постоянство удельной мощности во время нагрева, что в общем справедливо только при нагреве парамагнитных металлов, а ферромагнитных — только при нагреве их выше точки Кюри ($p = \text{const}$). Третье допущение — независимость теплофизических свойств от температуры.

Считаются заданными радиус заготовки r , температура нагрева t , перепад температур между поверхностью и центром заготовки $\Delta t = t_n - t_{\text{ц}}$, глубина активного слоя ξ , в котором выделяется теплота. Для решения поставленной задачи сечение заготовки разбивают на два слоя: активный слой толщиной ξ , для которого $r - \xi \leq x \leq r$, и остальная часть — второй слой, для которого $0 < x \leq r - \xi$. Для

каждого слоя находят частные решения уравнения теплопроводности, позволяющие свести их к одному виду

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} - a \left(\frac{\partial^2 t}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial t}{\partial r} \right) = \frac{a}{\lambda} \omega. \quad (5.3)$$

При решении используют относительные величины: $\alpha = 1 - \xi/r$ — глубину активного слоя; $\beta = 1 - x/r$ — координату; $F_0 = a\tau/r^2$ — время (критерий Фурье).

Результат решения уравнения (5.3), приведенный в работе [17],

$$t = \frac{2\rho_{\text{н}}r}{\lambda} (F_0 + S). \quad (5.4)$$

Функция

$$S(\alpha, \beta, F_0) = -\frac{2\alpha}{1-\alpha^2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{J_1(v_n\alpha)}{v_n^3 [J_0(v_n)]^2} \times \\ \times J_0(v_n\beta) (1 - e^{-v_n^2 F_0}), \quad (5.5)$$

где J_0 и J_1 — функции Бесселя нулевого и первого порядков; значения v_n и функций Бесселя могут быть взяты из таблиц [56]; v_n — корни уравнения $J_1(v_n) = 0$.

При сквозном нагреве, как это имеет место для штамповки, критерий Фурье $F_0 > 0,2$, и практически можно считать, что функция S от его значения не зависит. Таким образом, $S(\alpha, \beta, F_0) \approx S(\alpha, \beta)$.

При $\beta > \alpha$

$$S(\alpha, \beta) = -\frac{\alpha^2}{8(1-\alpha^2)} (2\beta^2 + \alpha^2 - \\ - 3 - 4 \ln \beta); \quad (5.6)$$

при $\beta < \alpha$

$$S(\alpha, \beta) = \frac{\beta^2}{4} + \frac{\alpha^2}{8} + \frac{\alpha^2 \ln \alpha}{2(1-\alpha^2)}. \quad (5.7)$$

Глубинный нагрев характеризуется тем, что толщину поверхностного активного слоя можно приближенно (при $d > 5\Delta_r$ [49]) приравнять слою горячей глубины проникновения, т. е. $\xi \approx \Delta_r$, при этом

$$\alpha = 1 - \frac{\xi}{r} = 1 - \frac{\Delta_r}{r}.$$

Так как распределение температур по сечению заготовки перед ее деформированием всегда задано, т. е. заданы температуры поверхности и центра, то из выражения (5.4) можно исключить значение удельной мощности. На основании этого в работе [7] было получено выра-

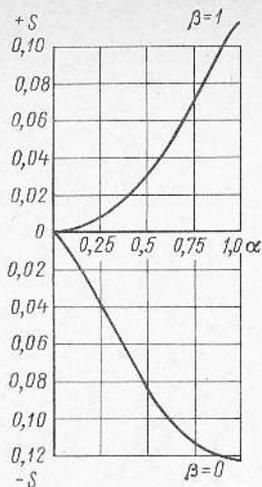


Рис. 5.1. График для определения функций S_1 и S_2 в зависимости от α и β

жение для расчета времени нагрева: при $x=0$, $\beta=1$ точка с искомой температурой находится на поверхности и тогда функция $S=S_1$; при $x=r$, $\beta=0$ точка с искомой температурой находится в центре сечения и функция $S=S_2$. Подставляя эти данные в выражение (5.4), получим формулы для вычисления температуры.

Температура на поверхности цилиндра за время τ

$$t_n = \frac{2\rho nr}{\lambda} (F_0 + S_1); \quad (5.8)$$

температура в центре сечения

$$t_u = \frac{2\rho nr}{\lambda} (F_0 + S_2). \quad (5.9)$$

После деления уравнения (5.8) на (5.9) находим формулу для расчета времени нагрева:

$$\frac{t_n}{t_u} = \frac{F_0 + S_1}{F_0 + S_2}. \quad (5.10)$$

Подставляя в формулу (5.10) выражение критерия Фурье, получим окончательно формулу для расчета времени нагрева

$$\tau = \frac{d^2}{4a} \frac{S_1 - (t_n/t_u) S_2}{(t_n/t_u) - 1}. \quad (5.11)$$

Значения функций S_1 и S_2 можно найти из рис. 5.1 или из табл. 5.1.

Многочисленные экспериментальные исследования индукционного нагрева заготовок различных диаметров из средне-

углеродистой стали при различных частотах тока (см. гл. 6), проведенные автором, показали, что расчет времени нагрева по формуле (5.11) дает в значительной мере завышенный результат, так как в ней не учитываются тепловые потери с поверхности нагреваемой заготовки. Для расчета времени нагрева при температурном перепаде в 100°C методом последовательных приближений был получен поправочный коэффициент, равный 2.

Если удвоенное значение перепада температур ввести в формулу (5.11), то результаты расчета времени нагрева получаются близкими к полученным экспериментально [7, 8].

После подстановки в выражение (5.11) значений температур $t_n=1250^\circ\text{C}$, $t_u=1050^\circ\text{C}$ и среднего значения температуропроводности при нагреве до $1200-1250^\circ\text{C}$, равного $6,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$, получим полуэмпирическую формулу для расчета времени нагрева углеродистых конструкционных сталей при допустимом перепаде температур по сечению заготовки в 100°C [8]:

$$\tau = 20,6 \cdot 10^4 d^2 (S_1 - 1,19S_2), \quad (5.12)$$

где τ — время, с; d — диаметр заготовки, м.

При соблюдении соотношения

$$3 \leq \frac{d}{\Delta r} \leq 6 \quad (5.13)$$

относительная погрешность времени нагрева, вычисленного по формуле (5.12), находится в пределах $0-5\%$.

При более широком диапазоне отношения

$$3 \leq \frac{d}{\Delta r} \leq 10 \quad (5.14)$$

Таблица 5.1

Значения функций S_1 и S_2 в зависимости от α и β при нагреве цилиндра [45]

α	S_1 при $\beta=1$	S_2 при $\beta=0$
1,0	0,1250	-0,1250
0,9	0,1013	-0,1237
0,8	0,0800	-0,1183
0,7	0,0613	-0,1100
0,6	0,0450	-0,0987

относительная погрешность времени нагрева, вычисленного по формуле (5.12), по сравнению с экспериментальным находится в пределах $0 \pm 20\%$.

Расхождение расчетного времени нагрева с экспериментальным можно видеть на рис. 5.2. Аналогичное расхождение наблюдается и при других частотах [7] (табл. 5.2). Как видно из рис. 5.2, расчетное время нагрева хорошо совпадает с экспериментальным и только при соотношениях (5.14) значительно расходится, однако нагрев заготовок при соотношениях (5.14) применяется сравнительно редко.

Необходимо заметить, что горячая глубина проникновения может быть $\Delta_r \leq 0,4r$ [49], и, следовательно, минимальная предельная величина $\alpha = 0,6$, поэтому в табл. 5.1 значения функций S_1 и S_2 вычислены только до этого предельного значения. Для более точного расчета времени нагрева приходится пользоваться значениями функций S_1 и S_2 и при $\alpha < 0,6$, которые можно взять из графика на рис. 5.1 либо вычислить по формулам (5.6) и (5.7). Для того чтобы проводить приближенные расчеты времени нагрева при других перепадах температур по сечению заготовок, которые

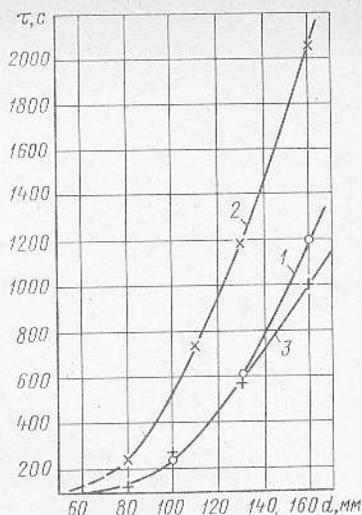


Рис. 5.2. Зависимость времени нагрева заготовок из конструкционной углеродистой стали при частоте тока 500 Гц от их диаметра (максимальная температура нагрева 1250 °С; конечный перепад температур по сечению 100 °С):

1 — эксперимент; 2 — расчет по формуле (5.11) без учета поправки на теплоотдачу; 3 — расчет по формуле (5.12) с учетом поправки на теплоотдачу

могут быть заданы в пределах $200^\circ > \Delta t > 100^\circ$, необходим другой поправочный коэффициент для учета теплоотдачи:

Таблица 5.2

Экспериментальные и расчетные значения времени и полезной удельной мощности при индукционном нагреве заготовок из углеродистой стали

f, Гц	d, см	Эксперимент				Расчет				
		τ, с	Δ _r , см	Δt, °С	p _н , Вт/см ²	τ, с	p _н , Вт/см ²	F ₀	Δt, %	Δp, %
500	10	336	2,5	50	51	382	49,5	0,98	-13,6	2,9
	10	216		120	77	249	74,6	0,64	-1,5	3,1
	16	1376		80	19,6	1162	25,6	1,16	15	-30,6
	16	388		130	28	926	31,5	0,93	6,2	-1,3
2000	6,4	144	1,25	75	75	162	74	1,01	-1,3	-1,3
	6,4	117		120	90,5	127	93	0,79	-7,8	-2,7
	10,6	600		90	29,5	534	36,4	1,22	11	-23
	10,6	337		180	45	366	52	0,83	-8,6	-15
2500	6	322	1,0	35	30	269	42	1,91	16	-40
		175		90	54	158	70	1,12	9,7	-29
6000	2,5	14	0,72	85	299	14,7	322	0,60	-5	-7,7
	2,5	13		120	306	12,8	362	0,53	1,5	-18
	4,5	110		70	68,4	127	67	1,60	-15	2
	4,5	90		100	83	78	107	0,98	6	-28

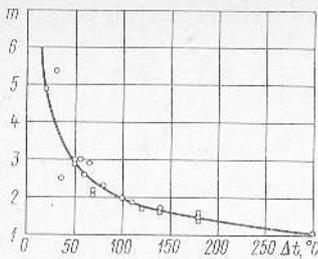


Рис. 5.3. Зависимость поправочного коэффициента m от заданного температурного перепада

Этот поправочный коэффициент m был получен на основании экспериментов (рис. 5.3). На основании заданного перепада температур Δt по графику на рис. 5.3 находят поправочный коэффициент m , умножая на который значение заданного перепада, определяют перепад $\Delta t'$, который бы имел место при отсутствии теплоотдачи:

$$\Delta t' = m \Delta t. \quad (5.15)$$

По полученному значению перепада температуры $\Delta t'$ определяют температуру центра заготовки

$$t_{\text{ц}} = t_{\text{н}} - \Delta t' = 1250 - \Delta t'. \quad (5.16)$$

Получают требуемое отношение температур $t_{\text{н}}/t_{\text{ц}}$ для подстановки в формулу (5.11).

Полезная удельная мощность при нагреве цилиндрических заготовок. Полезную удельную мощность рассчитывают по выражению (5.8) или (5.9). Так как основной величиной, заданной условием деформирования металла, является температура поверхности заготовки, то удобнее пользоваться выражением (5.8), из которого получаем

$$p_{\text{п}} = \frac{\lambda t_{\text{н}}}{d (F_0 + S_1)}. \quad (5.17)$$

Рассчитанная по формуле (5.17) полезная удельная мощность будет средней за цикл горячего режима вследствие того, что значение функции S_1 выбирают, исходя из относительной координаты α , получающейся в результате условного принятия равенства активного слоя горячей глубине проникновения и неизменности его за весь период нагрева. Это обстоятельство может сказаться на точности расчета полезной удельной мощности при нагреве ферромагнитного материала и

тем сильнее, чем больше отношение времени нагрева до точки Кюри к общему времени всего цикла. Правда, в формулу (5.17) входит «сглаживающий элемент» — время всего цикла нагрева, содержащийся в критерии Фурье, но все же решающего значения он не имеет. При нагреве парамагнитных материалов данное обстоятельство почти не оказывает влияния на точность расчета удельной мощности, так как нагрев этих материалов протекает в условиях действительно примерного равенства глубины активного слоя слою горячей глубины проникновения на всем протяжении цикла нагрева.

Ниже приведен пример расчета для одного из режимов нагрева, содержащегося в табл. 5.2.

Пример 5.1. Рассчитать время нагрева и полезную удельную мощность при нагреве заготовки из углеродистой стали 45 диаметром 160 мм длиной 500 мм при частоте тока 500 Гц. Температура нагрева 1250 °С, допустимый перепад температур по сечению в конце периода нагрева 80 °С. Горячая глубина проникновения тока данной частоты в углеродистую сталь составляет 25 мм. Теплофизические свойства стали (средние): теплопроводность 40 Вт/(м·°С); теплоемкость при нагреве от 20 до 1250 °С 0,651 кДж/(кг·°С); температуропроводность $6,4 \cdot 10^{-6}$ м²/с.

Прежде всего рассчитываем относительную координату

$$\alpha = 1 - \frac{\Delta_r}{r} = 1 - \frac{25}{80} = 0,69.$$

На основании значения относительной координаты находим значения функций S_1 и S_2 . По табл. 5.1 интерполированием определяем значение функции для поверхности (при $\beta=1$) $S_1=0,0596$ и для центра (при $\beta=0$) $S_2=-0,1089$. Для учета теплоотдачи из графика на рис. 5.3 при заданном перепаде температур в 80 °С получаем поправочный коэффициент $m=2,2$. Поправочный перепад температур

$$\Delta t' = 2,2 \cdot 80 = 176 \text{ } ^\circ\text{C}.$$

Температура центра заготовки при этом

$$t_{\text{ц}} = 1250 - 176 = 1074 \text{ } ^\circ\text{C}.$$

Подставляя в формулу (5.11) все необходимые значения, получаем

$$\tau = \frac{0,16^2 (0,0596 + 1250 - 0,1089/1074)}{4 \cdot 6,4 \cdot 10^{-6} (1250/1074) - 1} = 1162 \text{ с}.$$

Относительная погрешность рассчитанного к экспериментальному времени нагрева составляет 15 %, что можно считать вполне допустимым. Для расчета полезной удельной мощ-

ности необходимо определить значение критерия Фурье F_0

$$F_0 = \frac{a\tau}{r^2} = \frac{6,4 \cdot 10^{-6} \cdot 1162}{6,4 \cdot 10^{-3}} = 1,16.$$

По формуле (5.17)

$$p_n = \frac{40 \cdot 1250 \cdot 10^{-4}}{0,16 (1,16 + 0,0596)} = 25,6 \text{ Вт/см}^2.$$

Относительная погрешность, рассчитанная к экспериментальному значению полезной удельной мощности, составляет 30,6%. Как показывает анализ табл. 5.2, относительная погрешность расчетного значения полезной удельной мощности, полученного по формуле (5.2), в отдельных случаях достигает 30—40%.

Располагая значением времени нагрева, более точно полезную удельную мощность можно рассчитать через теплосодержание заготовки, воспользовавшись формулой (2.24). Масса нагреваемой заготовки

$$G = \frac{\pi d^2}{4} l \gamma = \pi \frac{256}{4} 50 \cdot 7,8 \cdot 10^{-3} = 78,3 \text{ кг.}$$

С учетом размеров заготовки полезная удельная мощность

$$p_n = \frac{cGt_{\text{сп}}}{\pi d l t} = \frac{0,651 \cdot 78,3 \cdot 1190 \cdot 10^{-3}}{\pi \cdot 16 \cdot 50 \cdot 1162} = 20,7 \text{ Вт/см}^2.$$

В этом случае относительная погрешность значительно меньше: всего 5,6 вместо 30,6%.

Таким образом, изложенная методика расчетов времени нагрева и полезной удельной мощности — главных параметров при разработке технологического процесса штамповки — весьма проста и не требует значительных затрат времени.

Так как любой разработанный технологический процесс подлежит корректировке в процессе его внедрения, погрешность расчетных параметров процесса, составляющая в среднем для времени нагрева менее $\pm 10\%$, а для удельной мощности меньше $\pm 15\%$ вполне может устроить производственника.

Время нагрева заготовок прямоугольного сечения. Время нагрева заготовок прямоугольного сечения рассчитывают различным образом в зависимости от формы сечения. Если заготовка имеет квадратное поперечное сечение, то все расчеты параметров, в том числе и времени нагрева, производят по площади квадрата, приведенной к эквивалентной площади круга. Как известно, также рассчитывают исходные заготовки для

штамповки поковок при замене круглого сечения на квадратное. На основании равенства площадей поперечных сечений круга и квадрата, сторона которого задана, определяют эквивалентный диаметр круга. И таким образом для приведенной заготовки рассчитывают время нагрева и другие необходимые параметры, в том числе на этом основании производят и расчет самого индуктора. Справедливость данной методики подтверждается исследованиями [4].

Методика расчета времени нагрева по эквивалентной площади остается более или менее справедливой для сравнительно узких пластин, для которых соблюдается зависимость отношения толщины к ширине

$$1 \leq \sigma_n/b \leq 2 \div 3. \quad (5.18)$$

В случае нагрева широких пластин в индукторах с овальным или прямоугольным окном считают, что теплота распространяется только с двух широких сторон, поэтому расчет производят по той же основной формуле (5.11). Более подробно материал изложен в работе [49].

5.2. Расчет на основании закона теплового подобия

Теория подобия заключается в том, что, располагая определенными соотношениями между рядом величин, выражаемых математическими уравнениями, можно, не прибегая к решению этих уравнений, находить те же зависимости между другими аналогичными величинами. Для задач о подобных температурных полях основным уравнением, связывающим эти поля рядом величин, является уравнение теплопроводности Фурье:

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = a \frac{\partial^2 t}{\partial x^2}. \quad (5.19)$$

Закон теплового подобия определяет условия, при которых геометрически и механически подобные системы будут подобными и в тепловом отношении.

Предположим, имеются две подобные между собой системы. Тогда для первой системы будем иметь уравнение теплопроводности (5.19), а для второй соответственно

$$\frac{\partial t'}{\partial \tau'} = a' \frac{\partial^2 t'}{\partial x'^2}. \quad (5.20)$$

На основании подобия тепловых процессов можно записать:

$$\frac{t'}{t} = n_t; \quad \frac{\tau'}{\tau} = n_\tau; \quad \frac{a'}{a} = n_a. \quad (5.21)$$

Заменяя переменные второй системы в уравнении (5.20) через переменные первой, получим

$$\frac{n_t}{n_\tau} \frac{\partial t}{\partial \tau} = \frac{n_a n_t}{n_x^2} a \frac{\partial^2 t}{\partial x^2}. \quad (5.22)$$

Из условия тождественности уравнений (5.19) и (5.22) находим

$$\frac{n_t}{n_\tau} = \frac{n_a n_t}{n_x^2} \quad \text{или} \quad \frac{n_a n_\tau}{n_x^2} = 1. \quad (5.23)$$

Подставив теперь вместо констант подобия их значения из выражений (5.21) в выражение (5.23), получим

$$\frac{a\tau}{x^2} = \frac{a'\tau'}{x'^2} \quad \text{или} \quad \frac{a\tau}{x^2} = Fo = \text{idem}. \quad (5.24)$$

Найден критерий теплового подобия Фурье, которым уже оперировали.

Таким образом, теория подобия позволяет, не интегрируя дифференциальных уравнений, получать из них критерии подобия и устанавливать критериальные зависимости, справедливые для всех подобных между собой процессов.

Из выражения (5.24) следует: если известно распределение температур при нестационарном процессе в теле какой-либо формы, например в цилиндрическом радиусом r , то, пользуясь коэффициентами подобия, можно определить температуры в другом цилиндрическом теле радиусом, в n раз большим или меньшим. Кроме того, если известны время нагрева одного цилиндра и удельная мощность для его нагрева, то можно определить эти параметры для цилиндра других размеров.

Коэффициенты подобия, необходимые для соответствующих расчетов, следующие:

для геометрических размеров тел

$$x' = nx$$

или

$$r' = nr;$$

для времени нагрева

$$\tau' = n^2 \tau;$$

для удельной мощности

$$p' = \frac{1}{n} p;$$

для частоты тока

$$f' = \frac{1}{n} f.$$

(5.25)

При соотношениях (5.25) необходимо соблюдение следующих условий:

равенство температур нагрева

$$t' = t;$$

равенство перепадов температур по сечению в конце периода нагрева

$$\Delta t' = \Delta t; \quad (5.26)$$

одинаковые материалы тел, т. е. равенство коэффициентов температуропроводности материалов,

$$a' = a$$

и, наконец, равенство термических КПД

$$\eta'_t = \eta_t.$$

Возможно решение задач и другого характера, связанных с изменением температуропроводности материала. При этом также используется критерий Фурье. Например, если $r' = r$, то можно записать

$$a'\tau' = a\tau. \quad (5.27)$$

Из равенства (5.27) можно определить время нагрева заготовки из другого материала, если известны коэффициенты температуропроводности материалов и время нагрева одного из них. Правда, такая задача усложняется тем, что температуры верхнего предела (начала деформирования) различных металлов различны, а теория подобия предусматривает обязательное выполнение условия равенства температур нагрева. Чаще встречаются задачи, ставящие цель определить время нагрева данной заготовки при использовании другой частоты тока вместо заданной, при которой все параметры нагрева заготовки известны. Результаты решения таких задач хорошо соответствуют экспериментальным данным. Для подтверждения этого рассмотрим некоторые примеры. В качестве основного экспериментального материала используем обобщенные графические за-

висимости времени нагрева и полезной удельной мощности от частоты тока и диаметра заготовки (см. рис. 6.3 и 6.4).

Пример 5.2. Заготовка из углеродистой стали диаметром 25 мм при частоте тока $f=6000$ Гц нагревается за время $\tau=13,5$ с. Температура в поверхностном слое 1250 °С, перепад температур по сечению 100 °С (см. рис. 6.3 и 6.4). Полезная удельная мощность $p_n=0,3$ кВт/см². Определить время нагрева и полезную удельную мощность, при которых заготовка в n раз большего диаметра при частоте тока $f'=2000$ Гц будет иметь то же распределение температурных полей по сечению.

Так как частоты тока известны, то находим коэффициент подобия n :

$$\frac{f'}{f} = \frac{1}{n^2}; \quad n^2 = \frac{6000}{2000} = 3; \quad n = 1,73.$$

Диаметр новой заготовки, которая должна быть нагрета током частотой 2000 Гц,

$$d' = nd = 1,73 \cdot 25 = 43,2 \text{ мм.}$$

Время нагрева новой заготовки при частоте тока $f'=2000$ Гц

$$\tau' = n^2 \tau = 3 \cdot 13,5 = 40,5 \text{ с.}$$

Полезная удельная мощность

$$p'_n = \frac{1}{n} p_n = \frac{1}{1,73} 0,3 = 0,173 \text{ кВт/см}^2.$$

По рис. 6.3 для частоты тока 2000 Гц время нагрева заготовки диаметром 43,2 мм составляет 40 с. Удельная мощность для нагрева заготовки диаметром 43,2 мм при частоте 2000 Гц по рис. 6.4 составляет 0,174 кВт/см².

Таким образом, совпадение результатов расчетов времени нагрева и удельной мощности очень хорошее. Относительная погрешность для времени нагрева составляет около -1,3%, а для полезной удельной мощности около +0,5%.

Рассмотрим другой пример, в котором фигурируют частоты тока 2000 и 500 Гц.

Пример 5.3. Заготовка из углеродистой стали диаметром 50 мм при частоте тока 2000 Гц нагревается за время $\tau=58$ с (см. рис. 6.3), при этом полезная удельная мощность (см. рис. 6.4) составляет $p_n = 0,133$ кВт/см². Температура нагрева 1250 °С, перепад температур по сечению 100 °С. Определить время нагрева и полезную удельную мощность, при которых заготовка в n раз большего диаметра при частоте тока $f'=500$ Гц будет иметь то же распределение температур по сечению. Коэффициент подобия находим из отношения частот тока:

$$\frac{f'}{f} = \frac{1}{n^2}; \quad n^2 = \frac{2000}{500} = 4; \quad n = 2.$$

Диаметр заготовки, которая должна нагреваться током частотой $f'=500$ Гц,

$$d' = nd = 2 \cdot 50 = 100 \text{ мм.}$$

Время нагрева заготовки диаметром 100 мм при частоте 500 Гц

$$\tau' = n^2 \tau = 4 \cdot 58 = 232 \text{ с.}$$

По графику на рис. 6.3 при частоте 500 Гц экспериментальное время нагрева заготовки диаметром 100 мм составляет $\tau=240$ с. Полезная удельная мощность при нагреве заготовки диаметром 100 мм и частоте тока 500 Гц

$$p'_n = \frac{1}{n} p_n = \frac{1}{2} 0,133 = 0,067 \text{ кВт/см}^2.$$

По графику на рис. 6.4 экспериментальное значение полезной удельной мощности при нагреве заготовки диаметром 100 мм и частоте 500 Гц составляет 0,068 кВт/см².

Как видим, относительная погрешность расчетных значений времени нагрева и полезной удельной мощности в сравнении с экспериментальными величинами составляют соответственно 3 и 1,4%. Результаты расчетов времени нагрева и полезной удельной мощности подтверждают целесообразность использования теории подобия.

При штамповке крупных поковок, круглых в плане и близких к ним, типа шестерен с фланцами и без них, дисков турбин и т. п., изготавливаемых осадкой в торец, используются исходные заготовки в виде блюмов (квадратного сечения) со стороной квадрата более 200 мм. Такие заготовки должны нагреваться током промышленной частоты 50 Гц. В этом случае может встретиться задача расчета времени нагрева и полезной удельной мощности по какой-нибудь эталонной заготовке, для которой известны все параметры нагрева. При решении подобной задачи опять-таки возможно применение теории подобия. Поясним это на конкретном примере.

Пример 5.4. Предположим, требуется нагревать блюмы из углеродистой стали со стороной квадрата 250×250 мм и длиной 600 мм при частоте тока 50 Гц. Цикл штамповки продолжается 5 мин. Необходимо рассчитать время нагрева и полезную удельную мощность, а также полную мощность, потребляемую индуктором, его длину и диаметр спирали для обеспечения заданной производительности. Температура нагрева заготовок 1250 °С, перепад температур по их сечению 100 °С.

В качестве эталонных частот возьмем две частоты 500 и 2000 Гц, для которых параметры нагрева различных заготовок заданы в виде графиков на рис. 6.3 и 6.4. Эталонную частоту тока обозначим \bar{f} , а параметры нагрева при этой частоте — через $\bar{\tau}$

Таблица 5.3

Результаты расчетов параметров нагрева заготовки диаметром 282 мм методом подобия при эталонных частотах

Эталонная частота тока f , Гц	Время нагрева τ , с	Полезная удельная мощность ρ'_n , кВт/см ²	Относительная погрешность, %	
			для времени нагрева	для удельной мощности
500	1810	0,0275	0,5	6,9
2000	1800	0,0256		

и ρ_n . Заданная частота и параметры нагрева при ней соответственно f' , τ' , ρ'_n .

Расчет при эталонной частоте $f=500$ Гц производим по эквивалентному диаметру заготовки

$$d = 2a \sqrt{\frac{1}{\pi}} = 2 \cdot 250 \sqrt{\frac{1}{\pi}} = 282 \text{ мм.}$$

Коэффициент подобия из соотношения частот тока

$$n^2 = \frac{f}{f'} = \frac{500}{50} = 10; \quad n = 3,16.$$

Диаметр эталонной заготовки, параметры нагрева которой при частоте тока 500 Гц известны,

$$d = \frac{d'}{n} = \frac{282}{3,16} = 89 \approx 90 \text{ мм.}$$

Округление производим для удобства оперирования графиками.

Теперь по графикам на рис. 6.3 и 6.4 для частоты 500 Гц находим параметры $\tau=181$ с и $\rho_n=0,087$ кВт/см².

Определим параметры нагрева заданной заготовки в виде бляма при частоте тока 50 Гц.

Время нагрева

$$\tau' = n^2 \tau = 10 \cdot 181 = 1810 \text{ с.}$$

Полезная удельная мощность

$$\rho'_n = \frac{1}{n} \rho_n = \frac{1}{3,16} \cdot 0,087 = 0,0275 \text{ кВт/см}^2.$$

Произведем подобные расчеты при другой эталонной частоте $f=2000$ Гц и посмотрим, какова будет погрешность расчетных параметров.

Коэффициент подобия

$$n^2 = \frac{f}{f'} = \frac{2000}{50} = 40; \quad n = 6,32.$$

Новый эталонный диаметр заготовки

$$d = \frac{d'}{n} = \frac{282}{6,32} = 44,6 \approx 45 \text{ мм.}$$

По графикам на рис. 6.3 и 6.4 эталонные параметры нагрева заготовки диаметром 45 мм при частоте тока 2000 Гц $\tau=45$ с; $\rho_n=0,162$ кВт/см².

Параметры нагрева заданной заготовки диаметром 282 мм при частоте тока 50 Гц будут:

$$\tau' = n^2 \tau = 40 \cdot 45 = 1800 \text{ с;}$$

$$\rho'_n = \frac{1}{n} \rho_n = \frac{1}{6,32} \cdot 0,162 = 0,0256 \text{ кВт/см}^2.$$

Независимо от принимаемой эталонной частоты тока конечные результаты расчетных параметров нагрева заданной заготовки должны совпадать. Результаты расчетов занесены в табл. 5.3.

Как можно заключить из табл. 5.3, сходимость результатов расчетов по обеим эталонным частотам хорошая. Чтобы обеспечить заданную производительность, необходимое число заготовок в индукторе должно быть

$$\frac{\tau'}{5 \cdot 60} = \frac{1800}{5 \cdot 60} = 6 \text{ шт.}$$

На основании зависимости (2.17) длина индуктора

$$L = 6 \cdot 600 + 2 \cdot 282 \approx 4200 \text{ мм.}$$

Внутренний диаметр спирали на основании (2.16)

$$D = 1,6d = 1,6 \cdot 282 \approx 450 \text{ мм.}$$

Если ориентировочно принять термический КПД индуктора равным 0,9, а электрический — 0,7, то потребляемая индуктором мощность

$$P_n = \frac{\rho'_n \pi d l}{\eta_{\text{т}} \eta_{\text{э}}} = \frac{0,0256 \pi \cdot 28,2 \cdot 360}{0,9 \cdot 0,7} = 1295 \text{ кВт.}$$

Другие методы расчета. С другими аналитическими методами расчета времени нагрева и удельной мощности, разработанными на основании решения уравнения теплопроводности, можно ознакомиться в работах [22, 31, 35, 57, 58, 59, 60]. Наибольшего внимания заслуживает оригинальный метод разработанный в работе [35].

Автор работы [57] представляет аналитическое решение уравнения теплопроводности (5.3) без учета теплоотдачи в виде, сходном с (5.10); приводит некоторые значения функций S_1 и S_2 при различных соотношениях r/Δ_r .

Автор работ [58—60] также аналитически решает уравнения теплопроводности с внутренними источниками тепла. В приведенном решении учитывается мощность потерь на излучение.

В работе [58] даны экспериментальные графики нагрева при частотах 960 и 3600 Гц, которые достаточно удовлетворительно соответствуют расчетным данным автора. В ряде работ не учитывается наличие в сечении заготовки слоя с более высокой температурой, чем на поверхности. В связи с этим результаты расчета времени нагрева и распределения температурных полей не отражают действительной картины. Кроме того, в некоторых исследованиях

недостаточно правильно поставлена техника измерения температур термопарами, например в работе [61]. В этой работе спай термопар не зачеканивались и не приваривались, что и дало погрешности в экспериментальном определении времени нагрева. В данном случае получилось, что заготовка из стали 45 диаметром 60 мм при частоте тока 2000 Гц и перепаде температур по сечению в 110 °С нагревается до температуры 1250 °С за 198 вместо 100 с (см. рис. 6.3).

Глава 6

НАГРЕВ УГЛЕРОДИСТЫХ СТАЛЕЙ

6.1. Особенности нагрева

Углеродистые стали, как и другие ферромагнитные металлы, проявляют при индукционном нагреве характерные особенности, которые в значительной мере отражаются на распределении температурных полей в сечении заготовки, на тепловых и электрических параметрах режима нагрева.

Рассмотрим эти особенности на примере температурно-временного графика нагрева заготовки из стали 45 (рис. 6.1,а), тепловые и электрические параметры которого приведены в табл. 6.1.

Подъем температуры и распределение температурных полей в сечении заготовки. При включении тока в разных точках сечения температура начинает расти с различной скоростью: скорость роста температуры центральных точек сечения заготовки значительно отстает от скорости роста температуры поверхности. Особенно это заметно в период нерегулярного режима ($F_0 \approx 0,13$), который заканчивается в момент начала линейного подъема температуры центра заготовки. На рис. 6.1,а продолжительность нерегулярного режима приблизительно 60 с после начала нагрева. Далее начинается регулярный режим, характеризующийся почти линейной зависимостью роста температуры всех точек сечения от времени. Так как основная часть энергии выделяется в поверхностном слое заготовки, то и температура поверх-

ностного слоя (кривые 1 и 2) растет с наибольшей скоростью, что продолжается до момента потери этим слоем своих магнитных свойств (760—800 °С). Относительная магнитная проницаемость поверхностного слоя при точке Кюри резко снижается до значения, равного единице, в результате чего поглощение энергии слоем также резко падает (кривая 8).

К концу этого периода перепад температур в сечении заготовки максимален. Как видно из рис. 6.1,а, максимальный перепад температур по сечению заготовки в 490 °С (кривая 5) достигается через 80 с с момента начала нагрева. При температуре 760—800 °С подъем температуры поверхности резко замедляется и при нормальных режимах (соответствующих получению конечного перепада температур по сечению заготовки в 100—120 °С) на кривой температуры поверхности наблюдается площадка.

Температура глубоких слоев заготовки поднимается непрерывно за счет теплопроводности. Явно выраженная площадка на кривых температур центральных слоев заготовки, как правило, не появляется. Равномерность подъема температуры центральных слоев искажается главным образом за счет уменьшения перепада температуры и остановки ее подъема на поверхности заготовки. В этот период тепловая мощность, выделяемая в поверхностном слое, примерно равна отводимой во внутренние слои.

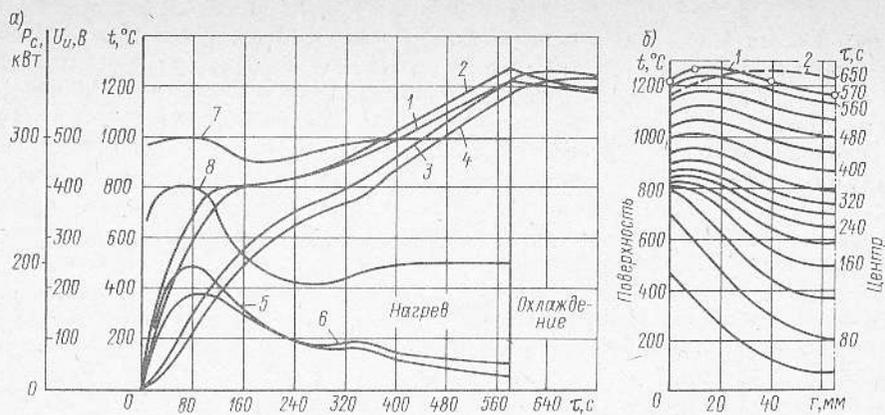


Рис. 6.1. Нагрев заготовки диаметром 130 мм из стали 45 при частоте тока 500 Гц: а — температурно-временной график; б — распределение температурных полей:

1 — температура на поверхности; 2 — на глубине 10 мм; 3 — на глубине 40 мм; 4 — в центре сечения; 5, 6 — разность температур между 1 и 4, 2 и 4 соответственно; 7 — напряжение на индукторе; 8 — мощность, поглощаемая из промышленной сети

Таблица 6.1

Тепловые и электрические параметры нагрева заготовки из стали 45 при частоте 500 Гц

Время нагрева τ , с	Мощность из промышленной сети $P_{с}$, кВт	Ток, А		Напряжение индуктора $U_{и}$, В	Параметры
		генератора $I_{г}$	индуктора $I_{и}$		
40	250	470	980	500	$d = 130$ мм $l = 500$ мм $D = 288$ мм $L = 700$ мм $\omega = 50$ $f = 500$ Гц $t_{в,н} = 12,5$ °C $t_{в,к} = 26$ °C $q = 0,57$ л/с $P_{с} = 213$ кВт $P_{з,к} = 75$ кВт $\rho_{н} = 38,3$ Вт/см ² $\eta = 0,71$ $\Delta t = 110$ °C $\tau = 564$ с
80	260	450	945		
120	232	510	1050		
160	205	530	1099	475	
200	190	600	1225	490	
240	185	595	1211		
280	185	590	1211		
320	190	585	1225		
360	198		1239	500	
400	195	595	1246	510	
440	200				
480	200				
520	195	590	1260		
560	200	595	1246		
580					

Примечание. d, l — диаметр и длина заготовки; D, L — диаметр и длина спирали индуктора; ω — количество витков; f — частота тока; $t_{в,н}, t_{в,к}$ — температура воды в индукторе начальная, конечная; q — расход воды; $P_{с}, P_{з,к}$ — средняя мощность, поглощаемая из промышленной сети, мощность холостого хода генератора; $\rho_{н}, \eta$ — средняя полезная удельная мощность, КПД индуктора; $\Delta t, \tau$ — конечный перепад температур по сечению заготовки, время нагрева.

Подробный анализ кинетики индукционного нагрева ферромагнитных материалов, проведенный в работе [24], показывает, что нагрев углеродистых сталей следует рассматривать как особый вид нестационарного процесса теплопроводности с внутренними положительными и отрицательными источниками энергии. Положительным источником энергии, естественно, будет энергия, индуктированная в заготовке, а отрицательными источниками — эффекты поглощения энергии при магнитных и фазовых превращениях. Положительный источник энергии действует на всем протяжении цикла нагрева, отрицательные источники — сравнительно кратковременно в определенных интервалах температур. К отрицательным источникам энергии следует отнести и теплообмен поверхности заготовки с окружающей средой.

Нагрев заготовки с образованием площадки на температурных кривых поверхностного слоя происходит до тех пор, пока токонесущий слой не расширится до своего максимального значения, примерно равного горячей глубине проникновения (в данном случае до 25 мм), т. е. пока весь этот токонесущий слой не потеряет свои магнитные свойства. После этого, вследствие продолжающегося роста электрического сопротивления металла, происходит новый подъем температуры в поверхностном слое, но с меньшей скоростью, чем в начальный период. Если в начальный период нагрева скорость роста температуры поверхности составляла приблизительно 6,8 °С/с, то в последнем периоде она снизилась до 1,4 °С/с. При обычных режимах нагрева, при которых достигается конечный перепад температур в 100—120 °С, скорость нагрева в конечном периоде в четыре-пять раз меньше, чем в начальном. При таких режимах нагрева после окончания магнитных и фазовых превращений вследствие возрастающего влияния потерь на излучение температура поверхности становится ниже температуры в толще слоя горячей глубины проникновения, и скорость ее роста в этот период меньше скорости роста температуры любых других глубже лежащих слоев.

Перепад температур по сечению в конце данного периода обычно в 1,5—2 раза меньше, чем в его начале.

Значение температурного перепада в конечный период характеризуется разностью между максимальной температурой в слое горячей глубины проникновения и температурой центра сечения заготовки, так как этот перепад приходится на большую часть сечения и потому является определяющим (рис. 6.1,б).

Как видно из рис. 6.1,б, в момент включения подачи тока на индуктор при времени нагрева 580 с температурное поле I имеет максимум 1275 °С на глубине 13—15 мм от поверхности; температура поверхности в этот момент равна 1220 °С, а центра — 1165 °С. При остывании заготовки в индукторе через 80 с после выключения тока температурное поле приобретает вид 2. За время 80 с температура поверхности стала равной 1160 °С, температура центра за счет теплопроводности от слоя с максимальной температурой повысилась до 1230 °С, а слой с максимальной температурой в 1275 °С переместился с глубины 13—15 мм на глубину 40 мм и получил температуру 1255 °С.

Подобная картина перераспределения температурных полей наблюдается и при остывании заготовки на воздухе вне индуктора, но только с большими скоростями. Например, на рис. а, табл. П1.3 (приложение 1) ¹ показан график нагрева той же заготовки диаметром 130 мм в том же индукторе, но без футеровки, а на рис. б (табл. П1.3) распределение температурных полей по сечению при этом нагреве. Как можно заключить из рис. б (табл. П1.3), в момент выключения нагрева при времени 680 с (температурное поле I) максимальная температура нагрева составляла 1310 °С на глубине 20 мм от поверхности,

¹ На всех графиках приложения 1 расположение сплав термомпар соответствует данной таблице:

f, Гц	d, м	Расстояние спая * от поверхности, мм		
		№ 2	№ 3	№ 4
500	160	12	60	80
	130	10	40	65
	100	10	30	50
2000	106	8	40	53
	64	8	20	32

* Спай № 1 на поверхности.

температура поверхности при этом была равна 1135 °С, а центра сечения — 1250 °С.

Таким образом, максимальный перепад температур был в поверхностном слое глубиной 20 мм и составлял — 175 °С, а в остальном слое сечения толщиной 45 мм перепад температур был положительным и составлял всего 60 °С. При остывании заготовки в спокойном воздухе в течение 40 с температурное поле изменилось — кривая 2. Максимальная температура переместилась в центр сечения и стала 1280 °С, а минимальная (на поверхности) — 1090 °С, т. е. получился отрицательный температурный перепад — 190 °С. Поверхность заготовки в индукторе с футеровкой остывала в этот период со скоростью около 0,8 °С/с, а на воздухе — около 1,2 °С/с.

Анализ графиков нагрева (рис. 6.1, а) и распределения температурных полей (рис. 6.1, б) позволяет в общем цикле нагрева выделить четыре периода.

Первый период — нерегулярный, при котором значение критерия Фурье $Fo < 0,2$. При этом время нерегулярного периода, соответствующего режиму нагрева, показанному на рис. 6.1, а, может быть рассчитано, если известна температуропроводность данного материала в этом периоде. Для стали 45 температуропроводность при температурах 50—100 °С равна $1,27 \times 10^{-5} \text{ м}^2/\text{с}$ [50]. Таким образом, для данной заготовки диаметром 130 мм время нерегулярного периода нагрева

$$\tau = \frac{FoR^2}{a} = \frac{0,2 \cdot 42,25 \cdot 10^{-4}}{1,27 \cdot 10^{-5}} = 66 \text{ с.}$$

Действительно (рис. 6.1, а), можно заметить, что температура центра заготовки растет линейно примерно по истечении 60—65 с, т. е. с этого момента начинается регулярный режим, продолжающийся до момента образования площадки или резкого изгиба кривой температуры поверхности (при 760—800 °С). Начало данного периода соответствует процессу магнитных превращений в поверхностном слое. Длительность периода и характер хода температурной кривой поверхности зависят от мощности, передаваемой в заготовку.

Как уже указывалось, при нормальных режимах индукционного нагрева, обеспечивающих конечный перепад температур

по сечению заготовки в 100—120 °С, ход кривой температуры поверхности почти горизонтален. В данном конкретном случае средняя полезная удельная мощность составляла 38,3 Вт/см², а длительность периода, как видно из графика, была около 130 с. В работах [35, 49] этот период называют промежуточным.

После того как поверхностный слой толщиной, равной горячей глубине проникновения, потеряет свои магнитные свойства, начинается горячий режим нагрева — самый длительный из предыдущих трех. В течение этого периода температуры всех точек сечения заготовки поднимаются линейно, и при режимах, соответствующих получению конечных перепадов температур по сечению заготовок в 100—120 °С, перепад температур, который был в конце промежуточного периода, уменьшается относительно медленно.

Анализируя распределение температурных полей в заготовке различных диаметров, нагреваемых токами различных частот [(см. табл. 6.1, рисунки а и б (табл. П1.1—П1.5)], можно сделать вывод, что горячий период каждого случая нагрева характерен приблизительно постоянной скоростью роста температуры всех точек сечения заготовки. При этом форма кривой температурного поля в каждый данный момент времени одинакова, т. е. не зависит от времени. Следовательно, горячий период нагрева можно характеризовать как квазистационарный. Второй период — регулярный — характеризуется как квазистационарный с меньшей степенью приближения. Идентичность скорости роста температур всех точек сечения происходит в том случае, когда постоянны полезная удельная мощность и удельная мощность тепловых потерь, или точнее — когда постоянна в каждый данный момент сумма этих удельных мощностей, а это в свою очередь возможно вследствие роста удельных потерь с повышением температуры поверхности и некоторого увеличения полезной удельной мощности за счет роста удельного сопротивления металла заготовки.

Следует отметить, что достоверность отображения кинетики процесса индукционного нагрева необходима для того, чтобы имелась возможность правильно построить его математическую модель.

При построении математической модели процесса обычно период нерегулярного режима нагрева не учитывают, не учитывают и расход энергии на физические превращения в промежуточном режиме. Для подтверждения высказанного положения оценим, хотя бы приближенно, тепловые эффекты магнитного и перлито-аустенитного превращений для конкретного режима нагрева заготовки, график которого приведен на рис. 6.1,а.

Тепловой эффект фазового перлито-аустенитного превращения. Тепловой эффект превращения принято характеризовать количеством энергии, поглощаемой 1 г превращающегося вещества в течение 1 с. Для среднеуглеродистой стали по диаграмме железо — углерод температурный интервал перлито-аустенитного превращения составляет $800 - 727 = 73$ °С. Примем, что во всем этом интервале температур протекает превращение. Из графика на рис. 6.1,а находим, что скорость роста температуры поверхности заготовки при нагреве ее до 800 °С

$$\frac{t}{\tau} = \frac{800}{120} = 6,8 \text{ } ^\circ\text{C}/\text{с}.$$

Время прохождения интервала температур в 73 °С при полученной скорости нагрева в 6,8 °С/с будет представлять собой время протекания превращения и равно $\tau_{\text{п} \rightarrow \text{а}} = \frac{73}{6,8} = 10,7$. Надо заметить, что в действительности превращение протекает быстрее и в основном вблизи температуры A_1 .

По данным работы [2], тепловой эффект фазового перлито-аустенитного превращения среднеуглеродистой стали массой в 1 г перлита в любом температурном интервале составляет 49,35 Дж/г. Так как основное время нагрева до температуры начала превращения приходится на интервал до точки Кюри (768 °С), то можно считать, что превращение протекает в слое, равном холодной глубине проникновения тока данной частоты (500 Гц) в сталь при относительной магнитной проницаемости, равной 40. При этих параметрах холодная глубина проникновения составляет 0,036 см. Масса всего слоя, в котором происходит превращение,

$$G = \pi d l \gamma \Delta x = \pi \cdot 13 \cdot 50 \cdot 7,8 \cdot 0,036 = 573 \text{ г}.$$

Мощность, затрачиваемая на тепловой эф-

фект превращения 1 г перлита в аустенит за время 10,7 с, составляет $49,35/10,7 = 4,6$ Вт/г. При этом мощность, затрачиваемая на тепловой эффект во всем слое,

$$P_{\text{п} \rightarrow \text{а}} = 4,6 \cdot 573 = 2636 \text{ Вт} \approx 2,64 \text{ кВт}.$$

Для того чтобы сравнить, какую долю составляет эта мощность от затрачиваемой на нагрев заготовки, определим полезную мощность, приходящуюся на нагрев слоя, равного холодной глубине проникновения. Для этой цели вначале найдем полезную мощность на нагрев заготовки до заданной средней температуры $t_{\text{ср}} = 800 - (800 - 490)/2 = 645$ °С. Полезная мощность при нагреве заготовки до 645 °С за время 120 с при средней удельной теплоемкости в данном интервале температур 0,611 кДж/(кг·°С) и массе заготовки диаметром 130 мм, длиной 500 мм — 51,74 кг по формуле (2.24)

$$P_{\text{п}} = \frac{0,611 \cdot 51,74 \cdot 645}{120} = 170 \text{ кВт}.$$

Так как в слое, в котором протекает превращение, равном холодной глубине проникновения, расходуется 86 % всей мощности, затрачиваемой на нагрев, то эта мощность составит $P_{\text{сн}} = 0,86 \cdot 170 = 146$ кВт. Соотношение мощностей, переданной в слой и затрачиваемой на тепловой эффект превращений, получается равным $146/2,64 = 55$. Совершенно очевидно, что при таком соотношении мощностей площадь на температурной кривой нагрева поверхности образоваться за счет теплового эффекта фазового превращения перлита в аустенит не может. Этот же факт подтверждается и при высоких скоростях индукционного нагрева под закалку, достигавших 2000 °С/с и более [24].

Тепловой эффект магнитного превращения. По данным работы [24], тепловой эффект магнитного превращения для среднеуглеродистой стали дает энергию, равную 52,08 Дж/г. Это количество энергии расходуется в температурном интервале аномального изменения теплоемкости, т. е. в интервале 430—900 °С.

Таким образом, тепловой эффект магнитного превращения протекает в течение подъема температуры в интервале 470 °С, и время протекания превращения следует определять по этой разности температур. Однако для большей наглядности автор [24] указывает на целесообразность рас-

смотрения данного вопроса при допущении, что вся энергия, затрачиваемая на магнитное превращение, расходуется в более узком интервале температур от A_1 до 768°C , т. е. в интервале $768 - 727 = 41^\circ\text{C}$.

Следовательно, при скорости нагрева $6,8^\circ\text{C}/\text{с}$ время прохождения температурного интервала в 41°C составит $\tau_m = 41/6,8 = 6$ с. В этом случае при рассчитанном времени 6 с тепловой эффект магнитного превращения получается равным $52,08/6 = 8,7$ Вт/г. При общей массе поверхностного слоя, в котором протекает магнитное превращение, равной 573 г, затрачиваемая мощность

$$P_m = 8,7 \cdot 573 = 4983 \text{ Вт} \approx 5 \text{ кВт.}$$

Соотношение мощностей будет $146/5 = 29$.

Из результатов расчета следует, что поглощение энергии при магнитном превращении так же, как и при перлито-аустенитном, не может существенно повлиять на изменение кинетики нагрева. Даже одновременное действие обоих факторов показывает, что переданная поверхностному слою мощность в 19 раз превышает мощность теплового эффекта фазовых и магнитных превращений. Таким образом, можно сделать общий вывод, что изменение хода температурной кривой нагрева поверхности заготовки вызвано не тепловыми эффектами фазового и магнитного превращений, а значительным снижением поглощаемой заготовкой энергии вследствие потери ферромагнитных свойств ферритной частью нагреваемого объема.

6.2. Результаты исследований нагрева углеродистых сталей

Время нагрева. Время нагрева и зависимость его от частоты тока, диаметра заготовки, перепада температур по сечению, а также влияние его на энергетические параметры нагрева устанавливали на основании большого объема исследований по нагреву заготовок из среднеуглеродистых сталей при частотах тока 500, 2000, 6000 и 2500 Гц.

Номенклатура размеров диаметров заготовок, подвергавшихся нагреву током той или иной частоты, удовлетворяла условию (2.33).

В качестве справочного материала в приложении 1 приведены температурно-временные графики, графики распределения температурных полей и таблицы режимов нагрева некоторых заготовок при указанных частотах тока.

Помимо электрических режимов в таблицах приложения 1 приведены необходимые параметры для тепловых и электрических расчетов. На основании температурно-временных графиков, подобных приведенным в приложении 1, построены зависимости времени нагрева от конечного перепада температур по сечению заготовок различного диаметра (рис. 6.2). Кривые на рис. 6.2,а позволяют построить графические зависимости времени нагрева заготовок различного диаметра при перепадах температур по их сечению от $30 - 50^\circ\text{C}$ вплоть до 200°C . Типичный пример — кривая 2 (рис. 6.3), показывающая зависимость времени нагрева от конечного перепада температур по сечению заготовок в 100°C . Зависимости, подобные приведенным на рис. 6.3, являются основными зависимостями, необходимыми при раз-

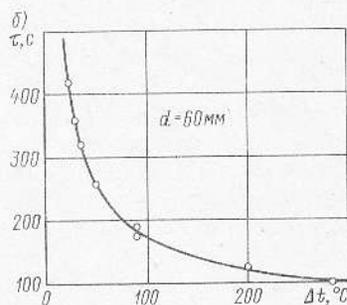
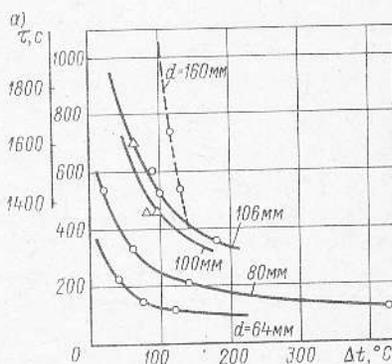


Рис. 6.2. Зависимость времени нагрева от диаметра заготовки и конечного перепада температур по ее сечению при частотах тока 2000 (а) и 2500 Гц (б)

работке технологии нагрева. Время нагрева τ , с, и полезная удельная мощность p_n , Вт/см² (к рис. 6.3 и 6.4) показаны в следующей таблице:

d , мм	τ , с	p_n , Вт/см ²	d , мм	τ , с	p_n , Вт/см ²
$f = 6000$ Гц					
15	5	505	45	90	82
20	7,5	400	50	125	67
25	13,5	300	60	227	—
30	22,5	205	70	405	—
35	35	149	80	650	—
40	58	108			
$f = 2000$ Гц					
40	30	195	75	207	58
45	45	162	80	250	51
50	58	133	90	345	40
55	77	110	100	460	33
60	102	93	120	850	24
65	132	78	140	1340	17
70	167	68	160	1910	13
$f = 500$ Гц					
70	97	190	110	320	53
75	115	143	120	430	43
80	136	116	130	600	34
85	157	100	140	775	28
90	181	87	150	985	23
95	207	76	160	1200	20
100	240	68			

В работах [53, 55] приведены графики времени нагрева углеродистых сталей до 1250 °С в зависимости от диаметра заготовки и частоты тока при перепаде температур между поверхностью и центром в 100 °С. Однако, как показывают исследования, максимальная температура при индукционном нагреве находится не на поверхности, как принято считать в этих работах, а примерно на половине горячей глубины проникновения, причем при обычных режимах нагрева она на 40—50 °С выше температуры поверхности. Это подтверждается графиками нагрева, приведенными на рис. 6.1, б и в приложении I. Следовательно, время нагрева фактически приведено не для перепада температур в 100 °С, а для перепада в 140—150 °С.

Например, по графику из работы [53] время нагрева заготовки диаметром 60 мм при частоте тока 2500 Гц составляет 130 с с перепадом температур между поверхностью и центром в 100 °С (без учета

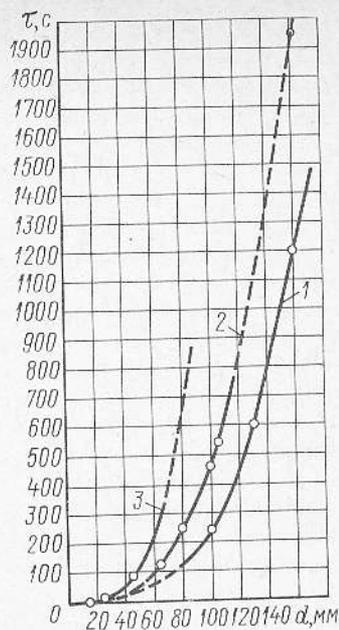


Рис. 6.3. Зависимость времени нагрева от частоты тока и диаметра заготовки при конечном перепаде температур 100 °С и максимальной температуре нагрева 1250 °С:

1—3 — при частоте тока соответственно 500, 2000 и 6000 Гц

максимальной температуры в сечении). Действительно, если считать, что приведенное значение времени нагрева 130 с соответствует перепаду температур не в 100, а в 150 °С, то получается совпадение с результатами данной работы. По графику на рис. 6.2, б для заготовки диаметром 60 мм время нагрева с перепадом температур в 150 °С составляет 135 с.

По нашим данным, заготовка диаметром 64 мм при частоте 2000 Гц с перепадом температур в 150 °С нагревается за 105 с (рис. 6.2, а). При пересчете этого времени нагрева для частоты 2500 Гц получается

$$\tau = 105 f_1 / f_2 = 105 \cdot 2500 / 2000 = 132 \text{ с}$$

(см. п. 5.2).

По графику из работы [7] заготовка диаметром 130 мм при частоте 500 Гц с перепадом температур в 140 °С нагревается за 500 с, а по данным обоих источников [53, 55] время нагрева составляет 540 с.

Приведенные примеры подтверждают, что при определении времени индукционного нагрева принято за основу перепада

температур между поверхностью заготовки и ее центром может быть правомерным только в случаях нагрева с относительно большими удельными мощностями, когда поверхность на протяжении всего периода нагрева имеет самую высокую температуру, например как это имеет место при ускоренном нагреве. При обычном же индукционном нагреве ферромагнитных сталей такое положение практически не встречается. Рассчитать время нагрева заготовок при других перепадах температур можно на основании теплового подобия, используя графические зависимости рис. 6.2.

Мощность. Важным энергетическим параметром при индукционном нагреве является мощность. Мощность, отдаваемая преобразователем, находится в непосредственной зависимости от мощности, потребляемой нагрузкой, помещенной в индуктор. В свою очередь и мощность, потребляемая установкой от промышленной сети, зависит от колебания ее в нагрузке при ее нагреве. На рис. 6.1,а кривая 8 показывает изменение мощности, потребляемой генератором от промышленной сети, а кривая 7 — напряжение на индукторе при периодическом нагреве заготовки. Как можно заключить из данного рисунка, напряжение за цикл нагрева приблизительно постоянно, так как оно при номинальном значении 500 В изменяется всего на 50 В, т. е. на 10%. Мощность изменяется более значительно — почти в 1,5 раза (табл. 6.1).

Экспериментальные исследования показывают, что при периодическом нагреве отношение мощности, отдаваемой генератором в период горячего режима, к средней мощности генератора за весь цикл нагрева колеблется в пределах 0,77—0,87. Отношение же максимального значения мощности генератора к среднему за цикл нагрева приблизительно 1,5. При методическом нагреве колебания мощности значительно меньше и уменьшаются с увеличением числа заготовок, находящихся в индукторе.

Таким образом, цикл нагрева ферромагнитных сталей протекает при переменных параметрах. В связи с этим все расчеты проводят по средним значениям, получаемым графическим интегрированием соответствующих кривых.

Экспериментальные исследования нагрева углеродистых сталей позволили получить зависимость полезной удельной мощности от диаметра заготовки и частоты тока при конечном перепаде температур по сечению в 100 °С (рис. 6.4). Полезную удельную мощность при нагреве током других частот можно получить расчетом с использованием подобия (см. п. 5.2).

КПД индуктора. Если ферромагнитные стали нагревать в соответствии с установленными теоретическими рекомендациями, то КПД индуктора в среднем составит 0,6—0,7.

При более детальном рассмотрении КПД индуктора наибольший интерес представляет влияние на него соотношения диаметров спирали и заготовки, перепада температур по сечению и параметра d/Δ_r .

Влияние соотношения диаметра спирали и заготовки на КПД индуктора с водоохлаждаемой направляющей при разных частотах и постоянном перепаде температур по сечению заготовки в 100—120 °С можно проследить по табл. 6.2.

При нагреве ферромагнитных сталей 2Х13 и ЭИ811 током частотой 1000 Гц ($D/d=1,67$) КПД индуктора с водоохлаждаемой направляющей составляет 0,7—0,73 [15]. Зависимость КПД индуктора от перепада температур по сечению заготовки достаточно наглядно иллюстрирует-

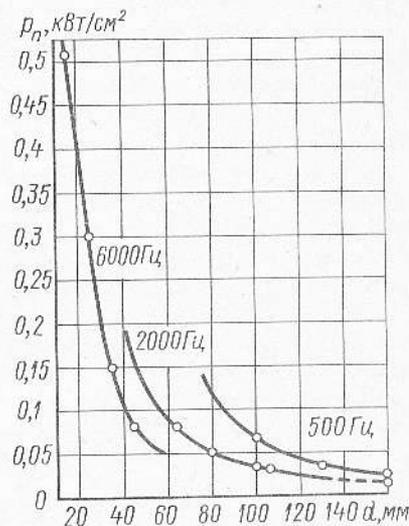


Рис. 6.4. Зависимость полезной удельной мощности от диаметра заготовки и частоты тока при нагреве до 1250 °С с конечным перепадом по сечению в 100 °С

Таблица 6.2

Зависимость КПД индуктора от соотношения D/d и частоты тока при перепаде температур по сечению заготовки в 100—120 °С

f , Гц	d , мм	D/d	η
500	100	2,3	0,5
	160	1,4	0,7
2000	100	2,2	0,67
	80	1,5	0,7
	106	1,3	0,72
6000	15	3,9	0,48
	35	2	0,7
	45	1,6	0,73

ся графиками на рис. 3.3, а его зависимость от соотношения d/Δ_r при постоянном D/d — графиками на рис. 2.17. Как можно видеть из рис. 2.17, параметр d/Δ_r оказывает сходное влияние на КПД индуктора при нагреве как ферромагнитных, так и парамагнитных сталей.

Практически в производственных условиях нормальным считается КПД индуктора 0,6—0,7. Однако в целях получения определенных технологических преимуществ, связанных с условиями деформирования, иногда производят нагрев и с более низким КПД.

Удельный расход электроэнергии. Удельный расход электроэнергии зависит от тех же факторов, что и КПД. Удельный расход полезной энергии, как уже указывалось в п. 2.5, определяется теплоемкостью нагреваемого металла и температурой нагрева, и при нагреве стальных заготовок до 1150—1250 °С с перепадами по сечению в 100—120 °С составляет 0,22—0,25 кВт·ч/кг при значениях средней теплоемкости 0,662 кДж/(кг·°С). По экспериментальным данным, удельный расход электроэнергии по высокой частоте составляет 0,33—0,36 кВт·ч/кг.

Как известно, расход энергии по промышленной сети зависит главным образом от совершенства элементов цепи индуктор — промышленная сеть и степени загрузки источника питания.

Например, в работе [52] приведены следующие данные по влиянию степени загрузки источника питания: если при

загрузке источника питания по его номинальной мощности удельный расход энергии по промышленной сети составляет 0,400 кВт·ч/кг, то при загрузке его на 25 % удельный расход энергии возрастает до 0,850 кВт·ч/кг.

В настоящее время в отечественной промышленности эксплуатируют большое количество индукционных нагревателей с общей мощностью более 500 тыс. кВт, которые потребляют ежегодно 2,5—3 млрд. кВт·ч электроэнергии [52]. Кузнечно-штамповочные цехи таких гигантов автомобилестроения, как ВАЗ и КамАЗ, оснащены индукционными нагревателями общей мощностью 20 тыс и 120 тыс. кВт соответственно. Учитывая тот факт, что индукционный нагрев получает возрастающее предпочтение перед другими методами, экономия электроэнергии при его внедрении в производство становится задачей государственного масштаба. При общем КПД системы заготовка — промышленная сеть около 60 % [52] удельный расход электроэнергии не должен превышать 0,35—0,4 кВт·ч/кг. Таким образом, правильное проектирование и эксплуатация индукционных нагревательных установок создают значительный резерв для экономии.

Температурные напряжения. При индукционном нагреве заготовок крупных сечений скорость нагрева в некоторых случаях может лимитироваться значениями возникающих температурных напряжений, которые при прочих равных условиях зависят от перепада температур по сечению и времени его получения. В самом общем случае температурные напряжения зависят не только от времени возникновения перепада температур по сечению, но и от размера сечения и физических свойств металла заготовки.

Механизм возникновения температурных напряжений заключается в следующем. В начале цикла у заготовки нагревается некоторый элементарный слой поверхности, каждый элемент которого, стремясь расшириться, давит на соседний элемент и таким образом в поверхностном слое появляются напряжения сжатия (как известно, условно считающиеся отрицательными). Вследствие расширения всего нагретого поверхностного слоя, состоящего из элементарных слоев, он пере-

Зависимость осевых температурных напряжений от частоты тока, диаметра заготовки, конечного и максимального перепадов температуры по ее сечению и времени достижения максимального перепада температур

Частота тока f , Гц	Диаметр заготовки d , мм	Перепад температур по сечению, °С		Время нагрева до максимального перепада τ , с	Осевые напряжения в сечении, МПа		Рисунок в приложении 1
		конечный Δt	максимальный Δt_{\max}		на поверхности — сжатие $(-)\sigma_{z \text{ II}}$	в центре — растяжение $(+)\sigma_{z \text{ II}}$	
500	100	180	640	30	906	1060	Рис. а (табл. П1.2) Рис. а (табл. П1.1)
	160	170	570	80	884	1017	
2000	64	120	560	19	840	995	Рис. а (табл. П1.4) Рис. а (табл. П1.5)
	106	90	440	40	390	538	

мещается по радиусу, в результате чего стремится оторваться от слоев ненагретых, находящихся в центре.

Явление стремления отрыва поверхностного слоя от центральных вызывает в них наиболее опасные напряжения растяжения (+). В сплошном цилиндре при нагреве возникают три вида напряжений: радиальные, тангенциальные и осевые. Осевое напряжение равно сумме радиального и тангенциального. На поверхности цилиндра радиальные напряжения равны нулю, а тангенциальные и осевые равны между собой так же, как и по оси цилиндра. Следовательно, можно заключить, что при нагреве цилиндра наиболее опасны осевые напряжения.

Расчетные формулы для определения температурных напряжений в зависимости от условий нагрева различны. Существуют три условия нагрева: нагрев при мгновенном изменении температуры поверхности, нагрев при линейном изменении температуры поверхности и нагрев при постоянном тепловом потоке, т. е. нагрев при постоянной удельной мощности. Из этих условий нагрева в большей мере соответствует индукционному нагреву в области нерегулярного режима первое условие, так как действительно температура поверхности быстро возрастает. Появление внутренних напряжений растяжения считается особенно опасным в период еще упругого состояния заготовки, т. е. до температур 500—600 °С.

Максимальными осевыми напряжениями в сечении заготовки являются напря-

жения сжатия на поверхности $\sigma_{z \text{ II}}$ и растяжения в центре сечения $\sigma_{z \text{ II}}$. Так как $\sigma_{z \text{ II}}$ — максимальное растягивающее напряжение в центре сечения цилиндра, то для сохранения сплошности металла оно должно быть меньше допускаемого, т. е. $\sigma_{z \text{ II}} < \sigma_{\text{х.п}}$. При резком повышении температуры металла в области упругих деформаций за допускаемое напряжение следует принимать предел хрупкой прочности, так как явление резкого подъема температуры равносильно мгновенному приложению нагрузки. Допустимый предел хрупкой прочности $\sigma_{\text{х.п}}$ для среднеуглеродистых сталей в области температур около 200 °С принимается равным $11,5 \cdot 10^2$ МПа.

В целях установления значения температурных напряжений при индукционном нагреве и влияния на них частоты тока, диаметра заготовки, конечного и максимального перепадов температур по ее сечению, а также времени достижения максимального перепада температур были проведены расчеты по методике, изложенной в работе [47].

Напряжения рассчитывали для некоторых режимов нагрева, приведенных в приложении 1. Результаты расчетов приведены в табл. 6.3.

Как можно заключить из данных табл. 6.3, температурные напряжения меньше допустимого предела.

При штамповке на ГКМ помимо заготовок сплошного сечения применяют трубные заготовки. Индукционный нагрев трубных заготовок рассмотрен в П5 и работах [34, 36].

НАГРЕВ СТАЛЕЙ АУСТЕНИТНОГО КЛАССА

7.1. Особенности нагрева

Специфические особенности нагрева аустенитных сталей связаны с тем, что вследствие их парамагнитности глубина проникновения тока в холодную сталь мало отличается от глубины проникновения в горячую. Так, глубина проникновения в холодную сталь, рассчитанная по данным табл. 7.1 при частоте тока 2500 Гц, равна 8,7, в горячую — 11,1 мм. Следовательно, за цикл нагрева средняя глубина проникновения будет 10 мм. При нагреве же ферромагнитных сталей, например углеродистых, глубина проникновения в холодную сталь при той же частоте тока составляет 0,67, а в горячую — 11 мм (см. табл. 2.1). Таким образом, с момента начала цикла нагрева объем теплоносителя в парамагнитной заготовке больше, чем в ферромагнитной.

Так как при индукционном нагреве теплоноситель сосредоточен в поверхностном слое, то вследствие большей величины этого слоя в парамагнитной заготовке температура поверхности к концу периода нагрева падает меньше, чем в ферромагнитной.

Практически можно считать, что температура поверхности заготовки на всем протяжении цикла нагрева совпадает с максимальной, находящейся примерно на сере-

дине толщины слоя горячей глубины проникновения. Этому способствует и тот факт, что вследствие меньшей теплопроводности аустенитной стали, чем углеродистой, происходит меньший отток теплоты от горячей слоя в глубь заготовки. С учетом данной особенности, для установления конечного перепада температур по сечению заготовки в ней достаточно монтировать только две термопары — на поверхности и в центре, что весьма важно при исследовании нагрева заготовок малых диаметров, так как лишние сверления в них могут значительно исказить температурное поле. В связи с этим при исследовании нагрева заготовок диаметрами 40 и 25 мм в них монтировали только три термопары.

К одной из особенностей нагрева аустенитных сталей можно отнести плавное, почти линейное, возрастание температуры всех точек сечения в период регулярного режима, что объясняется плавным изменением теплофизических свойств с повышением температуры (табл. 7.1).

Также к особенностям нагрева аустенитных сталей следует отнести большую длительность нерегулярного режима по сравнению с аналогичной у углеродистых. Например, при нагреве заготовок диаметром 60 мм током частотой 2500 Гц нерегулярный режим углеродистой стали при

Таблица 7.1

Зависимость некоторых основных теплофизических параметров стали 12Х18Н9Т от температуры [50]

Параметр	Температура, °С								
	50	200	400	600	800	1000	1100	1150	1200
Теплопроводность λ , Вт/(м·°С)	15,7	18,0	21,0	24,8	27,8	28,0	28,8	—	29,6
Теплоемкость с средняя, кДж/кг·°С	0,460	0,490	0,511	0,528	0,544	0,562	0,570	0,571	0,575
Температуропроводность $a \times 10^5$, м ² /с	0,421	0,447	0,495	0,565	0,619	0,665	0,675	0,685	0,693
Удельное электрическое сопротивление $\rho \times 10^8$, Ом·м	75,2	86,1	97,6	107,5	114,9	120	122	123	124
Примечание. Плотность стали равна 7,9 г/см ³ .									

Влияние температуры и времени индукционного нагрева на размер зерна

Диаметр заготовки, мм	Максимальная температура, °С	Число нагревов	Общее время нагрева, с	Исходный размер зерна, баллы		Размер зерна после нагрева, баллы	
				на поверхности	в центре	на поверхности	в центре
70	1200	1 8	210 1680	5—6	5—6	5—6 4—5	
60	1200	1 8	200 2160	6—7	4—5	6—7 4—5	4—5 3—4
40	1200 1300	1 8	180 1100			5—6 4—5	4—5
25	1200 1230	1 11	150 780	5—4 3—4			

конечном перепаде в 100 °С длится 15—17 с, а аустенитной — 30—35 с. Эта особенность объясняется тем, что теплопроводность углеродистой стали при температурах 200—300 °С почти в три раза выше, чем у аустенитной [соответственно $\lambda = 45,9$ и 18 Вт/(м·°С)]. Таким образом, пока теплота доходит до центра заготовки, поверхность ее из углеродистой стали успевает нагреться до 600—650 °С, а аустенитной — всего на 300—350 °С.

Если сравнить средние скорости нагрева аустенитной и углеродистой сталей, то оказывается, что скорости нагрева последней в 1,5—2 раза больше, чем подтверждается в работе [14]. Известно, что скорость нагрева с одной стороны определяется полезной удельной мощностью, переданной заготовке, а с другой — теплофизическими свойствами металла заготовки и конечным допустимым перепадом температур по ее сечению. При данном перепаде температур по сечению соотношение теплофизических параметров углеродистых и хромоникелевых аустенитных сталей (особенно в интервале температур 20—500 °С) таково, что при нагреве заготовок одинакового диаметра током одной и той же частоты заготовке из аустенитной стали необходимо передать полезную удельную мощность в два с лишним раза меньшую, чем заготовке из углеродистой стали (см. рис. 6.4 и 7.4). Вследствие того что теплоемкость аустенитных сталей

меньше, температура нагрева под штамповку ниже, а время нагрева при равных условиях больше, установленная мощность для их нагрева меньше, чем для углеродистых.

Говоря об особенностях индукционного нагрева аустенитных сталей, нельзя не сказать о его влиянии на размер зерна. Как известно, с ростом температуры и времени нагрева размер аустенитного зерна растет, и чем выше температура, тем выше интенсивность роста зерна. Напомним, что одной из задач горячего деформирования является изготовление изделия с мелкозернистой, однородной микроструктурой (см. гл. 1). При индукционном — скоростном — нагреве рост зерен происходит значительно медленнее, чем при нагреве в печах. Металлографические исследования микроструктуры заготовок из стали 12Х18Н9Т, нагретых с различной продолжительностью до температуры 1200 °С, показали, что за единичный нагрев заготовок в диаметре от 25 до 70 мм балл зерна практически не повышался. Восьмикратный нагрев заготовок до 1200 °С с общим временем нагрева от 1680 до 2160 с повышает балл зерна на две единицы. Даже восьмикратный нагрев поверхности заготовки до 1300 °С с общим временем 1100 с повышает балл зерна в заготовке диаметром 40 мм всего на две единицы. Результаты металлографических исследований влияния температуры и вре-

мени нагрева на рост зерна приведены в табл. 7.2.

Результаты металлографических исследований позволяют расширить температурный интервал деформирования аустенитных сталей за счет повышения температуры верхнего предела до 1200—1220 °С при возможном повышении балла в худшем случае на три единицы, что соответствует росту зерна при печном нагреве. В связи с этой особенностью при индукционном нагреве аустенитных сталей верхний предел температурного интервала следует выбирать в зависимости от длительности технологического процесса штамповки. При сложном технологическом процессе, осуществляемом на нескольких машинах-орудиях, температуру верхнего предела без боязни перегрева можно назначать вплоть до 1230—1250 °С.

7.2. Время нагрева и энергетические показатели

Нагрев исследовали при частоте тока 2500 Гц. Диапазон размеров заготовок, подвергавшихся нагреву током частотой 2500 Гц, был специально расширен по сравнению с рекомендуемым обычным условием (2.32) для того, чтобы уточнить пределы рационального использования частоты. Нагревали заготовки диаметром от 25 до 105 мм. Исследования проводили по методике, изложенной в гл. 3. Для измерения температуры заготовок применяли хромель — алюмелевые термопары с диаметром электродов 0,5 мм, которые использовали только для одного нагрева. Размеры заготовок, индукторов и места

зачеканки спаев термопар приведены в табл. 7.3.

В результате исследований было получено большое количество графиков температурно-временных зависимостей. Типичный график нагрева аустенитных сталей приведен на рис. 7.1, а, распределение температурных полей по сечению заготовки для указанного случая нагрева — на рис. 7.1, б.

Из рис. 7.1, а видно, что при конечном перепаде температур по сечению в 95 °С время нагрева заготовки равно 880 с. Максимальный перепад температур по сечению 210 °С достигается за время 140 с при полезной удельной мощности 15 Вт/см². Для сравнения приведем пример нагрева заготовки такого же диаметра (106 мм) из среднеуглеродистой стали при частоте 2000 Гц.

Прежде всего для получения конечного перепада температур по сечению данной заготовки в 90 °С требуется полезная удельная мощность 29,5 Вт/см², время нагрева до 1250 °С составляет 600 с. Максимальный перепад температур по сечению в 440 °С достигается за время 58 с (см. рис. а, табл. П1.5).

Если сравнивать нагрев рассматриваемых заготовок до одинаковой температуры 1150 °С, то время нагрева заготовки из углеродистой стали составит 510 с при перепаде температур около 100 °С. Ориентировочно всегда можно считать, что время нагрева заготовки из аустенитной стали при прочих равных условиях почти в два раза больше, чем заготовки из углеродистой стали, а полезная удельная мощность в два раза меньше.

Таблица 7.3

Размеры заготовок, индукторов и места зачеканки спаев термопар

Заготовка		Индуктор			Расстояние спая от поверхности заготовки, мм		
Диаметр d , мм	Длина l , мм	Диаметр спирали D , мм	Длина L , мм	Число витков ψ	2	3	4
25	120	65	580	72	6	12,5	—
40	120	100	590	55	5	20	—
60	120	100	590	55	5	15	30
70	120	100	590	55	5	17,5	35
105	200	145	1000	42	5	26	52,5

Примечание. В индукторе четыре заготовки. Спай 1 находится на поверхности заготовки.

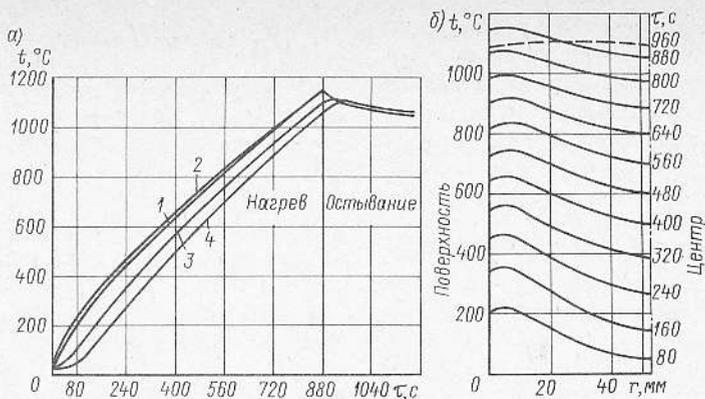


Рис. 7.1. Типичный график индукционного нагрева заготовки диаметром 105 мм из аустенитной стали (а) и распределение температурных полей в заготовке (б). Частота тока 2500 Гц; 1 — температура на поверхности; 2 — на глубине 5 мм; 3 — на середине радиуса; 4 — в центре сечения

Анализируя характер распределения температурных полей, показанных на рис. 7.1, б (для аустенитной стали) и на рис. 6, табл. П1.5 (для углеродистой стали), сразу можно отметить более плавный, почти равномерный, процесс нагрева аустенитной стали.

Характер температурного поля при остывании обеих заготовок (штриховая линия) идентичен.

Линейное изменение температуры всех точек сечения позволяет на температурно-временном графике определять время нагрева и температурный перепад при любой интересующей температуре. Например, на рис. 7.1, а можно определить, что при нагреве до 900°C перепад температур по сечению составляет 125°C , а время нагрева соответственно 620 с.

Если необходимо определить время нагрева до 1200°C и соответственно перепад температур по сечению, то на графике рис. 7.1, а следует продолжить кривую, характеризующую максимальную температуру (кривая 2), до пересечения с горизонталью, проведенной через температуру 1200°C , и из точки пересечения провести вертикаль до пересечения с осью времени. Для определения перепада температур следует продолжить линию температуры центра (кривая 4) до пересечения с проведенной вертикалью. На данном графике время нагрева до 1200°C будет составлять 930 с, а перепад температур по сечению — 90°C .

На основании подобных графиков, полученных экспериментально, часть из которых приведена в приложении 2, построены зависимости времени нагрева от диаметра заготовок и перепада температур по их сечению при нагреве до температуры 1150°C (рис. 7.2).

КПД индуктора. Калориметрированием и тепловыми расчетами, проведенными на основании экспериментальных дан-

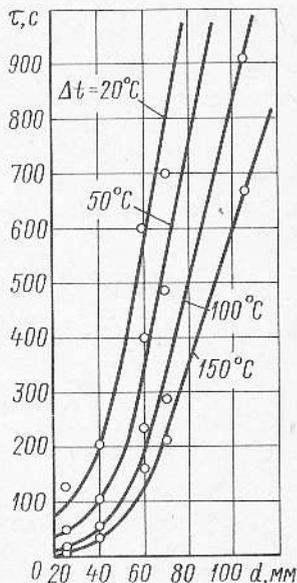


Рис. 7.2. Зависимость времени нагрева от диаметра заготовки и перепада температур по ее сечению при частоте тока 2500 Гц

ных, получены графики изменения полного КПД индуктора в зависимости от диаметра заготовок и конечного перепада температур по их сечению (рис. 7.3) [11]. Время нагрева τ , с, и полезная удельная мощность ρ_n , Вт/см² (к рис. 7.3 и 7.4) приведены в следующей таблице:

Δt , °C	20	50	100	150
$d = 20$ мм				
τ	78	37	8	~4
ρ_n	40	94	—	—
$d = 30$ мм				
τ	124	64	28	13
ρ_n	31	70	128	—
$d = 40$ мм				
τ	206	106	52	34
ρ_n	24	48	89	134
$d = 50$ мм				
τ	350	180	100	69
ρ_n	18	32	53	92
$d = 60$ мм				
τ	566	350	196	134
ρ_n	13	23	36	54
$d = 70$ мм				
τ	794	550	334	236
ρ_n	9	17	28	37
$d = 80$ мм				
τ	1020	750	492	350
ρ_n	8	14	23	30
$d = 90$ мм				
τ	—	950	662	470
ρ_n	7	12	19	25
$d = 100$ мм				
τ	—	—	820	600
ρ_n	6	10	16	22

Из анализа графиков можно сделать вывод, что при малых конечных перепадах по сечению заготовки (около 20—30 °C) независимо от диаметра заготовки КПД индуктора ниже для всех случаев нагрева на 5—10 % по сравнению с его значением при перепадах в 100 °C вследствие резкого

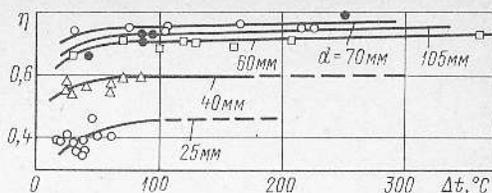


Рис. 7.3. Зависимость полного КПД индуктора от диаметра заготовки и перепада температур по ее сечению

возрастания времени нагрева. При перепадах температур более 80—100 °C КПД индуктора монотонно возрастает, и при увеличении перепада температур от 100 до 300 °C это увеличение равно всего 2—3 %. Следовательно, при нагреве заготовок с перепадом температур по их сечению около 100 °C КПД индуктора достигает своего предельного значения независимо от данной системы индуктор — заготовка.

Таким образом, для получения достаточно высокого КПД индуктора при прочих равных условиях следует нагревать заготовки до конечного перепада температур по сечению в 80—100 °C, так как последующее увеличение перепада только сокращает время нагрева и почти не улучшает КПД, и, кроме того, при режимах обычного индукционного нагрева с конечными перепадами в 200—300 °C уже требуется специальная выдержка на воздухе для выравнивания температур, но при понижении общей средней температуры заготовки, или если последнее не допускается, необходимо термостатирование [19].

Из рис. 7.3 можно установить, что при одном и том же соотношении диаметров спирали индуктора и заготовки, равном 1,4, КПД индуктора при нагреве заготовок диаметром 105 мм ниже, чем при нагреве заготовок диаметром 70 мм. Это свидетельствует о том, что частота тока 2500 Гц, применявшаяся в данном случае, для заготовок диаметром около 100 мм по энергетическим соображениям неприемлема. Для наглядности на основании экспериментальных данных был построен график зависимости КПД индуктора от соотношения диаметра нагреваемой заготовки и горячей глубины проникновения тока при постоянном $D/d \approx 1,4 \div 1,6$ и $\Delta t = 100$ °C, приведенный на рис. 2.17 (кривая 2), позволяющий установить пре-

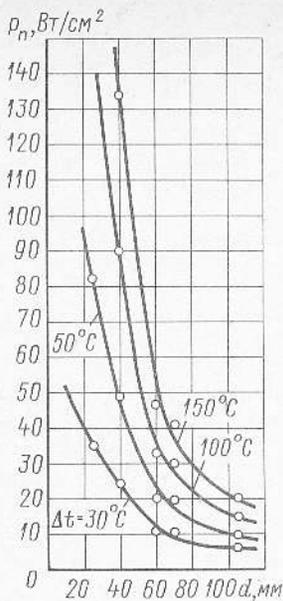


Рис. 7.4. Зависимость полезной удельной мощности от диаметра заготовки и конечного перепада температур по ее сечению при частоте тока 2500 Гц.

дела целесообразной применимости частот тока. При другом соотношении D/d кривая КПД индуктора при том же материале будет эквидистантна соответствующей кривой на рис. 2.17. На основании теплового и электрического подобия систем индуктор — заготовка можно считать, что наиболее целесообразное использование любой частоты при сквозном нагреве $D/d = 8$.

Удельная мощность и удельный расход электроэнергии. Мощность для нагрева аустенитных сталей при частоте тока 2500 Гц можно определить на основании рис. 7.4.

Из графиков видно, что при нагреве заготовок диаметром 25 мм с конечными перепадами температур в 100–150 °C требуется огромная удельная мощность, превышающая 170–200 Вт/см², что подтверждает неприемлемость данной частоты тока.

Опыт показывает, что при нагреве аустенитных сталей с конечными перепадами температур от 20 до 300 °C удельный расход полезной энергии линейно изменяется от 0,186 до 0,163 кВт·ч/кг. При практически целесообразных и допускаемых конечных перепадах температур от 80

до 150 °C удельный расход полезной энергии колеблется соответственно в пределах 0,180–0,175 кВт·ч/кг, т. е. фактически мало зависит от перепада температур (см. п. 2.5).

Энергетические параметры, необходимые при нагреве токами других частот, можно рассчитать с использованием метода подобия (см. п. 5.2).

7.3. Влияние расположения заготовок в индукторе на равномерность их нагрева

Так как в одном и том же индукторе нагревают заготовки разного диаметра, то их расположение относительно спирали, как правило, эксцентричное. Эксцентриситет осей заготовки и спирали индуктора, если ее диаметр соответствует зависимости (2.16), в среднем составляет $(0,1 \div 0,12) D$. Необходимо знать, как влияет такой эксцентриситет на равномерность нагрева заготовок и будет ли отличаться температурно-временной график нагрева, полученный при периодическом нагреве, от подобного графика при методическом нагреве заготовок тех же размеров в том же индукторе. Для ответа на эти вопросы провели серию экспериментальных нагревов при различных электрических режимах в индукторе длиной 590 мм с диаметром спирали 100 мм. Нагревали заготовки диаметром 60 мм, чтобы выполнить среднее соотношение $D/d \approx 1,7$. Длина каждой из заготовок составляла 120 мм. В одну из заготовок вмонтировали по описанной ранее методике четыре термопары, расположение которых указано в табл. 7.3.

При каждом электрическом режиме, характеризующемся определенной мощностью, отдаваемой преобразователем, исследовали пять вариантов:

периодического нагрева четырех заготовок общей длиной 480 мм, расположенных как обычно на направляющей, с указанным эксцентриситетом, имеющим место в эксплуатационной практике;

периодического нагрева четырех заготовок, расположенных concentрично спирали индуктора; заготовка с термопарами находилась, как и в предыдущем случае, на том месте, на котором плоскость расположения спаев термопар почти совпадала с серединой длины индуктора;

периодический нагрев четырех заготовок, расположенных эксцентрично, как в первом случае; заготовка с термонарами была крайней (плоскость расположения термопар находилась от конца спирали индуктора на расстоянии 80 мм; торец заготовки находился от конца спирали индуктора на расстоянии 55 мм, т. е. заглубление приблизительно равнялось диаметру заготовки);

периодический нагрев четырех заготовок, расположенных, как в предыдущем случае, но оба окна индуктора закрывались асбестовыми пробками;

методический нагрев четырех заготовок при установившемся теплом режиме (после пропускания 14—15 шт. балластных заготовок) с темпом толкания 45 с.

Для каждого из пяти вариантов устанавливали одинаковые напряженне и мощность, отдаваемую преобразователем. В процессе нагрева через каждые 15 с фиксировали показания ваттметра, вольтметра, фазометра, амперметров, измеряющих ток генератора и ток индуктора, температуру воды в индукторе и температуру в четырех точках сечения заготовки.

Средние тепловые и энергетические показатели одного из режимов нагрева при мощности от генератора 82—84 кВт приведены в табл. 7.4, а на рис. 7.5 дана зависимость, соответствующая методическому нагреву с остыванием на воздухе. В пределах точности измерений все пять графиков качественно и количественно совпадают друг с другом.

По тепловым характеристикам нагрева отличия крайне незначительные; темпера-

Таблица 7.4

Средние тепловые и энергетические показатели одного из режимов нагрева заготовки диаметром 60 мм

Вариант	Температура нагрева $t_1, ^\circ\text{C}$	Температура $\Delta t, ^\circ\text{C}$	Время нагрева $\tau, \text{с}$	Мощность от генератора $P_1, \text{кВт}$	Напряжение генератора $U_1, \text{В}$	Сила тока, А		Коэффициент мощности генератора $\cos \phi$	КИД индуктора η	Удельная полезная мощность $P_{\text{уд}}$, кВт/см ²	Расход энергии из промышленной сети A_0 , кВт·ч/кг	Температура воды, $^\circ\text{C}$		Расход воды $q, \text{л/с}$	Расположение заготовки; вид нагрева
						генератора I_1	индуктора I_2					начальная $t_{\text{н}}$	конечная $t_{\text{к}}$		
1		125	162	82,5	527	168	775	0,96	0,71	0,046	0,442	8	29	0,176	Эксцентрично; периодический
2		127	149	82,5	542	173	800	0,96	0,70	0,050	0,432	19	43	0,177	Концентрично; периодический
3	1150	120	152	83	533	169	780	0,96	0,69	0,049	0,421	19,3	42,9	0,180	Эксцентрично; периодический
4		120	156	83	523	170	785	0,96	0,68	0,048	0,421	7,8	32,5	0,175	То же
5		125	155	84	525	175	815	0,96	0,69	0,048	0,432	22	44,5	0,206	Эксцентрично; методический

Примечание. Реактивная мощность, включенная в контуре, 225,3 квар; емкость 102,5 мФ; активные сопротивления спирали индуктора при частоте 2500 Гц составляет 0,029 Ом; средние электрические потери в спирали индуктора при приведенных режимах нагрева около 18 кВт. Мощность от генератора указана средняя между показанной ваттметром и расчетной по показаниям вольтметра, амперметра и фазометра.

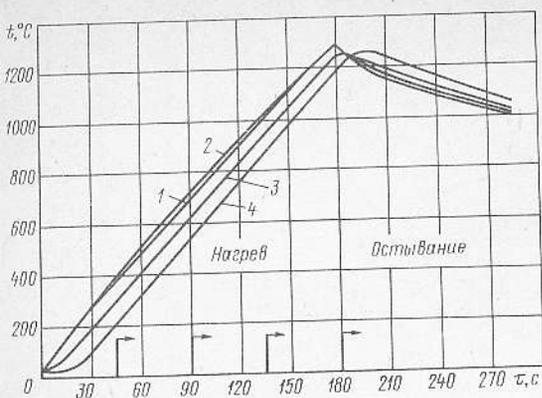


Рис. 7.5. Температурно-временной график методического нагрева заготовок при установившемся режиме; стрелки соответствуют моменту толкания заготовки (см. табл. 7.4)

турные перепады по сечению имеют максимальное отклонение в 7°C , что составляет $5,8\%$ от основного перепада температуры в 120°C , а время нагрева от среднего в 154 с имеет максимальные отклонения $\pm(5-8)$ с, что составляет около $4,5\%$.

Из табл. 7.4 видно, что к моменту достижения поверхностью заготовок температуры 1150°C конечный перепад температуры по сечению находится в пределах $120-127^{\circ}\text{C}$, т. е. практически одинаков. В этот момент температура в сечении заготовки на середине ее радиуса колеб-

лется от 1090 до 1015°C , т. е. распределение температурного поля в указанный момент практически одинаковое. В результате можно сделать вывод, что при такой длине индуктора, приблизительно в 10 раз большей диаметра заготовки, ее расположение в нем как по длине, так и по радиусу с эксцентриситетом $(0,1 \div 0,12)$ $D=10$ мм не оказывают заметного влияния на распределение температурных полей по сечению, определяющих равномерность нагрева. Кроме того, равномерность температур как при периодическом, так и при методическом нагревах практически одинакова.

По характеру температурно-временной зависимости методический нагрев не отличается от периодического. Перемещения заготовки в индукторе (указаны стрелками на рис. 7.5) никакого влияния на плавность хода температурной кривой не оказывают.

Нагрев заготовок квадратного сечения в цилиндрическом индукторе. В практике штамповочного производства часто приходится заменять цилиндрические заготовки на заготовки с равновеликим квадратным сечением. Возможность нагрева таких заготовок в цилиндрическом индукторе, предназначенном для заготовок цилиндрической формы, установили в результате специальных исследований [4], показавших, что в одном и том же цилиндрическом индукторе нагрев равновеликих

Таблица 7.5

Некоторые основные параметры индукционного нагрева равновеликих заготовок круглого и квадратного сечений в цилиндрическом индукторе при частоте тока 2500 Гц

Температура нагрева t	Максимальный перепад температур по сечению Δt	Время нагрева τ , с	Мощность от генератора P_g , кВт	КПД индуктора		Удельная полезная мощность P_n , кВт/см ²	Удельный расход полезной энергии A_n , кВт·ч/кг
				полный η	термический η_t		
Круглое сечение $d=60$ мм, $l=120$ мм (4 шт.)							
$^{\circ}\text{C}$							
1150	50	432	30	0,66	0,88	0,018	0,183
1150	95	181	71	0,72	0,94	0,042	0,179
1150	175	121	107	0,70	0,96	0,060	0,173
Квадратное сечение $a=53$ мм, $l=120$ мм (4 шт.)							
1150	50	447	30	0,64	0,87	0,016	0,183
1150	90	176	70	0,72	0,94	0,039	0,179
1150	165	110	106	0,71	0,96	0,060	0,173

заготовок круглого и квадратного сечений протекает одно-типно при одинаковом электрическом режиме. Экспериментальные исследования нагрева проводили в индукторе с диаметром спирали 100 мм. В табл. 7.5 из серии опытных режимов нагрева приведены три, характерных для диапазона перепадов температур по сечению заготовки от 50 до 170 °С. Из таблицы видно, что в пределах точности измерений температур и электрических параметров нагрев заготовок обоих профилей сечения протекает одинаково.

7.4. Примеры штамповки аустенитной стали с индукционным нагревом

В кузнечно-штамповочном цехе завода на основании проведенных исследований внедрили штамповку аустенитных сталей с индукционным нагревом около двадцати наименований поковок, таких как тройники, диски, шестерни, патрубки, крышки и т. п. Штамповку осуществляли из заготовок, нагреваемых с самыми различными перепадами температур по сечению: от 15—20 до 150—160 °С. Нагрев заготовок с малыми перепадами температур не связан с технологическими условиями штамповки, а определяется лишь наличием более или менее подходящих по размерам индукторов. Заготовки, для которых специально проектировали и изготавливали индукторы, подлежали нагреву в них с перепадами температур до 150—160 °С. Конечный перепад температур при нагреве заготовок назначали с таким расчетом, чтобы к началу деформирования он уменьшился до 100—130 °С.

В табл. 7.6 приведены параметры нагрева заготовок из сталей аустенитного класса

Таблица 7.6

Параметры нагрев некоторых заготовок из аустенитных сталей типа 18-8 перед штамповкой на прессах

Поковка	Заготовка				Индуктор				Температура нагрева, °С		Время нагрева, с	Число заготовок в индукторе, n	Электрический режим нагрева				Мощность конденсаторной батареи, кВт	Число банок конденсатора
	Диаметр d, мм		Длина l, мм		Внутренний диаметр D, мм	Длина L, мм	Число витков w	Число сечений охлаждения	Температура t, °С	Конечный перепад температур Δt, °С			Напряжение U _{св} , В	Ток I _{св} , А	Мощность P _{св} , кВт	cos φ		
	45	50	45	50														
Патрубок	45	99 ± 1	0,283	62	560	46	2	1160 ± 20	100	72	6	390	280	70	0,9	326	2 ³ / ₄	
	45	63 ± 1	0,786	60	560	22	2	1160 ± 20	50	144	9	430	160	55	0,8	698	6	
Корпус эжектора	50	103 ± 1	1,587	62	560	46	2	1170	150—160	60	5	780	200	130	0,85	146	5 ¹ / ₂	
Наконечник Колodka	45	68 ± 1	0,8	62	700	64	4	1160 ± 20	30	30	180	390	280	70	0,9	326	2 ³ / ₄	
распределитель	25	47 ± 1	0,8	62	700	64	4	1160 ± 20	15	140	14—15	390	280	80	0,8	509	6	
	39	78 ± 1	0,7	80	550	22	2	1160 ± 20	100	56	7	370	280	85	0,89	400	3 ¹ / ₈	
Тройник Крышка	30	55 ± 1	0,33	80	550	22	2	1160 ± 20	15	156; 176	11	400; 390	240; 260	100; 80	0,95; 0,9	327	2 ⁵ / ₄	

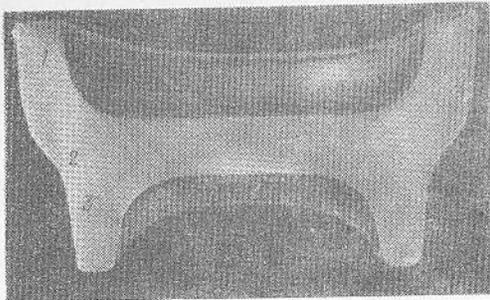


Рис. 7.6. Макроструктура поковки корпуса эжектора (1, 2, 3 — места исследования макроструктуры)

типа 18-8 для штамповки некоторых поковок. С точки зрения нагрева и штамповки наибольший интерес представляет поковка корпуса эжектора. Как видно из таблицы, конечный перепад температур по сечению заготовки диаметром 50 мм составляет 160 °С. При темпе штамповки 12 с температура поверхности заготовки, находящейся на воздухе, в процессе ее транспортировки к прессу успевает снизиться на 30°, а температура центра повысится на 16°. Таким образом, перепад температур по сечению заготовки к моменту штамповки составляет $160 - (30 + 16) = 114$ °С. Отштампованные поковки никаких дефек-

тов не имели. Как видно из рис. 7.6, макроструктура повокот получилась достаточно плотной, без каких-либо следов дефектов.

Исследования микроструктуры повокот подтверждают вполне удовлетворительное их качество, в точках 1 и 3 поковки размер аустенитного зерна соответствует четвертому баллу, а в точке 2 — третьему. Поковки, отштампованные после нагрева по указанному в табл. 7.6 режиму, удовлетворяют техническим условиям. Режимы нагрева с конечными перепадами температур в 150—160 °С по сравнению с обычными перепадами в 100 °С позволяют при удовлетворительном качестве повокот повысить производительность на 25—30 %, что представляет значительный резерв эффективности. Средний удельный расход электроэнергии по промышленной сети при нагреве заготовок диаметрами от 40 до 80 мм составляет 400—350 кВт·ч/т, а при нагреве заготовок диаметрами 25—30 мм — около 600 кВт·ч/т, так как частота тока 2500 Гц для таких заготовок становится мало приемлемой из-за несоответствия условию (2.32).

В приложении 2 в качестве справочного материала приведены некоторые режимы и графики нагрева заготовок из стали 12Х18Н9Т.

Глава 8

НАГРЕВ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ

8.1. Особенности нагрева

Титан и его сплавы парамагнитны. Титан, как известно, имеет две модификации: α и β . Для чистого титана температура аллотропического превращения равна 882—885 °С. Модификация α , существующая до 882—885 °С, имеет плотную упакованную гексагональную решетку, а модификация β , существующая выше указанной температуры, — объемно-центрированную кубическую решетку. Титан образует сплавы с металлическими и неметаллическими элементами, исключая щелочноземельные металлы. Одни из элементов (алюминий, олово, цирконий, углерод,

азот) повышают температуру аллотропического превращения $\alpha \rightarrow \beta$; другие (хром, железо, молибден, ванадий, ниобий) понижают ее. Элементы, повышающие температуру превращений $\alpha \rightarrow \beta$, называются стабилизаторами α -твердого раствора, а элементы, понижающие температуру превращений, — стабилизаторами β -твердого раствора.

Таким образом, титановые сплавы могут быть трех групп: первая — на базе α -твердого раствора, вторая — на базе β -твердого и третья — промежуточного типа с двухфазной структурой $\alpha + \beta$. В промышленности применяют сплавы всех трех групп. Обычно сплавы титана со-

держат добавки, не превышающие 8—10 %, а чаще меньше, поэтому теплофизические свойства сплавов сравнительно одинаковы. Так как особенности индукционного нагрева определяются теплофизическими свойствами металла, следовательно, характер и специфика нагрева сплавов титана должны быть одинаковыми.

Плотность. Плотность всех титановых сплавов, а также и чистого титана одинакова и составляет 4,5 г/см³. В связи с тем что плотность титановых сплавов значительно ниже сталей, при одинаковых условиях нагрева тех и других для нагрева титановых сплавов требуется меньшая полезная мощность, причем уменьшение мощности пропорционально уменьшению плотности.

Теплоемкость. Авторы работы [48] считают, что технологические примеси в титане почти не оказывают влияния на теплоемкость, которая также не зависит от способа получения титана. Средняя удельная теплоемкость титана при нагреве от 20 °С, по данным работ [48, 51], изменяется так:

t, °С	C, кДж/(кг·°С)	
	[48]	[51]
100	0,543	0,553
200	0,556	0,565
300	0,568	0,578
400	0,581	0,586
500	0,589	0,590
600	0,598	0,595
700	0,606	0,607
800	0,619	0,620
900	0,694	—
1000	0,690	—
1100	0,685	—
1200	0,685	—

Анализ показывает, что теплоемкость титановых сплавов мало отличается от теплоемкости сталей.

Теплопроводность. Теплопроводность титана и его сплавов ниже, чем сталей. Особенно резкая разница в значениях теплопроводности наблюдается до температур 600—700 °С. Например, при температуре 150 °С теплопроводность титановых сплавов в среднем составляет около 10 Вт/(м·°С), углеродистых сталей — около 49, низко- и среднелегированных — около 30—40 Вт/м·°С. При высоких температурах, близких к 1000 °С, эта разница в значительной мере сглаживается: для титановых сплавов теплопроводность 22—28, а для углеродистых и высоколегированных сталей 25—29 Вт/(м·°С) [50, 51].

Температуропроводность. Титановые сплавы обладают относительно низкой температуропроводностью: по сравнению со сталями она приблизительно в два раза ниже.

В табл. 8.1 приведены значения температуропроводности для некоторых титановых сплавов в зависимости от температуры.

Удельное электрическое сопротивление. При электрических способах нагрева титана его электрическое сопротивление существенно влияет на весь режим нагрева. Титан относится к так называемым переходным металлам, для которых характерно высокое электрическое сопротивление. Вследствие того что титан при высоких температурах склонен к сильному поглощению газов, электрическое сопротивление поверхностного слоя нагреваемой заготовки может резко возрасти. Это обстоятельство необходимо иметь в виду при индукционном нагреве титана без защитной атмосферы. При повышении температуры удельное электрическое сопротивление титана, как и у большинства металлов, возрастает, причем до температур 300—400 °С оно возрастает линейно. При более

Таблица 8.1

Температуропроводность ($a \cdot 10^5$, м²/с) некоторых титановых сплавов при различных температурах [50]

Марка сплава	Температура, °С									
	150	200	300	400	500	600	700	800	850	1000
BT1	0,65	0,70	0,74	0,65	0,50	0,33	0,20	0,18	0,17	0,73
BT3	0,45	0,46	0,56	0,68	0,67	0,42	0,38	0,38	—	—
BT5	0,45	0,45	0,50	0,57	0,69	0,56	0,30	0,28	0,28	—

Удельное электрическое сопротивление ($\rho \cdot 10^8$, Ом·м) некоторых титановых сплавов при различных температурах [50]

Марка сплава или химический состав, % (массовых)	Температура, °С									
	50	100	200	300	400	500	600	700	800	950
BT1	68,2	81,4	98,5	116,1	130,6	148,8	159,3	169,7	180,2	—
BT5	157,3	162,2	167,1	172,1	177,6	183,1	185,8	188,5	191,2	—
Al 4,1	145,3	150,6	157,7	164,7	170,1	173,6	176,7	178,9	180,5	—
Al 4,0; V 1,9; Mo 1,1	141,8	148,4	157,2	165,0	170,1	171,5	172,4	173,6	177,9	173,9
Al 4,0; Mo 1,5	133,3	138,7	149,0	157,6	165,3	170,4	173,6	175,4	175,4	175,4

высоких температурах скорость роста снижается.

При температурах 880—900 °С, т. е. вблизи температуры аллотропических превращений, удельное электрическое сопротивление максимально, но при переходе из α -модификации в β снижается. В табл. 8.2 приведены значения удельного электрического сопротивления при различных температурах для некоторых титановых сплавов. Анализ работ [48, 50, 51] показывает, что для различных сплавов титана, содержащих не более 10 % легирующих компонентов, удельное электрическое сопротивление при комнатной температуре колеблется от $60 \cdot 10^{-8}$ до $190 \cdot 10^{-8}$ Ом·м. Наибольшее влияние на удельное электрическое сопротивление оказывает алюминий [48].

При высоких температурах, близких к температуре верхнего предела интервала деформирования сплавов (950—1000 °С), эти колебания не столь значительны и приблизительно находятся в пределах $(170 \div 180) \cdot 10^{-8}$ Ом·м.

Для исследования параметров индукционного нагрева титана использовали его сплав, содержащий 4,08 % Сг. Сплав

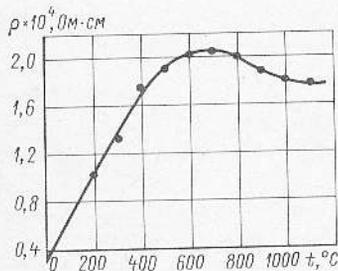


Рис. 8.1. Зависимость удельного электрического сопротивления от температуры нагрева для титанового сплава Ti—Cr

проковали в температурном интервале 980—800 °С на штанги соответствующих размеров, из которых вытачивали заготовки диаметрами от 25 до 70 мм. Для более точного анализа характера нагрева сплава экспериментально исследовали зависимости его удельного электрического сопротивления от температуры в интервале от 20 до 1100 °С (рис. 8.1). Как видно из рис. 8.1, кривая удельного электрического сопротивления при температуре 700 °С имеет максимум, после которого происходит дальнейшее плавное уменьшение сопротивления с повышением температуры, связанное, как указывалось, с фазовым превращением $\alpha \rightarrow \beta$. Падение удельного электрического сопротивления может оказывать влияние на характер кривой нагрева сплава в виде некоторого замедления нагрева.

На рис. 8.2, а приведен температурно-временной график нагрева заготовки диаметром 70 мм из титанового сплава указанного выше состава, на рис. 8.2, б — соответствующее распределение температурных полей.

Анализ рис. 8.2, а показывает, что при температурах 700—1000 °С наблюдается некоторое снижение скорости нагрева в поверхностном слое за счет уменьшения удельного электрического сопротивления, что сказывается на распределении температурных полей (рис. 8.2, б), расстояние между которыми в интервале указанных температур несколько сужается. Особенно это заметно при нагреве с относительно небольшой удельной мощностью (см. приложение 3).

Общий характер нагрева титановых сплавов типичен для нагрева немагнитных металлов и отличается достаточной плавностью повышения температуры. Макси-

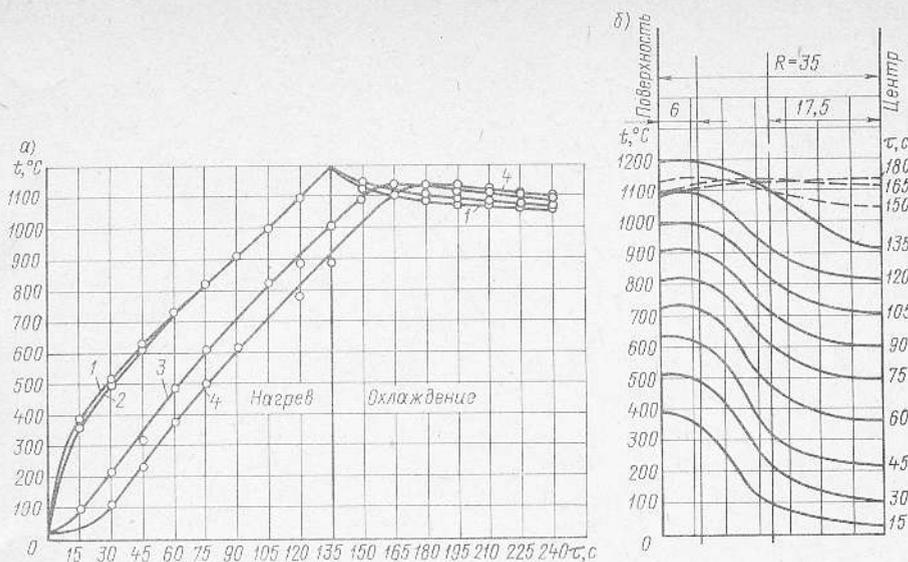


Рис. 8.2. Нагрев заготовки диаметром 70 мм из титанового сплава при частоте тока 2500 Гц и полезной удельной мощности 39 Вт/см^2 ; а — температурно-временной график; б — распределение температурных полей по сечению: 1 — температура на поверхности; 2 — на глубине 6 мм от поверхности; 3 — на глубине 17,5 мм от поверхности; 4 — в центре сечения

максимальная температура при нормальных режимах нагрева сосредоточивается вблизи середины слоя горячей глубины проникновения, а при значительных удельных мощностях несколько смещается к поверхности заготовки. Для рассматриваемого сплава при среднем значении удельного электрического сопротивления в интервале температур $20\text{—}1000^\circ\text{C}$, равного $1,57 \times 10^{-4} \text{ Ом}\cdot\text{см}$, горячая глубина проникновения тока частотой 2500 Гц составляет 12,6 мм. Если перепад температур по сечению не превышает $80\text{—}100^\circ\text{C}$, максимальная температура в сечении заготовки находится на глубине 6—7 мм. К особенности нагрева титановых сплавов следует отнести то, что в конечный период нагрева температура поверхности заготовок близка к максимальной даже при режимах нагрева с малыми мощностями. Эта особенность, по-видимому, объясняется низкой температуропроводностью и меньшей излучательной способностью титана по сравнению с углеродистыми и аустенитными сталями.

Если сравнить скорости остывания в индукторе заготовок диаметром 40 мм от температуры 1250°C , то средняя скорость остывания поверхности составляет для заготовки из углеродистой стали 2,5, из

аустенитной стали — 2,2, из титанового сплава — $1,3^\circ\text{C/с}$. Это значит, что выравнивание температурного перепада у титановых сплавов протекает почти в два раза медленнее, чем у углеродистых и аустенитных сталей. С точки зрения технологических возможностей малая скорость остывания титановых сплавов — положительный фактор, поскольку температурный интервал обработки их давлением узкий — всего $150\text{—}180^\circ\text{C}$.

8.2. Время нагрева и энергетические показатели

Для определения времени нагрева и установления характера распределения температурных полей в сечениях заготовок проводили экспериментальные исследования при частоте тока 2500 Гц [12]. С этой целью в различные точки сечений специально изготовленных заготовок зачеканивали спай термомпар [3] следующим образом:

Диаметр заготовки, мм	70	60	40	25
Расположение спая термомпары от поверхности, мм:				
термомпара № 1	—	—	—	—
» № 2	6	15	10	6
» № 3	17,5	—	—	—
» № 4	35	30	20	12,5

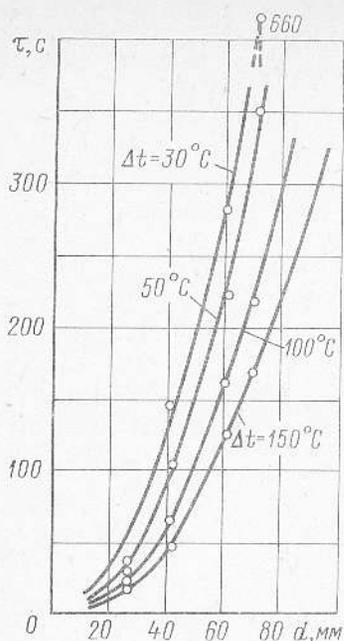


Рис. 8.3. Зависимость времени нагрева титанового сплава от диаметра заготовки и конечного перепада температур при частоте тока 2500 Гц

Заготовки диаметрами 70, 60, 40 мм нагревали в индукторе с внутренним диаметром спирали 100 мм, а заготовки диаметром 25 мм — в индукторе с диаметром 65 мм. В каждый индуктор помещали четыре заготовки длиной по 120 мм. Все необходимые тепловые и электрические параметры фиксировали при различных мощностях, подводимых к индуктору. Для ознакомления и руководства по внедрению нагрева в штамповочное производство в приложении 3 приведены некоторые температурно-временные зависимости и сводная таблица параметров нагрева некоторых заготовок.

На рис. 8.3 показаны зависимости времени нагрева титанового сплава Ti—Cr до 980 °С от диаметра заготовки и перепада температур по сечению. При перепаде температур около 20 °С время нагрева резко возрастает, что свидетельствует о нерациональности таких режимов, так как теряются все преимущества индукционного нагрева.

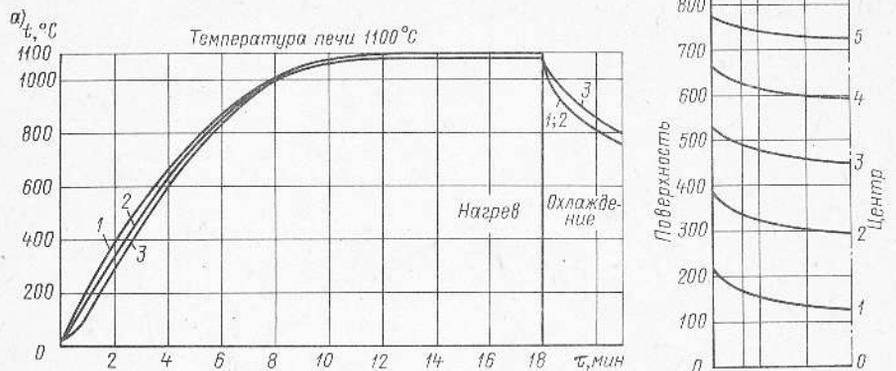
Время нагрева τ , с, и полезная удельная мощность ρ_n , Вт/см² (к рис. 8.3 и 8.6) приведены в следующей таблице:

$\Delta t, ^\circ\text{C}$	30	50	100	150
$d=20$ мм				
τ	33	20	14	10
ρ_n	61	—	—	—
$d=30$ мм				
τ	68	44	28	20
ρ_n	26	38	65	—
$d=40$ мм				
τ	126	90	56	44
ρ_n	17	24	40	57
$d=50$ мм				
τ	194	147	98	75
ρ_n	13	18	29	39
$d=60$ мм				
τ	280	227	158	120
ρ_n	11	14	22	29
$d=70$ мм				
τ	660	322	222	165
ρ_n	9	11	18	24
$d=80$ мм				
τ	—	—	300	220
ρ_n	7	9	15	21

Например, при перепаде температур в 20 °С заготовка диаметром 60 мм нагревается индукционным током до 980 °С за 400 с. Та же заготовка с тем же перепадом температур нагревается в электропечи сопротивления до 980 °С за 462 с (рис. 8.4, а). Таким образом, время индукционного нагрева при таких малых перепадах температур становится соизмеримым с печным. С технологической и с энергетической точек зрения минимальными приемлемыми перепадами температур можно считать перепады в 30 °С. Сравнение графиков температурных полей, приведенных на рис. 8.2, б, с графиком на рис. 8.4, б подтверждает различный их характер. При индукционном методе в поверхностном слое почти с самого начала периода нагрева температурное поле имеет перегиб с плавным максимумом, объясняемый теплоотдачей с поверхности заготовки, а при печном нагреве температурное поле на протяжении всего цикла нагрева представляет собой

Рис. 8.4. Температурно-временной график нагрева в электропечи сопротивления заготовок из титанового сплава диаметром 60 мм (а) и распределение температурных полей по сечению заготовки (б):

1 — температура поверхности; 2 — на глубине 6 мм от поверхности; 3 — в центре сечения



типичную параболу, так как тепловой поток направлен только к поверхности заготовки.

КПД индуктора. При нагреве титановых сплавов КПД индуктора на 10—12 % ниже, чем при нагреве углеродистых сталей, и на 7—8 % ниже, чем при нагреве аустенитных [13].

На рис. 8.5 показан график изменения КПД индуктора от диаметра заготовок и перепада температур по их сечению. Как видно из рисунка, при перепадах температур более 80—100 °С КПД индуктора возрастает слабо: уже при перепаде температур в 100 °С он почти равен своему предельному значению. Несмотря на то, что при нагреве заготовок диаметрами 25 и 40 мм соотношение D/d было одинаковым и равным 2,5, КПД индуктора при нагреве заготовок диаметром 25 мм значительно ниже, чем при нагреве заготовок диаметром 40 мм. Это говорит о том, что нагрев титановых сплавов при соблюдении соотношения $D/\Delta t < 3$ нецелесообразен из-за

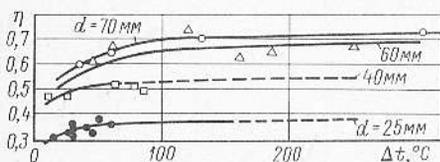


Рис. 8.5. КПД индуктора при нагреве заготовок различных диаметров с различными конечными перепадами температур по сечению при частоте тока 2500 Гц

низкого КПД индуктора — менее 0,4. Если, как обычно, считать, что с энергетической точки зрения минимально приемлемый КПД индуктора равен 0,6, то условие применимости частот тока (2,33) сохраняет свою справедливость и для титановых сплавов.

Из рис. 8.5 видно, что если руководствоваться энергетической стороной вопроса, то для заготовок диаметрами более 40 мм область приемлемых перепадов температур от 60 °С и выше. С технологической стороны вопроса можно считать приемлемыми перепады температур 60—80 °С. Допустимость увеличения перепада температур следует решать в каждом конкретном случае отдельно путем проведения соответствующих опытных работ.

Удельная мощность и расход энергии.

На протяжении всего цикла нагрева титановых сплавов электрические параметры режима остаются постоянными. По своему характеру нагрев титановых сплавов сходен с нагревом аустенитных сталей с той лишь разницей, что для первых требуется удельная мощность, приблизительно в два раза меньшая.

Анализируя рис. 8.6, можно сделать вывод, что при нагреве заготовок диаметрами менее 20 мм даже с перепадами температур в 30 °С и использовании частоты тока 2500 Гц требуется весьма значительная мощность. Средний удельный расход полезной энергии на нагрев титановых

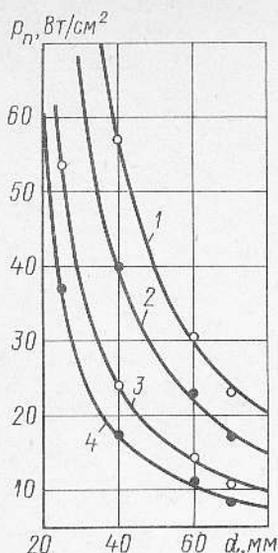


Рис. 8.6. Зависимость полезной удельной мощности от диаметра заготовки и конечного перепада температур по сечению Δt :

1 — при $\Delta t = 150$ °C; 2 — $\Delta t = 100$ °C; 3 — $\Delta t = 50$ °C; 4 — $\Delta t = 30$ °C

сплавов с перепадами температур 50—80 °C составляет около 0,15, аустенитных сталей — 0,18, углеродистых — 0,24—0,25 кВт·ч/кг. Таким образом, при прочих равных условиях нагрев титановых сплавов оказывается более экономичным, чем сталей.

8.3. Влияние нагрева на окалинообразование и газонасыщение

Как известно, титановые сплавы при повышенных температурах реагируют с кислородом воздуха, образуя окалину. Кроме того, азот и водород воздуха, проникая через слой окалины, растворяются в металле и образуют твердый раствор. Толщину окалины на заготовке в ряде случаев можно определить непосредственным измерением с помощью микроскопа, а толщину газонасыщенного слоя — путем измерения микротвердости в поверхностном слое.

В настоящей работе толщину окалины и газонасыщенного слоя определяли после нагрева до 1100 °C и свободного остывания заготовок на воздухе. Для установления влияния атмосферы и времени нагрева на окалинообразование и газо-

насыщение исследовали нагрев в электропечи сопротивления в течение 18 мин, в газовой печи в течение 9 мин и 10-разовый индукционный нагрев с общим временем нагрева около 20 мин. Результаты исследования приведены на рис. 8.7. Толщина слоя окалины получается большей при нагреве в электропечи сопротивления, чем в пламенной печи и при индукционном нагреве, что объясняется окислительной атмосферой в электропечи сопротивления. Получающаяся на заготовках окалина после нагрева в электропечи легко отделяется, после индукционного и пламенного нагрева представляет довольно плотный слой, не отделяющийся даже при приговлении микрошлифа.

Микротвердость поверхностных слоев заготовок и глубина газонасыщения после нагрева в электропечи сопротивления значительно ниже, чем после нагрева в пламенной газовой печи и в индукторе. Если принять нормальной твердость заготовки — 350—400 МПа (рис. 8.7), то глубина газонасыщения при 10-разовом индукционном нагреве составит около 0,24 мм. После единичного нагрева в газовой печи толщина газонасыщенного слоя около 0,14 мм; после нагрева в электропечи сопротивления — около 0,04 мм. Значительное газонасыщение после 10-разового индукционного нагрева объясняется не столько длительностью нагрева, сколько длительным 10-разовым остыванием заготовок на воздухе.

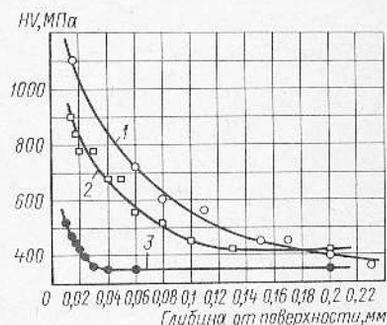


Рис. 8.7. Зависимость глубины газонасыщения от способа и времени нагрева сплава Ti—Cr: 1 — заготовка $d = 40$ мм после 10-разового индукционного нагрева до 1100 °C с общим временем нагрева 20 мин, слой окалины 0,07 мм; 2 — заготовка $d = 40$ мм после нагрева в газовой печи до 1100 °C в течение 9 мин, слой окалины 0,03 мм; 3 — заготовка $d = 80$ мм после нагрева в электропечи сопротивления до 1100 °C в течение 18 мин, слой окалины 0,1 мм

Влияние индукционного нагрева на газонасыщенный слой заготовок различного диаметра можно проследить по графикам на рис. 8.8 и 8.9.

На рис. 8.8 кривые 1—4 показывают изменение микротвердости поверхностных слоев после индукционного нагрева. После однократного нагрева заготовок диаметром 25 мм глубина газонасыщения составляет около 0,18 мм, для заготовок диаметром 70 мм — около 0,06 мм. Увеличение газонасыщения с уменьшением диаметра заготовки, по-видимому, связано с увеличением отношения поверхности к объему заготовки при уменьшении ее диаметра. При 10-разовом индукционном нагреве заготовок диаметром 25 мм газонасыщенный слой составляет около 0,25 мм.

Как видно из рис. 8.9, после однократного нагрева и остывания заготовки на воздухе глубина газонасыщения примерно равна 0,06—0,07 мм (кривая 1). После нескольких нагревов независимо от их числа глубина газонасыщенного слоя составит приблизительно 0,14—0,15 мм. Можно сделать вывод, что основную роль в увеличении газонасыщения играет не число нагревов, а число остываний, так как общее время остывания в интервале

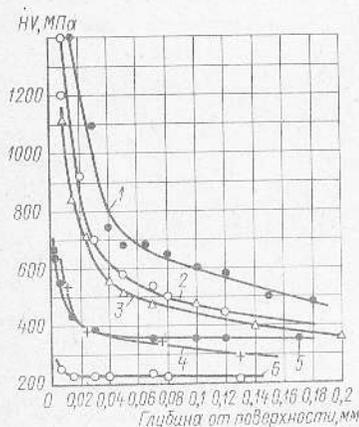


Рис. 8.8. Зависимость глубины газонасыщения от диаметра заготовки d , количества нагревов до 1100 °С и марки сплава после индукционного нагрева и штамповки одной и той же поковки:

1 — $d=25$ мм после 10 нагревов; 2 — $d=25$ мм после одного нагрева; 3 — $d=40$ мм после одного нагрева; 4 — $d=70$ мм после одного нагрева; 5 — после штамповки сплава Ti—Cr с 1000 °С из заготовки $d=52$ мм; 6 — после штамповки сплава VT5-1 с 1000 °С из заготовки $D=52$ мм

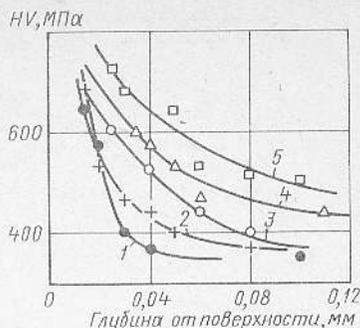


Рис. 8.9. Зависимость глубины газонасыщения заготовок из титанового сплава VT3-1 диаметром 60 мм от количества нагревов до 1000 °С в индукторе (номер кривой соответствует числу нагревов)

температур 1000—600 °С гораздо больше времени нагрева в том же интервале. Основной защитой от газонасыщения считают нагрев в атмосфере аргона. Зарубежные данные рекомендуют перед нагревом электролитическое покрытие заготовок [38], окунание в специальный раствор [39], покрытие алюминием [40]. Однако все защитные мероприятия усложняют и удорожают технологию штамповки. Вполне достаточно, по мнению автора, ускорить нагрев заготовок и вспомогательных операций (см. гл. 9).

8.4. Штамповка с индукционным нагревом

Типичный пример неблагоприятных условий деформирования — штамповка поковки щеки, представляющей собой диск с уступом и бобышкой. Максимальный диаметр диска поковки 94 мм, толщина его 8 мм, высота поковки по бобышке 40 мм. Исходная заготовка была диаметром 52 и высотой 42,5 мм (рис. 8.10).

Покówki изготовляли из двух сплавов: титана с хромом и титана с алюминием (VT5-1) штамповкой на паровоздушном молоте с энергией удара 50 кДж.

Известно, что при штамповке в торец протекает операция осадки, наименее благоприятная по схеме напряженно-деформированного состояния. При деформировании малопластичных материалов, к которым относятся титановые сплавы, появляется большая вероятность трещинообразования именно при осадке в торец.



Рис. 8.10. Общий вид исходной заготовки и поковки диска из сплава Ti—Cr

В связи с этим для исследования влияния индукционного нагрева на качество изделия и была выбрана поковка типа диска, изготавливавшаяся штамповкой в торец. При штамповке дисков свободная осадка происходит вплоть до момента соприкосновения металла заготовки с боковыми поверхностями полости ручья. Таким образом, чем больше степень деформации в поперечном направлении, тем больше вероятность появления трещин на боковой поверхности. Если оценить степень деформации, как обычно, по относительному изменению высоты заготовки, то в данном случае она будет около 80 %. При деформировании в торец за один переход такая степень деформации даже для высокопластичных материалов считается большой. Наличие на поверхности нагретой заготовки газонасыщенного слоя повышает ответственность деформирования еще в

большой мере, и потому в большей мере позволяет судить о возможностях нагрева и штамповки.

Заготовки из обоих сплавов титана нагревали по одинаковому режиму. Время нагрева до 1000 °С составляло 90 с при конечном перепаде температур по сечению 120—130 °С. К моменту начала деформации перепад температур снижался до 70—80 °С. Штамповку производили с одного удара молота. После этого исследовали макроструктуру, микроструктуру в различных участках поковки, а также толщину газонасыщенного слоя поверхности поковки. Макроструктуры поковок из сплавов Ti—Cr и BT5-1 показаны на рис. 8.11 и 8.12.

Как видно из рисунков, макроструктура поковок нормальная волокнистая, типичная для штамповки в торец в сочетании с выдавливанием бобышки. Макроструктура поковки из сплава BT5-1 (рис. 8.12) более плотная, что связано с методом изготовления исходных прутков. Несмотря на то, что в отдельных участках поковки степени деформации достигали 80 %, дефектов ни на поверхности, ни в сечениях не наблюдали. Во всех сечениях макроструктура имела аналогичный характер.

В целях выявления микротрещин и установления глубины газонасыщения из различных участков поковок вырезались

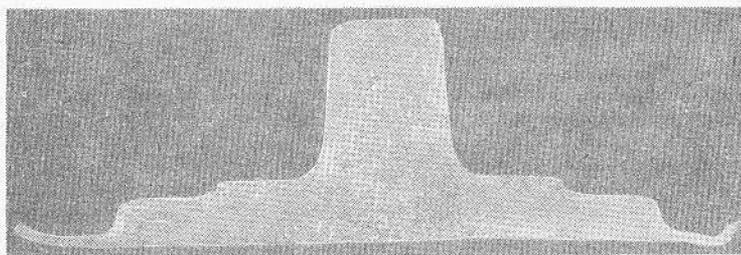


Рис. 8.11. Макроструктура поковки диска из сплава Ti—Cr

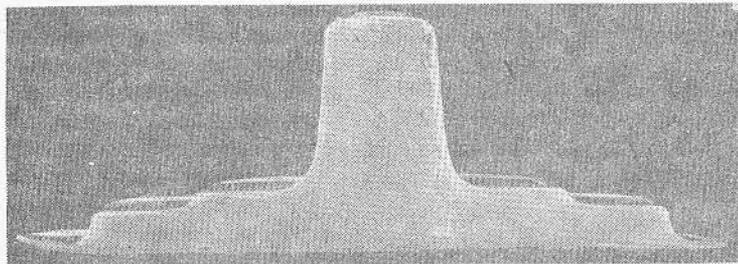


Рис. 8.12. Макроструктура поковки диска из сплава BT5-1

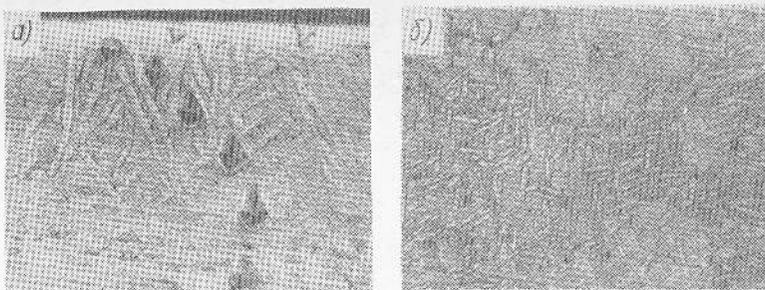


Рис. 8.13. Микроструктура поверхностного (а) и глубинного (б) слоев поковки из сплава Ti—Cr (400 \times)

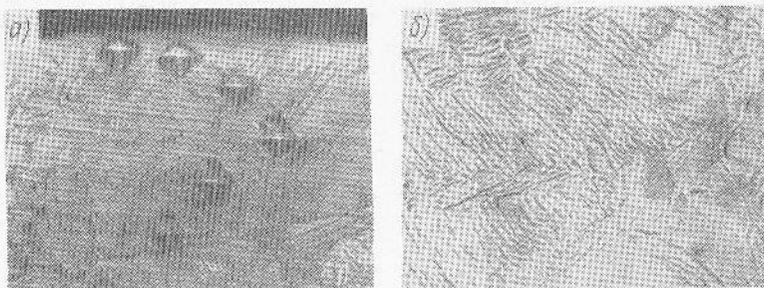


Рис. 8.14. Микроструктура поверхностного (а) и глубинного (б) слоев поковки из сплава VT5-1 (400 \times)

образцы для приготовления микрошлифов, на которых измеряли микротвердость при нагрузке 50 г.

На рис. 8.13 и 8.14 показаны микроструктуры отштампованных поковок из сплавов Ti—Cr и VT5-1. Для сохранения твердости поверхностного слоя поковки не подвергали термообработке. На микроструктурах поверхностного слоя видны следы пирамиды, используемой при измерении микротвердости. По размеру отпечатков и характерной микроструктуре ясно отличается участок поверхностного слоя с более высокой твердостью.

У поковок из сплава Ti—Cr (рис. 8.13, а) газонасыщенный слой имел структуру зерен α -фазы (первичной и вторичной), глубинные слои, не загрязненные газами, — структуру игольчатой α -фазы (вторичная фаза). Поковки из сплава VT5-1 в поверхностных слоях имели структуру первичной α -фазы, переходящей во вторичную (игольчатую), однако выраженную менее резко и с меньшим насыщением газами (рис. 8.14, а), глубинные слои — структуру превращенных зерен β -фазы (рис. 8.14, б) с деформированной α -фазой. Исследования показали, что ни в поверх-

ностных, ни в глубинных слоях поковок микротрещин не обнаруживается. Сама наружная поверхность поковок гладкая, характерная для нормального затекания металла в полости ручья. По данным измерения микротвердости, в поверхностных слоях поковок построены зависимости изменения ее по глубине (см. рис. 8.8, кривые 5 и 6). Из кривых видно, что газонасыщенный слой у поковок из сплава Ti—Cr составляет глубину 0,05 мм, из сплава VT5-1 — всего 0,015 мм. Окалина на поковках практически отсутствовала.

Хорошее качество поковок и относительно равномерная их структура позволяют сделать вывод, что перед пластической деформацией перепады температур по сечению заготовок в 70—80 °С вполне допустимы. Опыт штамповки титановых сплавов с индукционным нагревом подтверждает это. Газонасыщенный слой у заготовок после индукционного нагрева, не подвергавшихся последующей штамповке, больше, чем у поковок (см. рис. 8.9). Это можно объяснить тем, что при штамповке из-за соприкосновения с инструментом заготовка остывает быстрее и в результате имеет меньшее газонасыщение.

НАГРЕВ ДЛЯ ПОЛУГОРЯЧЕЙ ШТАМПОВКИ

9.1. Сущность полугорячей штамповки, ее преимущества и недостатки

В последние годы в кузнечно-штамповочное производство начинают внедрять новый метод, называемый полугорячей штамповкой, сущность которого заключается в том, что металл начинают деформировать при температуре, более низкой по сравнению с температурой верхнего предела для данного металла. В основном этот метод применяют для деформирования сталей, подверженных сильному окалинообразованию: мало- и среднеуглеродистых, а также низколегированных конструкционных. Известно, что особенно интенсивен рост окалинообразования при температурах свыше 900 °С. Нагрев сталей до температур 800—900 вместо 1200—1250 °С позволяет снизить окалинообразование в среднем в четыре-пять раз. Так как в машиностроении основную массу деталей изготавливают штамповкой из углеродистых и низколегированных сталей, в масштабах всего кузнечно-штамповочного производства страны только за счет снижения окалинообразования можно получить экономию около 100 млн. руб. в год.

Полугорячая штамповка — промежуточная между холодной и горячей, поэтому и поковки, полученные полугорячей штамповкой, обладают свойствами, промежуточными между свойствами холодно- и горячештампованных поковок [63]. По условию протекания процесса рекристаллизации с достаточной скоростью температура конца полугорячей деформации может находиться в пределах 600—700 °С или даже несколько ниже. Таким образом, температурный интервал полугорячего деформирования должен быть в пределах 900—650 °С. В настоящее время достаточно точных рекомендаций для выбора температурного интервала полугорячего деформирования пока нет, так как этому процессу еще не придают должного значения. Зарубежные данные [63] рекомендуют температурный интер-

вал от 760 до 254 °С, что, по мнению автора, вряд ли можно признать правильным. По-видимому, такой интервал температур выбран для использования поверхностного упрочнения при штамповке. В этом случае изготовленная поковка не подвергается термо- и механической обработке по контуру, чтобы не уничтожить упрочненный поверхностный слой. Такая технология штамповки в отдельных случаях применима, но для широкого использования не может быть рекомендована. С точки зрения автора, более широко следует использовать штамповку в диапазоне от 900 до 650—700 °С. Сравнительно узкий температурный интервал в 200—250 °С позволяет осуществлять только достаточно простой технологический процесс штамповки, состоящий из одной-двух операций. Несмотря на довольно узкий температурный интервал, полугорячая штамповка с индукционным нагревом может занять достойное место в кузнечно-штамповочном производстве благодаря следующим преимуществам:

- значительное снижение окалинообразования;
- улучшение качества поверхности поковок;
- более высокая точность размеров поковок;
- меньшие припуски на механическую обработку поковок;
- возможность некоторого сокращения в отдельных случаях времени нагрева заготовок за счет снижения температуры;
- снижение расхода энергии на нагрев заготовок;
- снижение расхода воды для охлаждения индукторов;
- повышение стойкости футеровки индукторов как за счет более низкой рабочей температуры, так и за счет меньшего количества окалины;
- повышение разгаростойкости штампов за счет более низкой температуры заготовок и снижение износостойкости за счет меньшего окалинообразования;
- повышение рабочей стойкости смазок для штампов.

Однако полугорячая штамповка имеет и известные недостатки: повышение усилия деформирования; возможное снижение стойкости штампов за счет повышения удельных усилий деформирования; некоторое снижение пластичности металла, ухудшающее заполнение полостей сложной конфигурации; невозможность осуществления с одного нагрева технологического процесса штамповки, требующего проведения нескольких заготовительных операций; повышение неоднородности деформации при штамповке.

Анализ перечисленных преимуществ и недостатков показывает, что при полугорячей штамповке возникают взаимоположные факторы, что требует серьезных исследований в соответствующих направлениях. Однако предположительно можно считать, что тесное увязывание техники нагрева с технологией деформирования обеспечит максимальную эффективность. Необходимо отметить, что поскольку существует горячее и полугорячее деформирование, то не исключена возможность их сочетания в одном деформируемом объеме, которое сможет обеспечить ряд дополнительных преимуществ в технологии штамповочного производства.

9.2. Сочетание горячей и полугорячей штамповок

Сочетание горячей и полугорячей штамповок заключается в том, что в одних частях длины заготовки предусматривается горячее, а в других частях — полугорячее деформирование. При таком методе штамповки заготовка по длине может нагреваться неравномерно и иметь температуры, необходимые для горячего и полугорячего деформирования данного металла. В общем случае для конструкционных сталей, температура верхнего предела которых 1200—1250 °С, указанная неравномерность нагрева по длине заготовки может достигать 300—400 °С, а так как температура начала полугорячего деформирования находится в пределах 900—800 °С, то теоретически неравномерность нагрева по длине заготовки получается равной традиционному температурному интервалу деформирования данного металла. Практически же она должна зависеть от сложности технологического

процесса штамповки так, чтобы в соответствующем участке поковки степень деформации при данной температуре не была бы близка к критической, при которой происходит чрезмерный рост зерна. Это значит, что конкретную температуру полугорячей штамповки следует устанавливать в соответствии с диаграммой рекристаллизации с учетом примерной степени деформации в данном участке поковки. Естественно, при сочетании горячей и полугорячей штамповок в объеме поковки может получиться микроструктура, различная по размеру зерна и даже разнородная. В связи с этим для обеспечения в поковке структуры, заданной техническими условиями, необходимо предусматривать термообработку путем отжига или нормализации, или закалки с отпуском. В некоторых случаях полугорячей штамповки с высокими степенями деформации при 600—700 °С поковки могут подвергаться термообработке только в виде отдыха для снятия напряжений в целях сохранения упрочненного слоя.

Следует подчеркнуть, что сочетание горячей и полугорячей штамповок особенно актуально при применении индукционного нагрева заготовок переменного сечения типа головки — стержень. Равномерный нагрев таких заготовок крайне затруднен, а при большой разнице сечений головки и стержня зачастую невозможен даже в индукторе специальной конструкции. Значительная неравномерность нагрева головки и стержня, допускаемая при сочетании горячей и полугорячей штамповок (смешанной штамповке), позволяет нагревать фасонные заготовки в обычном цилиндрическом индукторе при достаточно высоких его КПД и производительности. Кроме того, в указанном случае расширяется диапазон использования стандартных частот тока.

Целесообразность смешанной штамповки с индукционным нагревом фасонных заготовок в цилиндрическом индукторе подтверждает технологический процесс изготовления шатуна из стали 20ХНЗА, чертеж поковки которого приведен на рис. 9.1. Традиционный технологический процесс изготовления данной поковки состоит из следующих операций: нагрева прутка диаметром 16 мм в пламенной печи до 1150 °С; высадки головки в

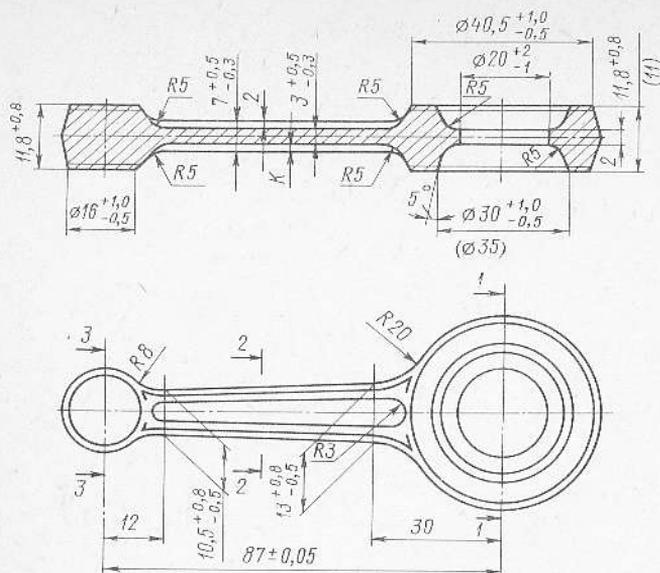


Рис. 9.1. Чертеж поковки шатуна (1—1, 2—2, 3—3 — сечения для металлографических исследований)

двух ручьях на ГКМ и отрезки; нагрева фасонных заготовок в пламенной печи до 1150 °С; штамповки в окончательном ручье на КГШП; высокого отпуска при 650 °С; обрезки облоя и прошивки отверстия; очистки от окалины и зачистки заусенцев; чеканки и окончательной термообработки — закалки с отпуском на сорбит.

В целях снижения окисления и уменьшения диаметра исходной заготовки перед окончательной штамповкой был применен индукционный нагрев фасонных заготовок в цилиндрическом индукторе. Диаметр исходного прутка был уменьшен до 15 мм. Фасонная заготовка после высадки на ГКМ имела общую длину 117 мм, коническую головку со средним диаметром 20,5 мм длиной 38 мм и стержень диаметром 15 мм длиной 79 мм. По правилам для индукционного нагрева такой заготовки должна быть использована частота тока 8000 Гц. Однако из-за отсутствия ее использовалась частота тока 2500 Гц, так как задача достижения максимально возможного КПД установки не ставилась. Вопрос заключался в возможности нагрева заготовки в цилиндрическом индукторе таким образом, чтобы головка ее имела температуру, близкую к заданной, а стержень — температуру, соответствующую

началу полугорячей штамповки, т. е. в пределах 800—900 °С. Кроме того, ставилась задача получить темп выдачи нагретой заготовки в 8—12 с при длине индуктора 700 мм. Для этой цели спроектировали и изготовили индуктор с длиной спирали 700 мм, внутренним диаметром 65 мм, с числом витков 64 и тремя секциями охлаждения, оснащенный шамотно-асбестовой футеровкой общей толщиной 8 мм и пластинчатой направляющей в виде неохлаждаемого лотка.

Такой индуктор помещали на типовой нагреватель, установленный около криошипного горяче-штамповочного прессы усилием 16 МН.

Для исследования процесса нагрева использовали высаженную заготовку, в которой монтировали хромель-алюмелевые термопары по описанному в п. 4.3. методу (рис. 9.2). Спаи термопар монтировали в четырех точках: на поверхности головки, отступя от ее торца на 5 мм (1), в центре оси головки — от торца на 19 мм (2), для чего головка разрезалась, а затем сваривалась, на поверхности головки на расстоянии от того же торца 24 мм (3) и на поверхности стержня, отступя от его торца на 10 мм (4). Такое расположение спаев термопар позволяло достаточно полно судить о распределении температур по объему заготовки. Как видно из рис. 9.2, термоэлектроды помещали в двухканальную солому и укладывали в лоток из тонкой листовой (толщиной 0,2 мм) нержавеющей стали, приваренной к головке, что исключало деформирование и обрыв термоэлектродов при перемещении заготовки через индуктор.

В методическом индукторе одновременно размещали шесть заготовок. На основании заданного темпа толкования, равного 11 с, настраивали электрический режим нагрева с таким расчетом, чтобы за время прохождения заготовки через индуктор (66 с) хотя бы одна из точек тела заготовки имела заданную температуру 1150 °С.

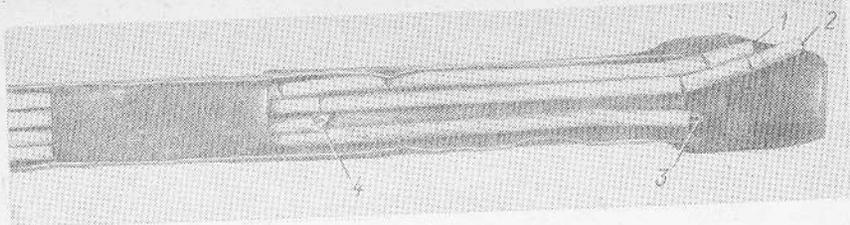


Рис. 9.2. Общий вид фасонной заготовки с термопарами

Отработанный режим имел следующие параметры: мощность генератора 44 кВт, напряжение генератора 470 В, ток генератора 110 А и коэффициент мощности 0,85. Расход воды через все секции индуктора составлял 0,185 л/с, температура воды, входящей в спираль, 9 °С, выходящей из нее — 38 °С. Масса всех шести заготовок 1350 г. В процессе установившегося теплового режима работы индуктора производилось проталкивание заготовки с термопарами.

Температуру заготовки измеряли как в период нагрева, так и в период ее остывания на транспортере. Термограмма процесса нагрева и остывания заготовки показана на рис. 9.3.

Темп штамповки составлял 11 с, и из графика на рис. 9.3 можно заключить, что на 77-й секунде к моменту начала штамповки самая высокая температура 1070 °С была в осевой части головки (кривая 2), поверхность головки имела температуры 1010 и 990 °С (кривые 3 и 1), а стержень — 910 °С. Таким образом, можно считать, что формообразование большой головки шатуна происходит горячей штамповкой при средней температуре заготовки 1000 °С, а стержня и малой

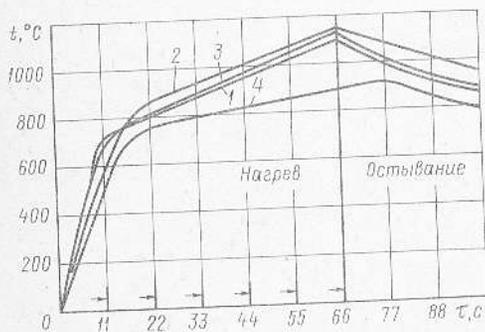


Рис. 9.3. График изменения температуры в различных точках фасонной заготовки: 1, 3 — поверхность головки; 2 — ось головки; 4 — поверхность конца стержня

головки — полугорячей при температуре 910 °С.

Результаты нагрева показывают, что штамповка поковки шатуна производилась при перепаде температур по длине заготовки в 160 °С, а по сечению головки — в 80 °С. Исследование подтверждает, что макроструктура поковок во всех сечениях весьма плотная, малоразличимая невооруженным глазом. В качестве примера на рис. 9.4 приведена макроструктура поковки с обломом в диаметральном сечении большой головки.

Микроструктуру исследовали как у заготовок после индукционного нагрева, так и у поковок после штамповки на кривошипном горячештамповочном прессе (КГШП). Анализ микроструктур, приведенных в табл. 9.1, позволяет заключить, что во всех сечениях поковок в поверхностных и сердцевинных слоях имеет место структура сорбита, обеспечивающая им среднюю твердость 38 HRC, удовлетворяющую техническим требованиям. Как видно из микроструктур, резкой разницы в дисперсности не наблюдается. Несколько меньшая дисперсность частиц на поверхности сечений и небольшой обезуглерожженный слой — результат печного нагрева прутков перед штамповкой на ГКМ. Дефектов в виде макро- и микротрещин ни в одной из многочисленных партий поковок не наблюдалось.

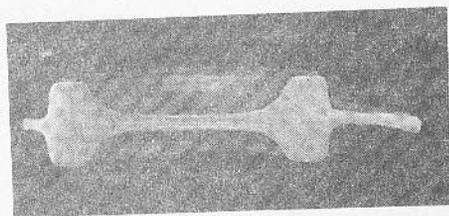
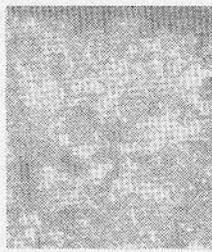
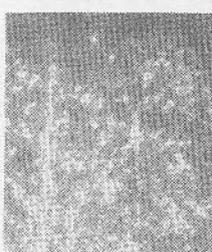
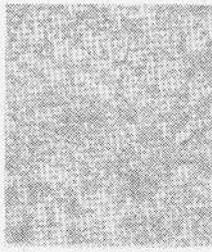
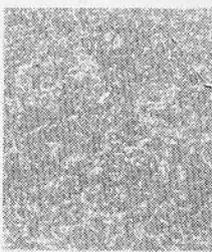


Рис. 9.4. Макроструктура поковки с обломом в сечении большой головки

Микроструктуры ($\times 300$) готовых поковок после термообработки (закалки и отпуска на сорбит)

Слой	Сечение		
	1—1	2—2	3—3
Поверхностный			
Сердцевинный			

Примечание. Обезуглероженный слой поверхности в сечении 1—1 равен нулю, в сечении 2—2 — 0,03 мм, в сечении 3—3 — 0,2 мм.

Эксплуатация двигателей с шатунами, изготовленными по приведенной технологии штамповки, подтверждает их хорошее качество: в течение ряда лет рекламации не поступали.

Изучение стойкости штампов показало, что средняя стойкость чистового ручья вставки из стали ДИ22 составляет 5—6 тыс. шт. поковок. Анализ износа гравюры ручья отработанной вставки позволил установить, что износ происходит главным образом в местах радиусов знаков большой головки и прилегающих к ней участков ребер стержня, т. е. как раз не в тех местах, где деформировался металл с наиболее низкой температурой. Установлено, что раньше всего разгарная сетка возникает

на радиусах знаков большой головки, что и приводит к износу ручья.

Таким образом, несмотря на относительно низкую температуру штамповки стержня и малой головки поковки шатуна стойкость штампов можно считать удовлетворительной. В заключение следует заметить, что в отдельных случаях можно допустить большую неравномерность температур по длине и сечению заготовок, если предварительно согласовать степени деформации при последующей штамповке с получающимися температурами в объеме заготовки и если по диаграмме рекристаллизации для данного металла в указанных условиях штамповки не происходит критического роста зерна.

Приложение 1

Режимы нагрева заготовок из углеродистой стали (сталь 45)

Таблица П.1

Время нагрева t , с	Мощность из промышленной сети P_c , кВт	Сила тока индуктора $I_{\text{и}}$, А	Напряжение индуктора $U_{\text{и}}$, В	Параметр
40	390	2000	269	$d = 160 \text{ мм}; l = 500 \text{ мм};$ $D = 220 \text{ мм}; L = 670 \text{ мм}; \omega = 27; f =$ $= 500 \text{ Гц};$ $t_{\text{в.н}} = 11 \text{ }^\circ\text{C}; t_{\text{в.к}} = 24 \text{ }^\circ\text{C}; q = 0,625 \text{ л/с};$ $P_c = 254 \text{ кВт}; P_{\text{х.х}} = 80 \text{ кВт};$ $\rho_{\text{п}} = 35,5 \text{ Вт/см}^2; \eta = 0,72;$ $\Delta t = 170 \text{ }^\circ\text{C}; \tau = 720 \text{ с}$
80	360	1950	277	
120	310	2100	260	
160	270	2000	236	
200	250		223	
240	230		209	
280	220	2005	203	
320	210		199	
360				
400				
440				
480	220	203		
520				
560				
600				
640	225	2005		
680	230			
720	230			

Примечание. Сила тока генератора $I_{\text{г}} = 690 \text{ А}$.

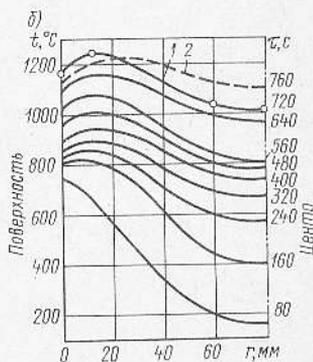
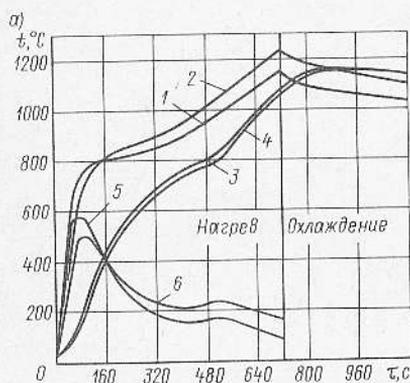


Таблица П1.2

Время нагрева τ , с	Мощность из промышленной сети P_c , кВт	Сила тока, А		Напряжение индуктора U_n , В	Параметр
		генератора I_g	индуктора I_n		
20	430	410	1850	900	$d=100$ мм; $l=500$ мм; $D=228$ мм; $L=700$ мм; $\omega=50$; $f=500$ Гц; $t_{a,n}=5,2$ °С; $t_{в,к}=30$ °С; $q=0,89$ л/с; $P_c=322$ кВт; $P_{х,х}=75$ кВт; $p_n=89,5$ Вт/см ² ; $\eta=0,6$; $\Delta t=180$ °С; $\tau=180$ с
40	550	460	1830	900	
60	370	350	1840	835	
80	300	300	1850	830	
100	270	260	1860	835	
120	260	240	1880	845	
140			1890	860	
160	235	1900			
180					
200	270		1900	865	
220					
240					

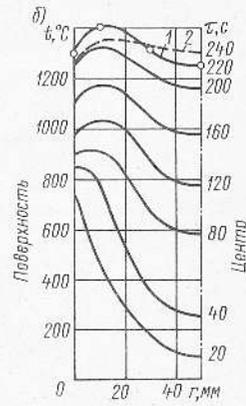
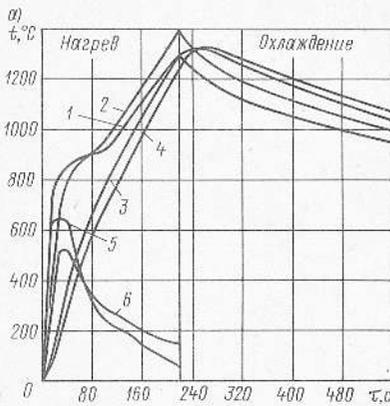


Таблица П1.3

Время нагрева τ , с	Мощность из промышленной сети P_c , кВт	Сила тока, А		Напряжение индуктора U_n , В	Параметр
		генератора I_g	индуктора I_n		
40	280	490	1050	530	$d=130$ мм; $l=500$ мм; $D=228$ мм; $L=700$ мм; $\omega=50$; $f=500$ Гц;
80	270	460	980	510	
120	260	510	1099	490	
160	220	550	1169		
200	200	570	1190		

Время нагрева t , с	Мощность из промышленной сети P_c , кВт	Сила тока, А		Напряжение индуктора $U_{ин}$, В	Параметр
		генератора I_g	индуктора $I_{ин}$		
240	190	580	1225	500	$t_{в.л} = 10,8^\circ\text{C}; \quad t_{в.к} = 34^\circ\text{C};$ $q = 0,582 \text{ л/с};$ $P_c = 212 \text{ кВт}; \quad P_{ух} = 70 \text{ кВт};$ $\rho_n = 34,2 \text{ Вт/см}^2; \quad \eta = 0,55;$ $\Delta t \neq 25^\circ\text{C}; \quad \tau = 652 \text{ с}$
280		575	1232	510	
320		570	1239	510	
360		575	1246	520	
400		585	1260	525	
440	200	595	1281	535	
480		590	1274		
520		600	1295	540	
560	595	1281			
600	600	1288			
640	595	1288			

Примечание. Нагрев без футеровки.

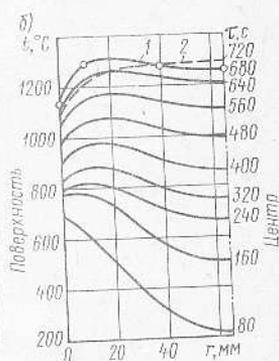
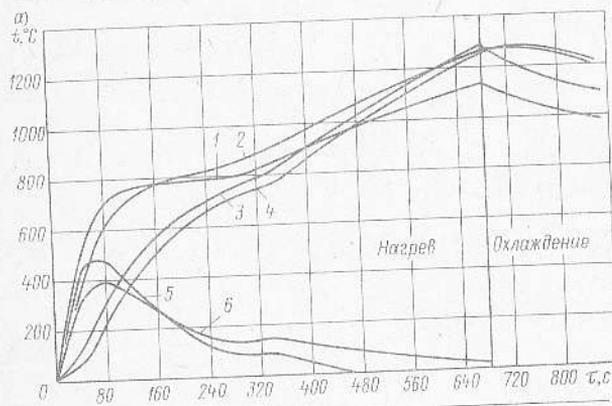


Таблица П1.4

Время нагрева t , с	Мощность из промышленной сети P_c , кВт	Сила тока, А		Напряжение индуктора $U_{ин}$, В	Параметр
		генератора I_g	индуктора $I_{ин}$		
15	211	360	1050	380	$d = 64 \text{ мм}; \quad l = 300 \text{ мм};$ $D = 120 \text{ мм}; \quad L = 370 \text{ мм};$ $\omega = 28; \quad f = 2000 \text{ Гц};$
30	140	270	1138		
45	120	250	1278	420	
			1278		

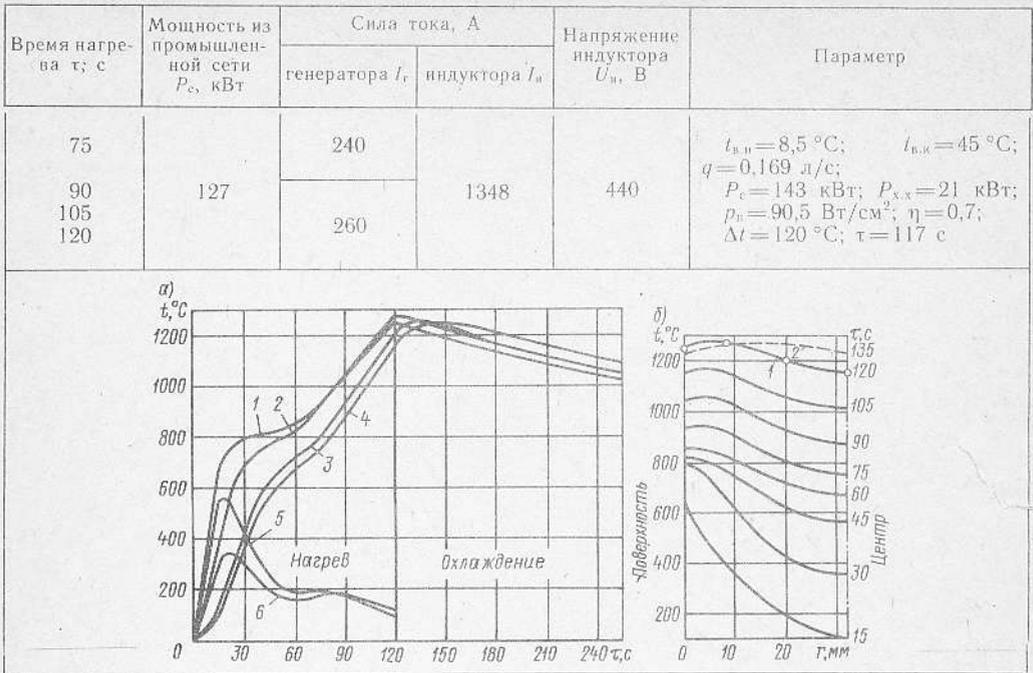
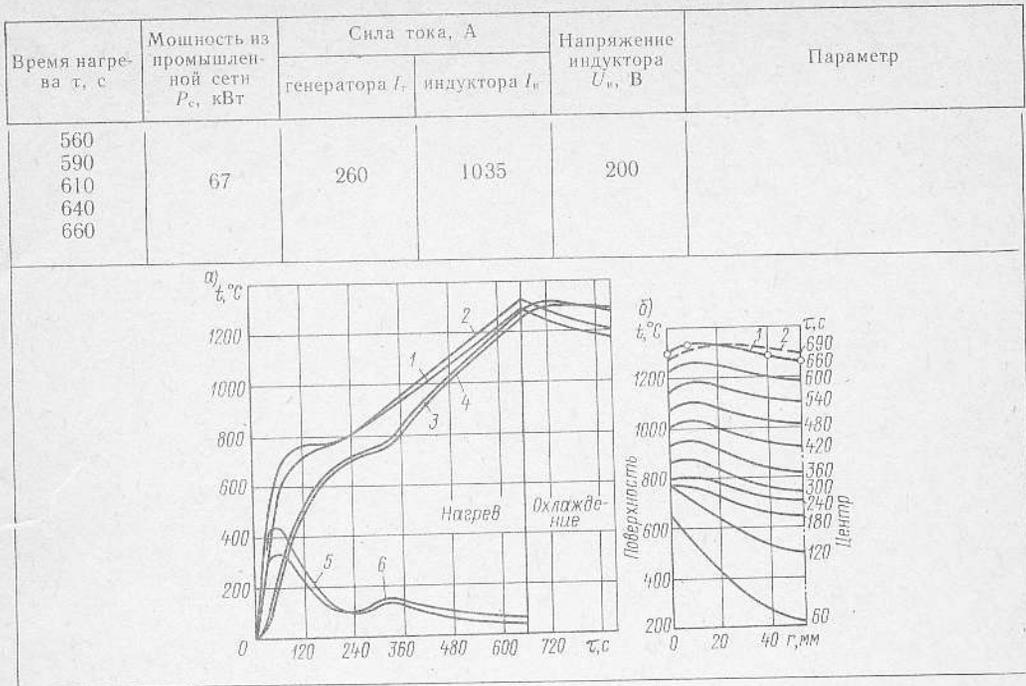


Таблица П1.5

Время нагрева τ , с	Мощность из промышленной сети P_c , кВт	Сила тока, А		Напряжение индуктора $U_{ин}$, В	Параметр
		генератора I_T	индуктора $I_{ин}$		
30	140	500	900	225	$d=106 \text{ мм}; l=300 \text{ мм};$ $D=140 \text{ мм}; L=390 \text{ мм};$ $\omega=20; f=2000 \text{ Гц};$ $t_{н,н}=14^\circ\text{C}; \quad t_{н,к}=21^\circ\text{C};$ $q=0,370 \text{ л/с};$ $P_c=78 \text{ кВт}; P_{с,х}=24 \text{ кВт};$ $\rho_n=29,5 \text{ Вт/см}^2; \eta=0,73;$ $\Delta t=90^\circ\text{C}; \tau=600 \text{ с}$
60	92	320	1020		
90	82				
120	74	280	1035		
150	67	260	1020	200	
180					
210			1035		
240					
270	67	260	1035	200	
300					
330					
360					
390					
410					
440					
470					
500					
530					



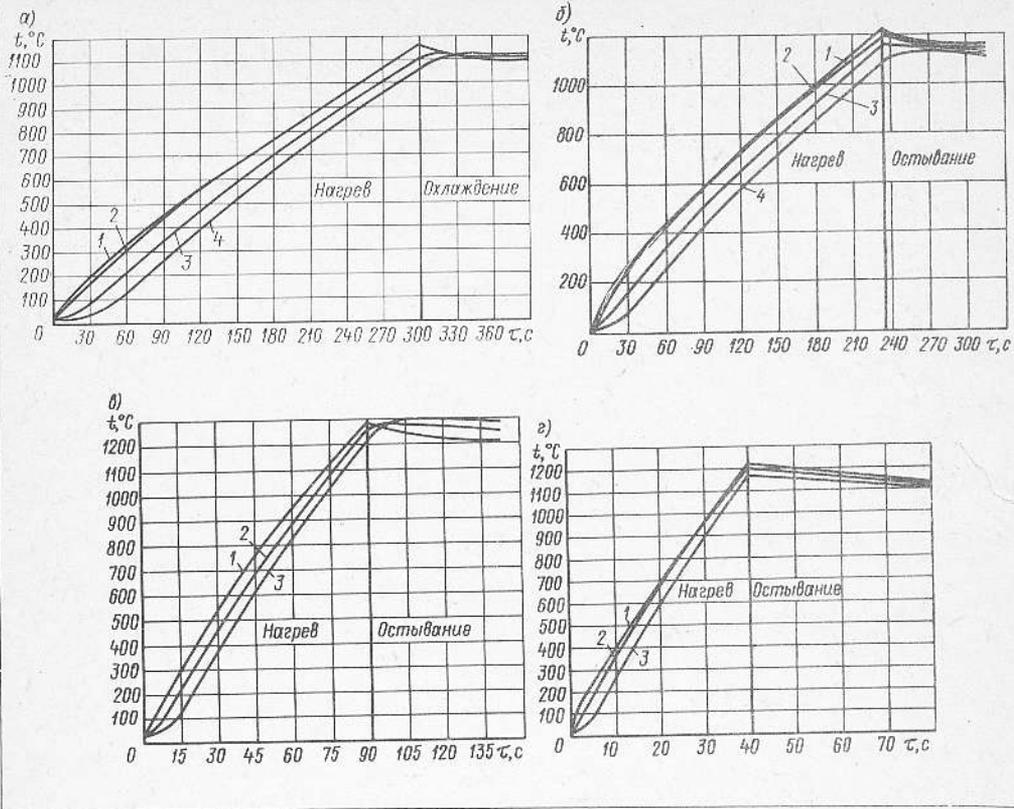
Приложение 2

Режимы нагрева аустенитной стали X18H9T (12X18H9T)

Таблица П2

Рисунок	Диаметр заготовки d , мм	Перепад температуры $\Delta t, ^\circ\text{C}$	Время нагрева t , с	Мощность от генератора P_T		КПД		Удельная мощность, кВт/см ²		Удельный расход энергии, кВт·ч/кг		Конденсаторная батарея	
				Полезная мощность $P_{ин}$	Полезная мощность $P_{по}$	индуктора η	по промышленной сети η_c	полезная $P_{ин}$	по промышленной сети P_c	полезной $A_{ин}$	по промышленной сети A_c	мощность P_p , квар	Емкость C , мФ
а	70	105 215	296 145	40	31,7	0,74	0,55	0,030	0,055	0,179	0,326	217	59,3
				88	61,5	0,75	0,55	0,059	0,105	0,170	0,309		
б	60	120 160	220 153	42	34	0,71	0,52	0,034	0,066	0,178	0,342	225	102,5
				66	43,5	0,69	0,51	0,048	0,094	0,174	0,341		
в	40	60 85	80 78	65	39	0,57	0,42	0,065	0,155	0,182	0,434	225,3	76,5
				74	39,7	0,59	0,44	0,066	0,150	0,179	0,407		
г	25	20 60	143 37,5	24	8,7	0,40	0,30	0,023	0,077	0,186	0,620	226,3	102,5
				90	32,6	0,087	0,290	0,183	0,610				

Примечание. Частота тока 2500 Гц.



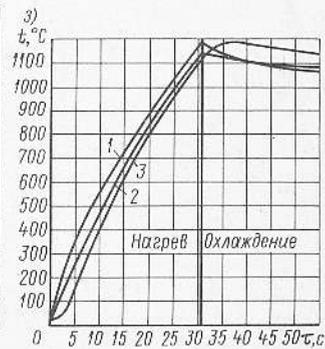
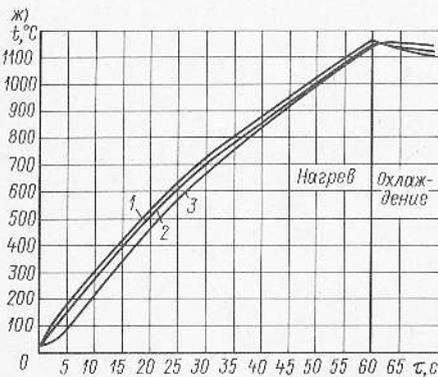
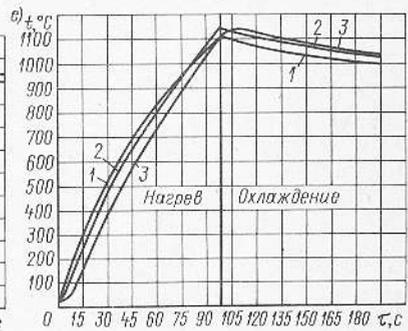
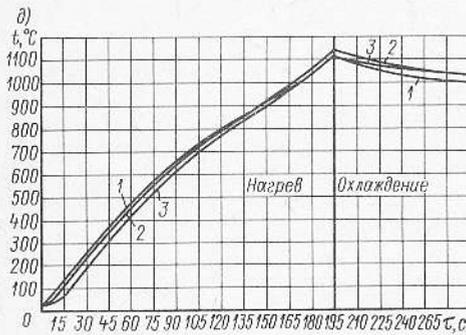
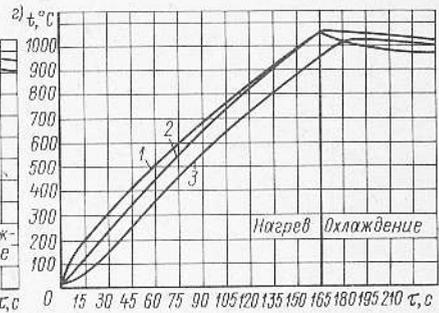
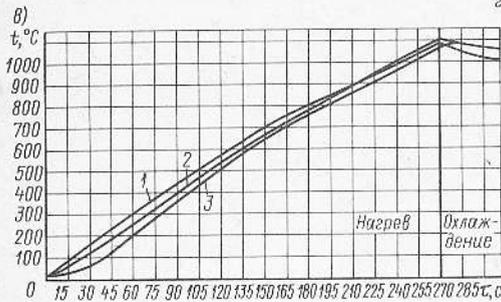
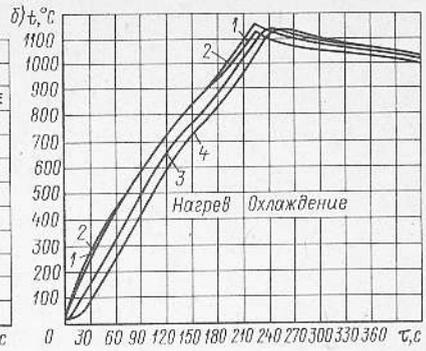
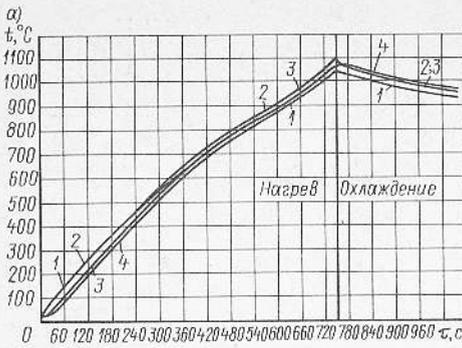
Приложение 3

Режимы нагрева титанового сплава Ti — Cr

Таблица П3

Рисунок	Диаметр заготовки d, мм	Перепад температуры Δt, °C	Время нагрева τ, с	Мощность от генератора P _г	Полезная мощность P _н	КПД		Удельная мощность, кВт/см ²		Удельный расход энергии, кВт·ч/кг		Конденсаторная батарея	
						индуктора η	по промышленной сети η _с	полезная p _н	по промышленной сети p _с	полезной A _н	по промышленной сети A _с	Мощность P _{кв} , квар	Емкость C, мФ
а	70	35	660	15	7,4	0,60	0,38	0,007	0,018	0,160	0,422	219	99
б	70	130	185	44	25	0,70	0,44	0,023	0,052	0,152	0,346	219	99
в	60	45	236	24	14,8	0,61	0,48	0,016	0,033	0,157	0,328	248	113
г	60	120	148	39	22,7	0,74	0,47	0,025	0,053	0,152	0,324	248	113
д	40	25	163	25	9,5	0,47	0,30	0,016	0,053	0,158	0,530	247	73
е	40	78	79	50	19,2	0,51	0,30	0,032	0,106	0,155	0,520	247	73
ж	25	30	47	45	13,4	0,34	0,23	0,036	0,157	0,159	0,692	219	99
з	25	70	23	90	26,8	0,36	0,23	0,071	0,309	0,156	0,680	219	99

Примечание. Частота тока 2500 Гц.



Приложение 4

Методика расчета тепловых потерь в индукторе без футеровки

В последнее время появляются примеры использования для сквозного нагрева индукторов без футеровки. В частности, на десятой Всесоюзной научно-технической конференции, посвященной применению токов высокой частоты в электротермии, состоявшейся в апреле 1986 г. в Ленинграде, приводились примеры успешного применения таких индукторов. Как указывалось в п. 3.2, индукторы без футеровки позволяют интенсифицировать нагрев. При обычном индукционном нагреве с перепадами температур по сечению заготовки в 50—120 °С время нагрева в индукторе без футеровки сокращается на 20—30 % по сравнению с временем нагрева в индукторе с футеровкой.

Кроме того, за счет отсутствия футеровки возможно уменьшение зазора между заготовкой и спиралью индуктора, что приводит к повышению его электрического КПД. Индукторы без футеровки могут успешно применяться в первую очередь для нагрева окалиностойких сталей и сплавов, так как отсутствие окалины при нагреве таких металлов исключает возможность замыкания витков. Нагрев металлов, склонных к окалинообразованию, может также производиться в индукторах без футеровки, но до более низких температур, соответствующих теплой и полугорячей штамповке.

Вопрос о конструкции направляющих для перемещения или укладки заготовок должен решаться отдельно в зависимости от длины заготовки и характера нагрева. Например, при методическом нагреве штанг или прутков направляющей в индукторе не требуется, так как в данном случае центровка штанги осуществляется проводками или роликами. При периодическом нагреве для укладки заготовки в индукторе должен быть желоб, помещенный на изоляционную шамотную или бетонную подушку.

Спираль индуктора без футеровки стеклолентой не обматывается, а покрывается черной эмалью ПКЭ-14 или ПКЭ-19, подвергающейся после покры-

тия теплой подсушке (при 20—30 °С) и последующей горячей сушке при 180 °С. Тонкий слой эмали, нанесенный на спираль, являясь достаточно теплопроводным, интенсивно охлаждается проточной водой и благодаря этому не подвержен обгоранию.

Теплопередача внутри индуктора без футеровки отличается от теплопередачи в индукторе с футеровкой. Из-за отсутствия футеровки и главным образом ее огнеупорного элемента и практически холодной медной спирали не происходит интенсивного взаимного теплообмена между последней и нагретыми заготовками. Вследствие этого можно считать, что вся тепловая энергия, излучаемая поверхностью заготовок и передаваемая нагретым воздухом, поглощается водой, протекающей по спирали.

Так как спираль индуктора обычно имеет длину, в несколько раз превышающую его диаметр, а воздушный зазор между взаимнообращенными поверхностями составляет сравнительно малую величину (десятки миллиметров), то можно считать, что теплопередача происходит в замкнутом ограниченном пространстве главным образом посредством излучения, в меньшей степени — конвекцией и теплопроводностью. Мощность тепловых потерь за счет излучения при постоянной температуре заготовок, как, например, в индукторе-термостате рассчитывается исходя из закона Стефана — Больцмана по формуле (3.27).

Учитывая то обстоятельство, что в процессе нагрева спираль индуктора нагревается не выше температуры охлаждающей воды, поглощающей всю излученную энергию, мощность тепловых потерь на излучение за весь период нагрева рассчитывается по формуле

$$P_{\text{из}} = \frac{10^{-8}}{5} F C_0 \left(\varepsilon_1 T_1^4 + \varepsilon_2 \frac{T_2^5 - T_1^5}{T_2 - T_1} \right), \quad (1)$$

где F — вся боковая поверхность заготовки, м².

Температура T_2 всегда задана, так как является температурой начала деформирования данного металла. Темпера-

тура T_1 при нагреве ферромагнитной стали также известна и равна температуре точки Кюри ($\sim 800 + 273$) К.

При нагреве парамагнитного металла температура T_1 условно принимается равной $\frac{T_2}{2} + 273$. Расчет мощности тепловых потерь при методическом нагреве производится по формуле, сходной с формулой (1), так как при ее выводе использована одинаковая методика:

$$P_{\text{л}} = \frac{10^{-8}}{5} \pi d C_0 \left(l_1 \varepsilon_1 T_1^4 + l_2 \varepsilon_2 \frac{T_2^5 - T_1^5}{T_2 - T_1} \right), \quad (2)$$

где l_1 и l_2 — длины излучающих участков поверхности нагреваемых заготовок.

Как указывалось в п. 3.6, соотношения длин участков составляют: для ферромагнитных сталей $l_1 = (1/4) l$, $l_2 = (3/4) l$; для парамагнитных — $l_1 = (2/5) l$, $l_2 = (3/5) l$ при $T_1 = T_2/2$.

В случае ускоренного (изотермического) нагрева соотношения длин участков устанавливаются при расчете индуктора. Так как при ускоренном нагреве на втором участке процесса температура T_2 постоянна, т. е. протекает стационарный режим, общая формула мощности излучения имеет вид

$$P_{\text{л}} = \pi d C_0 \left[\frac{1}{5} l_1 \varepsilon_1 \left(\frac{T_1}{100} \right)^4 + l_2 \varepsilon_2 \left(\frac{T_2}{100} \right)^4 \right]. \quad (3)$$

Для необработанных поверхностей заготовок, подлежащих нагреву, для сталей можно принимать $\varepsilon_1 = 0,8$, $\varepsilon_2 = 0,9$. Учитывая кратковременность процесса ускоренного нагрева поверхности заготовок до температуры T_2 , излучением на первом участке иногда можно пренебречь и считать, что оно происходит стационарно на всей длине индуктора при температуре T_2 .

Для расчета теплопередачи конвекцией и теплопроводностью через воздушную прослойку в индукторе можно воспользоваться методикой, предложенной в работе [30]. Из-за сложности процесса теплообмена в ограниченном пространстве через воздушную прослойку рекомендуется этот процесс рассматривать как элементарное явление теплопередачи теплопроводностью, используя при этом введение понятия об эквивалентном коэффициенте теплопроводности

$\lambda_{\text{э}}$. Введение этого понятия значительно упрощает расчет и, кроме того, позволяет получить значение эквивалентной теплопроводности непосредственно опытным путем.

Относя значения эквивалентного коэффициента теплопроводности $\lambda_{\text{э}}$ к значению нормального коэффициента теплопроводности λ той же среды при ее средней температуре, получают так называемый коэффициент конвекции $\varepsilon_{\text{к}}$, который используется в расчетах и характеризует влияние конвекции:

$$\varepsilon_{\text{к}} = \lambda_{\text{э}} / \lambda. \quad (4)$$

Этот коэффициент конвекции является функцией произведения критериев Грасгофа (Gr) и Прандтля (Pr).

При вычислении значений критериев Gr и Pr за определяющий размер принимается толщина воздушной прослойки (зазор) δ , а за определяющую температуру принимается средняя температура прослойки. Так же, как и при расчете потерь на излучение, в данном случае следует рассматривать два участка нагрева. Первый — от комнатной температуры до l_1 , и второй — от l_1 до l_2 .

Температура внутренней поверхности спирали индуктора вследствие интенсивного ее охлаждения принимается постоянной: $t_{\text{н}} = 50 \div 40$ °С. Если просчитывается какой-либо эксперимент по нагреву, то температура воды на обоих участках берется та, которая получается в эксперименте.

Расчет для периодического нагрева отличается от расчета для методического теми же соображениями в отношении длин участков, как и в случае расчета потерь на излучение.

Методика расчета сводится к следующим действиям:

средняя температура воздушной прослойки при нагреве на первом участке

$$t_{\text{ср1}} = \frac{t_1 + 20}{2}; \quad (5)$$

средний температурный напор

$$\Delta t_{\text{ср1}} = t_1 - t_{\text{н}}, \quad (6)$$

где $t_{\text{н}}$ принимается равной 50—40 °С, или, если имеются данные эксперимента, то подставляется действительная температура воды на данном этапе нагрева.

При средней температуре воздушной прослойки t_{cp1} определяются ее теплофизические параметры по таблице из приложения работы [30]: коэффициент теплопроводности λ_1 , Вт/(м·°С); коэффициент кинематической вязкости ν_1 , м²/с; критерий Прандтля либо рассчитывается по формуле $Pr_1 = \nu_1 / a_1$, либо определяется из таблицы приложения работы [30], где a_1 — коэффициент температуропроводности воздушной прослойки на данном участке, м²/с.

Критерий Грасгофа рассчитывается по формуле

$$Gr_1 = \frac{\beta_1 g \delta^3 \Delta t_{cp1}}{\nu_1^2}, \quad (7)$$

где $\beta_1 = 1/T_1$ — коэффициент объемного расширения, К⁻¹; g — ускорение силы тяжести 9,81 м²/с; δ — толщина воздушной прослойки, м.

По имеющимся значениям величин определяется коэффициент конвекции

$$\varepsilon_{к1} = 0,18 (Gr_1 Pr_1)^{0,25}. \quad (8)$$

Эквивалентный коэффициент теплопроводности

$$\lambda_{э1} = \varepsilon_{к1} \lambda_1. \quad (9)$$

Удельный тепловой поток, Вт

$$q_1 = (\lambda_{э1} / \delta) \Delta t_{cp1}. \quad (10)$$

Мощность тепловых потерь на первом участке (за первый период нагрева)

$$P_{к1} = q_1 \pi d l, \quad (11)$$

где d — диаметр заготовки; l — ее длина, м.

Подобный расчет производится и для второго периода нагрева от t_1 до t_2 и определяется мощность тепловых потерь $P_{к2}$.

Мощность тепловых потерь при конвективном теплообмене за весь период нагрева

$$P_k = P_{к1} + P_{к2}. \quad (12)$$

Общая мощность тепловых потерь на излучение и конвекцию

$$P_\tau = P_\lambda + P_k. \quad (13)$$

Для проверки приемлемости предложенной методики расчетов были использованы экспериментальные данные по нагреву заготовок диаметром 60 мм из аустенитной стали 12Х18Н9Т в индукторе

без футеровки с внутренним диаметром спирали 100 мм. Общая длина заготовок составила 480 мм. Заготовки нагревались до температуры 1150—1200 °С током частотой 2500 Гц при различной передаваемой в них мощности.

Приведем пример расчета мощности тепловых потерь для одного из режимов нагрева. Данные эксперимента: температура поверхности заготовок $t_2 = 1150$ °С; конечный перепад температур по сечению заготовок $\Delta t = 40$ °С; время нагрева 306 с; полезная мощность 23 кВт; мощность потерь с водой суммарная 21,3 кВт; электрические потери 11,9 кВт; тепловые потери 9,4 кВт.

Так как имеет место периодический нагрев парамагнитной стали, температуры $T_2 = 1150 + 273 = 1423$ К; $T_1 = \frac{1150}{2} + 273 = 848$ К. Подставляя в формулу (1) числовые значения, получаем мощность потерь на излучение

$$P_\lambda = \frac{10^{-8}}{5} \pi \cdot 0,06 \cdot 0,48 \cdot 5,67 \left(0,8 \cdot 848^4 + 0,9 \frac{1423^5 - 848^5}{1423 - 848} \right) = 9087 \text{ Вт.}$$

Расчет мощности потерь на конвекцию и теплопроводность ($t_2 = 1150$ °С; $t_1 = 575$ °С; $\delta = 0,02$ м).

Первый период нагрева:

$$t_{cp1} = \frac{575 + 20}{2} = 298 \text{ °С;}$$

$$T_{cp1} = 298 + 273 = 571 \text{ К.}$$

За этот период нагрева температура воды в индукторе составила $t_{в1} = 9$ °С.

Средний температурный напор

$$\Delta t_{cp1} = 298 - 9 = 289 \text{ °С.}$$

Теплофизические параметры воздуха при средней температуре 298 °С по данным [30]:

$$\lambda_1 = 4,28 \cdot 10^{-2} \text{ Вт/(м·°С);}$$

$$\nu_1 = 49,9 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}, \quad a_1 = 6,89 \cdot 10^{-5} \text{ м}^2/\text{с.}$$

Критерий Прандтля

$$Pr_1 = \frac{49,9 \cdot 10^{-6}}{6,89 \cdot 10^{-5}} = 0,724;$$

критерий Грасгофа

$$Gr_1 = \frac{9,81 \cdot 0,02^3 \cdot 289}{571 (49,9 \cdot 10^{-6})^2} = 15,95 \cdot 10^3;$$

Экспериментальные и расчетные значения мощности потерь в индукторе без футеровки при нагреве заготовок из стали 12Х18Н9Т (диаметр спирали индуктора 100 мм, заготовок — 60 мм)

Время нагрева τ , с	Температура поверхности t , °С	Полезная мощность $P_{\text{п}}$, кВт	Мощность потерь (эксперимент), кВт			Мощность термических потерь (расчет), кВт			Относительная погрешность ΔP_t , %
			электрических P_e	термических $P_{\text{т,э}}$	суммарная P_t	излучения $P_{\text{л}}$	конвекции и теплопроводности $P_{\text{к}}$	суммарная $P_{\text{т,р}}$	
330	1150	23	11,9	9,4	21,3	9,087	0,376	9,46	-0,6
255	1150	30,3	15,0	9,8	24,8	9,331	0,374	9,71	0,9
195	1175	38,9	20,0	10,9	30,9	9,716	0,430	10,15	6,8
180	1160	41,2	20,6	10,0	30,6	9,582	0,374	9,99	0,4
135	1190	55,2	27,8	10,2	38,0	10,098	0,437	10,54	-3,3
105	1200	68,8	31,0	10,7	41,7	10,354	0,437	10,80	-0,9

$$\epsilon_{\lambda 1} = 0,18 (0,724 \cdot 15,95 \cdot 10^3)^{0,25} = 1,87;$$

$$\lambda_{\text{в1}} = 1,87 \cdot 4,28 \cdot 10^{-2} = 8,0 \cdot 10^{-2} \text{ Вт}/(\text{м} \cdot ^\circ\text{С});$$

$$q_1 = \frac{8,0 \cdot 10^{-2} \cdot 289}{0,02} = 1156 \text{ Вт}/\text{м}^2;$$

$$P_{\text{к1}} = 1156 \cdot \pi \cdot 0,06 \cdot 0,48 = 105 \text{ Вт}.$$

Второй период нагрева:

$$t_{\text{ср}} = \frac{1150 + 575}{2} = 863 \text{ }^\circ\text{С};$$

$$T_{\text{ср2}} = 863 + 273 = 1136 \text{ К}.$$

Температура воды в индукторе: $t_{\text{в2}} = 28 \text{ }^\circ\text{С}$; $\Delta t_{\text{ср2}} = 863 - 28 = 835 \text{ }^\circ\text{С}$.

Теплофизические параметры воздуха при температуре $863 \text{ }^\circ\text{С}$ из работы [30]:

$$\lambda_2 = 6,0 \cdot 10^{-2} \text{ Вт}/(\text{м} \cdot ^\circ\text{С});$$

$$v_2 = 152,1 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}; \quad a_2 = 2,08 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2/\text{с};$$

$$Pr_2 = \frac{152,1 \cdot 10^{-6}}{2,08 \cdot 10^{-4}} = 0,731;$$

$$Gr_2 = \frac{9,81 \cdot 0,02^3 \cdot 835}{1136 (152,1 \cdot 10^{-6})^2} = 2,50 \cdot 10^3;$$

$$\epsilon_{\kappa 2} = 0,18 (0,731 \cdot 2,5 \cdot 10^3)^{0,25} = 1,18;$$

$$\lambda_{\text{в2}} = 1,2 \cdot 6,0 \cdot 10^{-2} = 7,2 \cdot 10^{-2} \text{ Вт}/(\text{м} \cdot ^\circ\text{С});$$

$$q_2 = \frac{7,2 \cdot 10^{-2} \cdot 835}{0,02} = 3,0 \cdot 10^3 \text{ Вт}/\text{м}^2;$$

$$P_{\text{к2}} = 3,0 \cdot 10^3 \cdot \pi \cdot 0,06 \cdot 0,48 = 271 \text{ Вт};$$

$$P_{\text{к}} = 105 + 271 = 376 \text{ Вт}.$$

Суммарная расчетная мощность тепловых потерь

$$P_{\text{т,р}} = 9087 + 376 = 9,46 \cdot 10^3 \text{ Вт}.$$

Относительная погрешность расчетной мощности тепловых потерь к экспериментальной составляет

$$\Delta P_t = \frac{9,4 - 9,46}{9,4} 100 = -0,6 \text{ } \%$$

По приведенной методике проведены расчеты мощности тепловых потерь для шести экспериментов, результаты которых помещены в табл. П4.1.

Как видно из таблицы, методика расчета является вполне приемлемой, так как относительная погрешность невелика и только в одном случае составляет 6,8 %, что, по всей вероятности, связано с изменением давления воды во время эксперимента. Средняя удельная мощность тепловых потерь экспериментальная и расчетная одинаковы и составляют $11,2 \text{ Вт}/\text{см}^2$.

Из данных таблицы можно заключить, что мощность тепловых потерь за счет конвекции и теплопроводности составляет около 4 % от потерь на излучение. Отметим, что при данном геометрическом соотношении диаметров спирали индуктора и заготовок мощность тепловых потерь слабо зависит от режима нагрева. Так, при увеличении полезной мощности в три раза мощность тепловых потерь возрастает всего на 12 %. Электрические потери при индукционном сквозном нагреве составляют около 50 % от полезной мощности.

Приложение 5

Некоторые особенности нагрева трубных заготовок

Трубные заготовки используют для изготовления полых деталей штамповкой на ГКМ, выдавливанием на КГШП, раскаткой на раскатных машинах, гибкой и т. п. Трубной заготовкой может считаться набор сложенных колец, подлежащих нагреву перед раскаткой. Трубные заготовки, как и сплошные, используют в виде мерных и в виде штанг и, следовательно, могут подвергаться нагреву в индукторах методического и периодического действия.

Индукторы периодического действия применяют, как правило, только для нагрева концов трубных заготовок или отдельных участков, подлежащих гибке. Как известно, при изготовлении поковок высадкой на ГКМ, исходя из условий нормального протекания процесса деформирования, длина нагреваемого участка заготовки никогда не бывает больше двух-трех ее диаметров. Следовательно, индукторы для нагрева концов трубных заготовок имеют относительно небольшую длину.

Индукторы методического действия для нагрева трубных заготовок короче подобных для нагрева сплошных заготовок, что объясняется малым временем прогрева стенки трубы.

В качестве исходных заготовок под штамповку используют только бесшовные трубы из различных сталей или полуфабрикаты в виде колец, изготовленных

на ГКМ. Нагреву подвергаются как тонкостенные, так и толстостенные трубы. Например, полуфабрикаты для последующей раскатки в целях изготовления обойм шариковых или роликовых подшипников могут иметь толщину стенки вплоть до 100 мм.

Так как главным параметром, влияющим на выбор частоты тока, является электрический КПД индуктора, определяющими величинами при нагреве труб служат соотношение диаметров индуктора и трубы (наружного), а также толщины стенки трубы и горячей глубины проникновения тока.

Наибольший интерес представляет влияние соотношения толщины стенки и горячей глубины проникновения δ/Δ_r . Для выяснения этого вопроса проводили исследования нагрева трубных заготовок с соотношением $\delta=1,5\Delta_r$, $\delta=\Delta_r$ и $\delta=0,5\Delta_r$, изготовленных из среднеуглеродистой стали. Для исследований использовалась частота тока 2500 Гц. Так как горячая глубина проникновения тока при этой частоте соответствует 11—12 мм, нагреву подвергались трубные заготовки с толщиной стенки 18, 12 и 6 мм. Диаметр заготовок составлял 90 мм, длина 250 мм. Индуктор имел внутренний диаметр спирали 120 мм, длину 430 мм, число витков 30. При данных размерах заготовок и спирали индуктора заглубление составляло 90 мм, т. е. было равно наружному диаметру трубы.

Для исследования распределения температурных полей в стенке зачеканивали спай термопар на наружной и внутренней поверхностях, а также между ними. В трубах с толщинами стенок 18 и 12 мм промежуточную точку зачеканки термопары выбирали на глубине от поверхности 6 мм, а в трубах с толщиной стенки 6 мм — на середине толщины.

Нагрев производили при различных электрических режимах с поддержанием постоянного напряжения на спирали индуктора. Измерения всех параметров в процессе нагрева производили через каждые 10 с. В качестве примера на рис. П5.1—3 изображены наиболее харак-

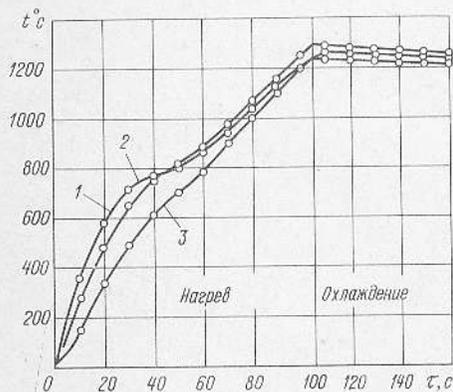


Рис. П5.1. Нагрев трубы с толщиной стенки 18 мм

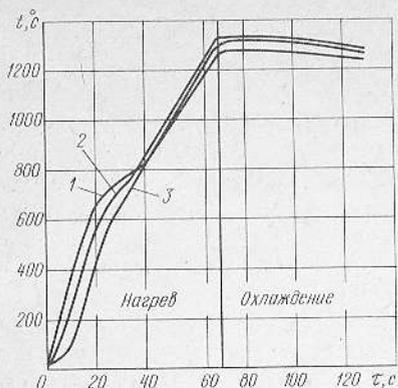


Рис. П5.2. Нагрев трубы с толщиной стенки 12 мм

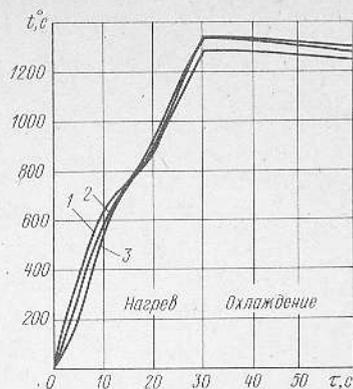


Рис. П5.3. Нагрев трубы с толщиной стенки 6 мм

терные графики нагрева труб с различной толщиной стенки $\delta=18; 12; 6$ мм соответственно. В табл. П5.1 приведено измерение параметров нагрева через каждые 10 с, соответствующее графикам, изображенным на рис. П5.1—3. Из приведенных термограмм видно, что макси-

мальная температура в конце периода нагрева находится внутри стенки трубы или на ее внутренней поверхности. Это положение особенно хорошо заметно на рис. П5.4, на котором показано распределение температурных полей по толщине стенки в конце нагрева. Во всех трех случаях (а—в) режимы нагрева для последующего деформирования являются принципиально приемлемыми, так как абсолютная величина перепада температур по толщине стенки не превышает допустимого в 100 °С.

Таблица П5.1
Электрические режимы нагрева
трубных заготовок при частоте тока 2500 Гц

№ рисунка	Толщина стенки δ , мм	Напряжение генератора, U_r , В	Ток генератора I_r , А	Мощность генератора P_r , кВт	Ток индуктора I_{in} , А
1	18	350	320	120	520
			340	120	510
			400	120	500
			430	100	790
			420	80	800
			420	80	800
			420	80	800
			420	80	900
			420	80	950
2	12	350	350	128	600
			350	120	630
			400	100	840
			400	100	900
			430	100	910
			430	100	910
			430	100	910
3	6	360	380	134	640
			350	120	880
			360	128	900

Анализ температурных полей в стенках различной толщины, изображенных на рис. П5.4, показывает, что при нагреве трубы со стенкой толщиной большей полторной величины горячей глубины проникновения, или равной ей (рис. П5.4, а и б) имеют место два перепада температур: первый — между слоем с максимальной температурой и наружной поверхностью (точки 2 и 1); второй — между тем же слоем и внутренней поверхностью трубы (точки 2, 3). Первый перепад температур, как и при нагреве сплошных цилиндрических заготовок, является результатом теплоотдачи с наружной поверхности к футеровке индуктора. Второй перепад является результатом наличия теплопроводности, имеющей место при толщинах стенки больше горячей глубины проникновения, и теплоотдачи в окружающее пространство с внутренней поверхности трубы.

Так как теплоотдача с внутренней поверхности трубы относительно невелика из-за взаимного внутреннего теплообмена,

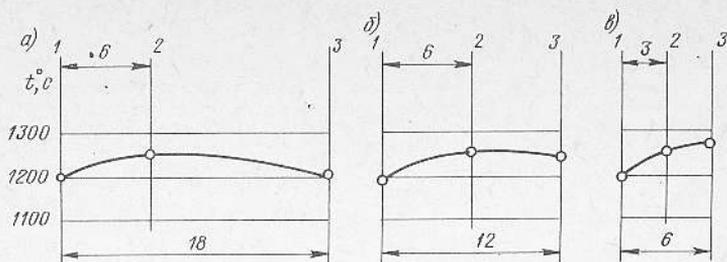


Рис. П5.4. Температурное поле в стенке трубы в момент окончания нагрева при полезной удельной мощности: *a* — 103 Вт/см²; *б* — 123 Вт/см²; *в* — 143 Вт/см²

этот перепад (условно мы его считаем положительным) с уменьшением толщины стенки (при данной частоте тока) уменьшается (рис. П5.4, *a*, *б*) и при толщине ее меньше горячей глубины проникновения, т. е. меньше толщины токонесущего слоя, становится равным нулю и далее переходит в отрицательный. В результате этого образуется один перепад температур с максимальной температурой на внутренней поверхности тонкостенной трубы (рис. П5.4, *в*).

Таким образом, нагрев труб с толщиной стенки $\delta < \Delta_r$ можно считать нагревом без наличия теплопроводности, происходящий только за счет Джоулева тепла. При этом время нагрева трубы до заданной температуры зависит только от мощности, передаваемой в заготовку.

Нагрев трубы со стенкой $\delta < \Delta_r$ будет всегда создавать температурное поле с отрицательным перепадом, подобное изображенному на рис. П5.4, *в*. Это объясняется тем, что в данном случае стенка трубы становится как бы «прозрачной» для электромагнитной волны и максимум температур смещается к внутренней поверхности стенки.

Экспериментальные исследования показывают, что при увеличении удельной мощности отрицательный перепад температур тоже возрастает.

Отрицательный перепад температур, даже не превышающий допустимого значения, при штамповке является нежелательным из-за того, что соприкосновение наружной поверхности трубной заготовки с более холодной поверхностью полости штампа увеличит его еще в большей степени и, следовательно, снизит пластичность поверхностного слоя заготовки.

Допустимость отрицательного температурного перепада в стенке трубы следует решать в каждом конкретном случае отдельно в зависимости от специфики технологического процесса штамповки.

Таким образом, если при данном технологическом процессе штамповки отрицательный температурный перепад не допускается, то следует для нагрева использовать более высокую частоту. Например, для нашего случая вместо частоты тока 2500 Гц следует использовать частоту 4000 Гц, или в крайнем случае 8000 Гц.

Авторы работы [49] указывают, что при нагреве труб в длинных индукторах ($D/L < 0,1$) выбирать частоту тока можно в довольно широких пределах, и предлагают пользоваться неравенством

$$\frac{4 \cdot 10^5 \rho_r}{d_{cp} \delta} < j < \frac{10 \cdot 10^5 \rho_r}{d_{cp} \delta}, \quad (1)$$

где d_{cp} — средний диаметр трубной заготовки, м; ρ_r — для углеродистых сталей принимают 10^{-6} Ом·м.

Оптимальную частоту тока рекомендуют выбирать по формуле

$$f_{opt} = \frac{8,65 \cdot 10^5 \rho_r}{d_{cp} \delta}. \quad (2)$$

При использовании коротких индукторов, у которых $D/L \leq 1$, теми же авторами предлагаются формулы для определения полосы частот и оптимальной частоты:

$$\frac{4 \cdot 10^5 \rho_r}{d_{cp} \delta k} < j < \frac{10 \cdot 10^5 \rho_r}{d_{cp} \delta k}; \quad (3)$$

$$f_{opt} \approx \frac{8,65 \cdot 10^5 \rho_r}{d_{cp} \delta k}. \quad (4)$$

Параметры нагрева стальных трубных заготовок при постоянном наружном диаметре 90 мм и различной толщине стенки. Частота тока 2500 Гц

Толщина стенки трубы δ , мм	Максимальный перепад температур в стенке Δt , °C	Время нагрева τ , с	Полезная мощность P_e , кВт	Мощность на индукторе, P_u , кВт	Полезная удельная мощность P_e , Вт/см ²	КПД индуктора η	Удельный расход энергии, кВт·ч/кг	
							полезной A_n	по промышленной сети A_c
18	50	100	73	92,8	103	0,79	0,256	0,430
12	65	64	86	102,7	123	0,84	0,259	0,450
6	-60	28	101	106,4	143	0,95	0,255	0,445

Поправочный коэффициент k для случаев d/l вычисляется по формуле

$$k = \frac{2,3}{2,3 + d/l} \quad (5)$$

Посмотрим, насколько является приемлемой частота 2500 Гц, использованная для нагрева трубных заготовок с толщинами стенок 18 и 6 мм.

Так как отношение $D/L = 120/430 < 1$, в экспериментах применялся короткий индуктор и расчет следует производить по формулам (3) и (4). Поправочный коэффициент

$$k = \frac{2,3}{2,3 + 120/250} = 0,48.$$

При $\delta = 18$ мм полоса частот

$$\frac{4 \cdot 10^5 \cdot 10^{-6}}{72 \cdot 10^{-3} \cdot 18 \cdot 10^{-3} \cdot 0,48} < f < \frac{10 \cdot 10^5 \cdot 10^{-6}}{72 \cdot 10^{-3} \cdot 18 \cdot 10^{-3} \cdot 0,48};$$

$$643 < f < 1608.$$

Оптимальная частота

$$f_{\text{опт}} \approx \frac{8,65 \cdot 10^5 \cdot 10^{-6}}{72 \cdot 10^{-3} \cdot 18 \cdot 10^{-3} \cdot 0,48} \approx 1390 \text{ Гц.}$$

При $\delta = 6$ мм полоса частот

$$\frac{4 \cdot 10^5 \cdot 10^{-6}}{84 \cdot 10^{-3} \cdot 6 \cdot 10^{-3} \cdot 0,48} < f < \frac{10 \cdot 10^5 \cdot 10^{-6}}{84 \cdot 10^{-3} \cdot 6 \cdot 10^{-3} \cdot 0,48};$$

$$1653 < f < 4134.$$

Оптимальная частота

$$f_{\text{опт}} \approx \frac{8,65 \cdot 10^5 \cdot 10^{-6}}{84 \cdot 10^{-3} \cdot 6 \cdot 10^{-3} \cdot 0,48} \approx 3576 \text{ Гц.}$$

Расчеты показывают, что для нагрева трубных заготовок с толщинами стенок 18 и 12 мм применима ближайшая стандартная частота тока 2500 Гц. Как подтверждает характер распределения температурного поля в стенках, приведенный на рис. П5.4, а, б, частота тока 2500 Гц является приемлемой. При нагреве трубных заготовок с толщиной стенки 6 мм частота тока должна быть 4000 Гц, так как при использовании частоты тока 2500 Гц температурное поле создает отрицательный перепад температур (рис. П5.4, в).

Для сравнительной оценки энергетических параметров при нагреве стальных трубных заготовок с постоянным наружным диаметром и различной толщиной стенки приведена табл. П5.2, в которой данные соответствуют термограммам на рис. П5.1—3.

Из таблицы видно, что КПД индуктора при нагреве трубных заготовок весьма высок и при соотношении $\delta = \Delta t$ достигает 95 %.

Сравнение КПД индуктора при нагреве в равных условиях стальных заготовок сплошного и полого сечений показывает, что во втором случае он вследствие большей полезной мощности на 20—25 % выше. Благодаря этому обстоятельству удельный расход электроэнергии по промышленной сети при нагреве трубных заготовок ниже, чем при нагреве заготовок сплошного сечения того же диаметра. Результаты экспериментальных исследований показывают, что несмотря на неполную загрузку преобразователей частоты удельный расход электроэнергии по промышленной сети при нагреве трубных заготовок не превышал 0,45 кВт·ч/кг.

1. **Бабат Г. И.** Индукционный нагрев металлов и его промышленное применение. М.: Л.: Энергия, 1946. 626 с.
2. **Баргнев Г. М.** К вопросу о теплотах превращений в чистом железе и углеродистых сталях и некоторых термодинамических следствиях. Вып. 95. М.: Физика, 1946, кн. 4, с. 68—78 (Учен. зап. МГУ).
3. **Безручко И. И.** Особенности индукционного нагрева титановых сплавов для горячей обработки давлением. Л.: ЛДНТП, 1966, с. 38.
4. **Безручко И. И.** Индукционный нагрев заготовок квадратного сечения в цилиндрическом индукторе — Кузнечно-штамповочное производство, 1979, № 6, с. 27—29.
5. **Безручко И. И.** Конструкция заготовок для исследования температурных полей при индукционном нагреве. — Кузнечно-штамповочное производство, 1977, № 5, с. 37—38.
6. **Безручко И. И.** Новый метод расчета тепловых потерь через футеровку индуктора кузнечного нагревателя. — Кузнечно-штамповочное производство, 1976, № 12, с. 23—26.
7. **Безручко И. И.** Определение времени нагрева кузнечных заготовок из углеродистой стали при индукционном нагреве. — Автореф. дис. канд. техн. наук. М., 1951. 20 с.
8. **Безручко И. И.** Особенности индукционного метода нагрева заготовок дляковки и штамповки. — В кн.: Прогрессивная технология кузнечно-штамповочного производства/Под ред. П. В. Камнева. М.; Л.: Машгиз, 1953, с. 129—142.
9. **Безручко И. И.** О футеровке индуктора кузнечного нагревателя. — Кузнечно-штамповочное производство, 1982, № 1, с. 37—40.
10. **Безручко И. И.** Тепловые потери в индукторе кузнечного нагревателя. — Кузнечно-штамповочное производство, 1974, № 10, с. 38—41.
11. **Безручко И. И.** Энергетические параметры индукционного нагрева нержавеющей сталей аустенитного класса для обработки давлением. — Кузнечно-штамповочное производство, 1971, № 9, с. 32—34.
12. **Безручко И. И., Айзикович М. С.** Определение времени индукционного нагрева заготовок из титанового сплава для обработки давлением. — Кузнечно-штамповочное производство, 1963, № 12, с. 27—31.
13. **Безручко И. И., Айзикович М. С.** Энергетические показатели при индуктивном нагреве титановых сплавов для горячей штамповки. — Кузнечно-штамповочное производство, 1964, № 8, с. 37—38.
14. **Безручко И. И., Айзикович М. С., Федоров В. И.** Индукционный нагрев нержавеющей стали X18H9T для обработки давлением. — Кузнечно-штамповочное производство, 1969, № 12, с. 28—30.
15. **Безручко И. И., Айзикович М. С., Федоров В. И.** Эксплуатационные характеристики индукционного кузнечного нагревателя КИН-47. — Вестник машиностроения, 1970, № 6, с. 63—65.
16. **Безручко И. И., Зубцов М. Е., Балакина Л. Н.** Обработка металлов давлением. Л.: Машиностроение, 1967. 311 с.
17. **Вологдин В. П.** Поверхностная индукционная закалка М.: Оборонгиз, 1947. 291 с.
18. **Гордов А. Н.** Основы пирометрии. М.: Металлургия, 1964. 471 с.
19. **Граников Я. Я., Айзикович М. С.** Индукционный нагрев заготовок сложной формы из жаропрочной стали. — В кн.: Промышленное применение токов высокой частоты (Докл. II Ленингр. конф.). Кн. 33. М.; Л.: Машгиз, 1954, с. 173—186.
20. **Губкин С. И.** Теория обработки металлов давлением. М.: Металлургиздат, 1947. 532 с.
21. **Исаченко В. П., Осипова В. А., Сукомел А. С.** Теплопередача. М.: Энергия, 1975. 486 с.
22. **Исследование температурного поля при индукционном нагреве заготовок для прокатки роторных валов винтовых компрессоров/ В. И. Шахурдин, Ю. А. Напарьин, М. М. Волков и др.** — Кузнечно-штамповочное производство, 1974, № 5, с. 37—39.
23. **Казанцев Е. И.** Промышленные печи: Справ. руководство для расчетов и проектирования. М.: Металлургия, 1964. 451 с.
24. **Килян И. Н.** Физические основы электротермической обработки металлов и сплавов. М.: Металлургия, 1969. 375 с.
25. **Ковка и объемная штамповка стали: Справочник/Под ред. М. В. Сторожева Т. 1.** М.: Машиностроение, 1967. 435 с.
26. **Корнилов В. В., Макаров Б. И.** Измерение быстро изменяющихся температур электропроводящих твердых тел при помощи термометры. — Измерительная техника, 1963, № 10, с. 35—37.
27. **Кудрин Н. А., Лукьянов Л. А., Соколов А. К.** Установки пламенно-индукционного нагрева. М.: Металлургия, 1971. 150 с.
28. **Линчевский В. П.** Нагревательные печи. М.: ГОНТИ, 1948. 690 с.
29. **Лозинский М. Г.** Промышленное применение индукционного нагрева. М.: Изд-во АН СССР, 1958. 471 с.
30. **Михеев М. А., Михеева И. М.** Основы теплопередачи. М.: Энергия, 1977. 343 с.
31. **Напарьин Ю. А., Шахурдин В. И.** Методика назначения режимов индукционного нагрева заготовок для прокатки. — Кузнечно-штамповочное производство, 1975, № 3, с. 37—39.
32. **Нейман Л. Р.** Поверхностный эффект в ферромагнитных телах. М.; Л.: Госэнергоиздат, 1949. 190 с.
33. **Охрименко Я. М., Тюрин В. А.** Теория процессовковки. М.: Высшая школа, 1977. 288 с.
34. **Павлов Н. А.** Нагрев труб в индукторах методического действия. — Электротермия, вып. 93, 1970, с. 16—20.
35. **Павлов Н. А.** Инженерные тепловые расчеты индукционных нагревателей. М.: Энергия, 1978. 118 с.

*36. Павлов Н. А. Тепловой расчет индукционного нагрева труб с произвольной толщиной стенки.— В кн.: Промышленное применение ТВЧ. 1975, вып. 15, с. 5—13 (Тр. ВНИИ ТВЧ).

37. Паперный Е. А., Эйдельштейн И. Л. Погрешности контактных методов измерения температур. М.; Л.: Энергия, 1966, 96 с.

38. Патент США, № 2893115.

39. Патент США, № 2959503.

40. Патент США, № 2903785.

41. Простяков А. А. Индукционные нагревательные установки. М.: Энергия, 1970. 120 с.

42. Романов Д. И. Об индукционном нагреве под ковку и штамповку.— Вестник машиностроения, 1949, № 3, с. 61—63.

43. Рыскин С. Е. Применение сквозного индукционного нагрева в промышленности. Б-ка высокочастотника-термиста. Вып. 8. Л.: Машиностроение, 1979. 64 с.

44. Сидоренко В. Д. Применение индукционного нагрева в машиностроении. Л.: Машиностроение, 1980. 230 с.

45. Слухоцкий А. Е., Рыскин С. Е. Индукторы для индукционного нагрева машиностроительных деталей. М.; Л.: Энергия, 1974. 263 с.

46. Соколов В. Н. Исследование нагрева кузнечных заготовок.— В кн.: Нагрев стали и печи/Под ред. В. Ф. Копытова. М.: Машгиз, 1949, с. 49—78.

47. Тайц Н. Ю. Технология нагрева стали. М.: Металлургиздат, 1962. 567 с.

48. Титан и его сплавы/Л. С. Мороз, Б. Б. Чечулин и др. Т. 1. Л.: Судпромгиз, 1960. 316 с.

49. Установки индукционного нагрева/Под ред. А. Е. Слухоцкого. Л.: Энергонздат, 1981. 325 с.

50. Физические свойства сталей и сплавов, применяемых в энергетике: Справочник/Под ред. Б. Е. Неймарка. М.; Л.: Энергия, 1967. 239 с.

51. Чиркин В. С. Теплофизические свойства материалов: Справ. руководство. М.: Физматгиз, 1959. 256 с.

52. Шамо́в А. Н. Возможности повышения эффективности индукционного нагрева в кузнечном производстве.— Кузнечно-штамповочное производство, 1982, № 10, с. 6—7.

53. Шамо́в А. Н., Бодажков В. А. Проектирование и эксплуатация высокочастотных установок. М.; Л.: Машгиз, 1963. 220 с.

54. Шепеляковский К. З., Рыскин С. Е. Техника применения индукционного нагрева. М.: Машгиз, 1949. 239 с.

55. Яицков С. А. Ускоренный изотермический индукционный нагрев кузнечных заготовок. М.: Машгиз, 1962. 94 с.

56. Янке Е., Эиде Ф. Таблицы функций с формулами и кривыми. М.: Физматгиз, 1959. 420 с.

57. Geisel H. Das induktive Erwärmen von platten- und zylinderförmigen Körpern mit konstanter Leistung.— Elektrowärme, 1960. Bd. 18, N 7, S. 211—218.

58. Kasper R. Temperature Distribution for Induction Trough-Heating of Magnetic Materials of Forging.— ASME, 1968, paper, 68-HT-30, N 26, p. 1—12.

59. Kasper R. J. Temperature Distributions for Induction Heating of Titanium— IEEE, 1970, vol. JGA-6, N 2, p. 131—135.

60. Kasper R. J. Transient Temperature Distribution in Round and Slab-Type Loads Heated by Electric Induction.— ASME, 1971, paper, 70-HT-5, N 4, p. 1—10.

61. Sculen G. W., Geisel H. Das Erwärmen von Zylindern aus Stahl im gescheitzten Schmiedeoefen und in der Induktionsspule swecks anschliessenden Warmformes.— Schmiedetechnische Mitteilungen, 1954, N 1, S. 89—93.

62. Geulen G. W., Geisel H. Die Wärmebilanz beim induktiven Aufheizen von Blöckchen für das nachfolgende Verformen.— Elektrowärme, 1961, Bd 19, N 12, S. 430—435.

63. Steel bar Forging: hot, cold or warm? — Deg. Eng (Can), 1982, 28, N 2, p. 42—43.

64. Strickland H. A. Induction Heating for Forging.— Metals and Alloys, 1945, vol. 21, N 3, p. 112—118.

Предисловие	3	<i>Глава 5. Методы приближенного расчета времени нагрева и удельной мощности</i>	66
<i>Глава 1. Нагрев металла для обработки давлением</i>	5	5.1. Расчет на основании решения уравнения теплопроводности с учетом экспериментальной поправки на теплоотдачу	—
1.1. Требования, предъявляемые к нагреву металла	—	5.2. Расчет на основании закона теплового подобия	71
1.2. Классификация способов нагрева	9	<i>Глава 6. Нагрев углеродистых сталей</i>	75
<i>Глава 2. Индукционный способ нагрева</i>	11	6.1. Особенности нагрева	—
2.1. Физическая сущность индукционного способа нагрева	—	6.2. Результаты исследований нагрева углеродистых сталей	80
2.2. Преимущества и недостатки индукционного нагрева	16	<i>Глава 7. Нагрев сталей аустенитного класса</i>	85
2.3. Индукционная установка и ее оснащение	18	7.1. Особенности нагрева	—
2.4. Нагреватели и индукторы	21	7.2. Время нагрева и энергетические показатели	87
2.5. Основные параметры индуктора	28	7.3. Влияние расположения заготовок в индукторе на равномерность их нагрева	90
2.6. Выбор частоты тока	32	7.4. Примеры штамповки аустенитной стали с индукционным нагревом	93
<i>Глава 3. Футеровка индукторов и тепловые потери</i>	34	<i>Глава 8. Нагрев титановых сплавов</i>	94
3.1. Требования, предъявляемые к футеровке	—	8.1. Особенности нагрева	—
3.2. Тепловые потери через футеровку и их влияние на параметры нагрева	36	8.2. Время нагрева и энергетические показатели	97
3.3. Методика исследования тепловых потерь через футеровку индуктора	41	8.3. Влияние нагрева на окиснообразование и газонасыщение	100
3.4. Тепловые потери через кольцевой зазор в индукторе	46	8.4. Штамповка с индукционным нагревом	101
3.5. Изменение температуры поверхности заготовок при нагреве в индукторах методического и периодического действия	47	<i>Глава 9. Нагрев для полугорячей штамповки</i>	104
3.6. Методы расчета тепловых потерь в индукторе	49	9.1. Сущность полугорячей штамповки, ее преимущества и недостатки	—
<i>Глава 4. Измерительные средства и методика исследования температурных полей в заготовках</i>	56	9.2. Сочетание горячей и полугорячей штамповок	105
4.1. Измерительные приборы	—	Приложение 1. Режимы нагрева заготовок из углеродистой стали (сталь 45)	109
4.2. Термопары, их монтаж и погрешность измерений	—	Приложение 2. Режимы нагрева аустенитной стали X18H9T (12X18H9T)	113
4.3. Конструкция опытных заготовок для исследования температурных полей	57	Приложение 3. Режимы нагрева титанового сплава Ti—Cr	114
4.4. Минимальное время нагрева и методика проведения исследований	61	Приложение 4. Методика расчета тепловых потерь в индукторе без футеровки	116
	64	Приложение 5. Некоторые особенности нагрева трубных заготовок	120
		Список литературы	124

**Издательство «Машиностроение»
в 1987 г.**

выпускает следующие книги:

Гибкие технологические системы холодной штамповки/С. П. Митрофанов, Л. Л. Григорьев, Ю. М. Клепиков, О. Н. Миляев.— Под общ. ред. С. П. Митрофанова.— Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1987.— 19,4 л.

(В пер.): 1 р. 30 к.

В книге впервые с единых теоретических позиций рассмотрены вопросы автоматизации проектирования гибких производственных систем холодной листовой штамповки и методы выработки проектных решений с учетом группового эффекта.

Приведены примеры решения задачи комплектования групп на основе принципа технологического подобия, алгоритм проектирования технологических маршрутов и операций холодной листовой штамповки с учетом особенностей эксплуатации переналаживаемых технических средств различных модификаций, выбор рациональных параметров технологической оснастки планируемого объема выпуска и др.

Книга предназначена для инженерно-технических работников, занимающихся проектированием и внедрением гибких производственных систем холодной штамповки.

Куниловский В. В., Крутиков В. К. Литые штампы для горячего объемного деформирования.— Л.: Машиностроение, 1987 — 12 л.

(В обл.): 55 к.

В книге изложены вопросы изготовления и эксплуатации литых штампов для горячего объемного деформирования. Рассмотрены основные факторы, определяющие условия эксплуатации штампов, механические свойства, износостойкость, сопротивление смятию, разгаростойкость литых и деформированных штамповых сталей. Дано описание технологии изготовления литых штампов с применением холоднотвердеющих смесей и вакуумной формовки, электрошлакового переплава и т. д. Рассмотрены вопросы размерной точности литых штампов, а также основы их применения на паровоздушных молотах и кривошипно-горячештампочных прессах. Показаны экономические преимущества литых штампов.

Книга предназначена для инженерно-технических работников, занимающихся изготовлением и эксплуатацией штампов.

Ширшов И. Г., Котиков В. Н. Плазменная резка.— Л.: Машиностроение, 1987.— 15 л.
(В обл.): 90 к.

В книге обобщен и систематизирован опыт различных отраслей промышленности по разработке методов плазменной резки. Даны классификация процессов плазменной резки и их характеристики. Изложены режимы и приемы выполнения основных технологических операций. Описаны конструкции оборудования, аппаратуры рабочих мест и поточных линий, основные требования техники безопасности, производственной санитарии и гигиены.

Книга предназначена для инженерно-технических работников промышленных предприятий, технологических и проектных институтов, занимающихся вопросами плазменной резки.