

НАЦИОНАЛЬНАЯ АКАДЕМИЯ НАУК БЕЛАРУСИ
ИНСТИТУТ ТЕХНИЧЕСКОЙ АКУСТИКИ
МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ РЕСПУБЛИКИ БЕЛАРУСЬ
БЕЛОРУССКИЙ НАЦИОНАЛЬНЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ
УНИВЕРСИТЕТ

В.В. Артемьев
В.В. Клубович
В.Н. Сакевич

УЛЬТРАЗВУКОВЫЕ ВИБРОУДАРНЫЕ ПРОЦЕССЫ

Минск 2004

УДК 621.79(075.8)

ББК 34.64я73

~~A 72~~

A 86

Рецензенты:

академик НАН Беларуси, д-р техн. наук *А.В. Степаненко*;
д-р техн. наук, проф. *М.Г. Киселев*

Артемьев В.В.

А 72 Ультразвуковые виброударные процессы / В.В.Артемьев, В.В. Клубович, В.Н. Сакевич. – Мн.: БНТУ, 2004. – 258 с.: ил.

ISBN 985-479-165-3.

В монографии обобщены результаты теоретических и экспериментальных исследований, а также промышленных разработок в области применения ультразвуковых виброударных колебательных систем в различных технологических процессах. Изложены методы расчета резонансных колебаний в ультразвуковых технологических установках с учетом нелинейного характера процесса ультразвуковой виброударной обработки. Проанализированы возможности повышения производительности традиционных ультразвуковых виброударных процессов путем выбора оптимальных режимов обработки. Рассмотрены также новые способы виброударной ультразвуковой обработки, основанные на ранее неизвестных эффектах.

Книга предназначена для научных и инженерно-технических работников, занимающихся исследованием и разработкой новых методов обработки материалов с применением ультразвука и конструированием ультразвукового технологического оборудования.

Библиограф. 190 назв.; ил. 105; табл. 4.

УДК 621.79(075.8)
ББК 34.64я73

ISBN 985-479-165-3

© Артемьев В.В., Клубович В.В.,
Сакевич В.Н., 2004

ПРЕДИСЛОВИЕ

Ультразвук, как известно, нашел широкое использование в промышленности. Он развивается в двух направлениях: 1) волны очень малой амплитуды (низкоэнергетические колебания) применяются для измерений, контроля, дефектоскопии, автоматизации производства и др.; 2) волны большой амплитуды (высокоэнергетические колебания) используются для активного воздействия на вещества и технологические процессы, такие как очистка и обезжиривание деталей, интенсификация электрохимических процессов, пайка, сварка металлов и пластмасс, дегазация расплавов и улучшение структуры металлов и сплавов, механическая обработка труднообрабатываемых обычными способами резания материалов, обработка металлов и сплавов давлением.

Применение ультразвуковых колебаний при обработке металлов давлением, размерной обработке хрупких материалов, резании, сварке металлов и пластмасс и во многих других процессах имеет следующие преимущества по сравнению с традиционными видами обработки: возможность обработки высокопрочных материалов, повышение качества изделий и точности их обработки, чистоты поверхности и т. д.

Ультразвуковые установки, используемые в различных технологических процессах, состоят из генератора электрических колебаний, электроакустического преобразователя, ультразвуковой колебательной системы и привода для осуществления технологического процесса, конструктивно соединенного с колебательной системой. Ультразвуковая колебательная система, предназначенная для осуществления технологического процесса, должна удовлетворять следующим акустическим и конструктивным требованиям: обеспечивать максимальный отбор акустической энергии от электроакустического преобразователя и передачу ее в зону обработки; иметь

минимальные потери энергии в звеньях колебательной системы, устойчиво работать при изменении параметров нагрузки; иметь стабильные показатели работы при длительной эксплуатации; система в целом и ее звенья должны быть конструктивно и технологически просты [2].

В ультразвуковых процессах различного технологического назначения применяются колебательные системы, в которых обработка осуществляется промежуточным подвижным инструментом, колеблющимся между обрабатываемым изделием и торцом волновода ультразвукового излучателя [3–21], и колебательные системы, в которых обработка производится инструментом, закрепленным непосредственно на волноводе ультразвукового излучателя [2, 22–28]. Последние на практике используются как:

1) электроакустический преобразователь, прикрепленный к концентратору, свободный торец которого в процессе колебаний периодически соударяется с обрабатываемым изделием;

2) электроакустический преобразователь, прижатый свободным торцом концентратора к полуволновому отражателю, закрепленному в узле колебаний;

3) два электроакустических преобразователя с волноводами, сжатыми между собой статической силой.

Колебательные системы первого типа применяются для поверхностной обработки изделий [4, 50], ультразвуковой штамповки материалов [22], измельчения порошков [44] и др. В колебательных системах второго и третьего типов обработка материалов производится соударяющимися торцами (или инструментом, прикрепленным к свободным торцам) волноводов. Они применяются для процессов осадки [2], плющения ленты [25, 144] и др. Второй электроакустический преобразователь используется для увеличения мощности ультразвука в процессах горячего ультразвукового плющения трудно деформируемых материалов в вакууме [26, 27, 144], прессования порошков из твердых сплавов [51], волочения проволоки и полосы [28].

Эффективность технологического применения ультразвуковых колебательных систем в значительной степени зависит от конструктивных особенностей колебательной системы и характера аку-

стической нагрузки. В рамках линейной теории колебаний основные принципы конструирования и расчета колебательных систем с применением магнитострикционных и пьезоэлектрических преобразователей в настоящее время хорошо известны [2–4, 47–49]. Разработаны методы концентрации и способы подведения ультразвуковой энергии к очагу деформации, условия согласования, закрепления и виброизоляции составных частей колебательной системы. Однако традиционно расчет колебательных систем проводится по-прежнему и без учета динамики взаимодействия между звеньями и потерями энергии в самом звене. Расчет звена колебательной системы сводится к определению его конструктивных параметров, при которых собственная частота колебаний звена соответствует резонансной частоте преобразователя. Такой подход не позволяет оценить эффект ударного взаимодействия между инструментом обрабатываемой поверхностью, а также его влияние на динамические характеристики системы. Первой попыткой учесть нелинейные особенности поведения системы были работы [56, 112]. В [1] предложен динамический подход к описанию колебательной системы целиком с учетом внешней нагрузки и диссипации в колебательной системе.

Многие исследования, посвященные физическим аспектам применения ультразвуковых колебаний при обработке металлов давлением, относятся в подавляющем большинстве к частным, узкопрактическим вопросам и зачастую носят противоречивый характер. Несмотря на определенные достижения в теории и практике использования ультразвука при обработке металлов давлением, многие вопросы технологии волочения, штамповки иковки еще не решены. В частности, отсутствуют достаточно полно разработанные и рациональные с экономической точки зрения технологические процессы волочения, штамповки иковки с ультразвуком, обеспечивающие высокую производительность и стабильность процесса обработки, а также получение высококачественных изделий с требуемыми свойствами.

Так, в наиболее ранних работах по волочению проволоки с наложением продольных ультразвуковых колебаний [29, 30] было установлено снижение усилия волочения до 50 %, причем ин-

тенсивность ультразвуковых колебаний составляла примерно 25 Вт/см^2 . Однако на кривой «нагрузка – время» наблюдались периодические колебания усилия, амплитуда которых изменялась от 30 до 50 %. Эти колебания объясняются нестабильностью работы колебательной системы, т. е. периодически система выходила из резонанса. Когда длина проволоки между захватом и волокой оказывалась кратной некоторому определенному расстоянию, в колебательной системе устанавливался резонансный режим и снижение усилия достигало 50 %. Для поддержания резонансных условий была применена изолирующая система, т. е. между волокой и захватом помещался барабан, вокруг которого проволока делала петлю 360° . Авторы [29, 30] экспериментально установили оптимальные расстояния от барабана до волоки, при которых резонанс поддерживался непрерывно в процессе волочения и на кривой «нагрузка – время» не происходило колебаний усилия волочения.

Наблюдаемые явления при деформации металла с наложением ультразвуковых колебаний исследователи трактуют по-разному. Одни считают, что изменение усилия деформации происходит за счет так называемого объемного эффекта, заключающегося в том, что под действием ультразвуковых колебаний увеличивается пластичность деформируемого металла, уменьшается предел его текучести и снижается скорость упрочнения [145]. Другие авторы, наоборот, все изменения относят только к поверхностному эффекту, т. е. за счет уменьшения сил трения между инструментом и пластически деформируемым металлом. Некоторые исследователи полагают, что под действием ультразвуковых колебаний проявляются одновременно объемный и поверхностный факторы. Авторы [29, 30] снижение усилия при волочении проволоки с наложением ультразвука объясняют суммарным действием двух факторов: уменьшением сил контактного трения между проволокой и волокой, а также снижением предела текучести протягиваемого металла. Какой из этих факторов играет первостепенную роль, в работе не указывается.

Ряд исследователей полагают, что изменение свойств металла в процессе деформации с наложением ультразвуковых колебаний происходит в результате поглощения ультразвуковой энергии де-

фектами кристаллической решетки [145]. Так, авторы работ [31, 32] при деформации монокристаллов цинка наблюдали значительное уменьшение напряжения при наложении ультразвука и объяснили этот эффект активацией и движением дислокаций. При исследовании деформаций поликристаллических материалов с наложением ультразвуковых колебаний авторы [33, 34] наблюдали аналогичный эффект. Если положить, что снижение напряжений происходит в результате активации дислокаций под действием ультразвука для монокристаллов, то объяснение снижения напряжений для поликристаллических материалов также активацией и движением дислокаций неубедительно. Кроме того, нет еще полного объяснения, каким образом происходит передача энергии ультразвуковых колебаний частотой 20 кГц дислокационной структуре металла (собственная частота колебаний дислокаций – около 10^8 1/с), а поэтому передача энергии ультразвука дислокациям не может быть объяснена при помощи теории резонанса. Некоторые исследователи считают, что перемещение дислокаций под действием упругих колебаний не происходит до тех пор, пока плотность колебательной энергии не достигнет такого уровня, когда температура деформируемого металла значительно повысится. Другие исследователи полагают, что снижение деформирующего усилия происходит не за счет повышения температуры металла при деформации его с наложением ультразвука, а под действием знакопеременных напряжений, которые накладываются на статические напряжения. Как следует из целого ряда работ, нет единого толкования наблюдаемых на опыте явлений, которые обнаруживаются при пластической деформации металлов и сплавов с наложением ультразвуковых колебаний, т. е. объемный фактор, характеризующий изменение механических характеристик под воздействием ультразвука, объясняют не одинаково.

Что касается поверхностного эффекта, характеризующего изменение сил контактного трения между инструментом и деформируемым металлом, то следует отметить, что одни исследователи относятся отрицательно к мнению об изменении сил контактного трения под воздействием ультразвука, а другие, наоборот, считают, что основная роль ультразвука состоит в изменении (уменьшении)

сил контактного трения при пластическом течении металла. Отсюда следует, что и при объяснении поверхностного эффекта также не существует толкования. Известно, что при обработке металлов давлением, когда металл пластически деформируется на контакте с упругой матрицей, условия трения существенно отличаются от условий, возникающих на границе, когда оба контактирующих тела деформируются упруго. При деформации металла с наложением ультразвуковых колебаний это различие в силах контактного трения будет проявляться в большей степени, чем при деформации в обычных условиях, так как характер взаимодействия в очаге деформации по контактной поверхности изменяется, когда частицы инструмента испытывают знакопеременные смещения. Причем характер взаимодействия частиц деформируемого металла и инструмента будет зависеть от ряда факторов, таких как направление смещения частиц инструмента, величина амплитуды этих смещений, условия смазки, природа деформируемого металла и инструмента и др.

Поэтому в различных работах одних и тех же исследователей механизм воздействия ультразвуковых колебаний на деформируемый металл или сплав трактуется по-разному, и зачастую одни работы противоречат другим. Так, в [35] авторы считают, что наблюдаемый эффект снижения усилия деформации при воздействии ультразвуковых колебаний происходит за счет изменения механических характеристик деформируемого металла, т. е. основную роль в уменьшении усилий играет снижение предела текучести металла, а в зоне контакта не может быть изменения сил трения. В [36] эти же авторы при рассмотрении процесса волочения труб на оправке с наложением ультразвуковых колебаний пришли к выводу, что снижение усилия волочения, увеличение степени деформации, улучшение качества поверхности труб, особенно внутренней, и уменьшение обрывности труб можно объяснить воздействием трех факторов, действующих раздельно или в различных сочетаниях: разупрочнение при нагреве, снижение сил трения и наложение знакопеременных напряжений. Хотя степень воздействия каждого из этих факторов на процесс ультразвукового волочения окончательно не установлена, роль снижения сил трения получает все

большее признание и, по мнению авторов работы [36], уменьшение трения на поверхностях контакта оправки и волокна с трубой является основным фактором, обуславливающим снижение усилия волочения. Таким образом, сопоставляя данные работ [35, 36], можно отметить, что механизм воздействия ультразвуковых колебаний на пластически деформируемый металл изучен мало, а некоторые данные исследований противоречат друг другу.

Для выяснения влияния знакопеременных напряжений на снижение усилия волочения проведены исследования [37] по волочению проволоки из алюминия, железа и свинца с применением поперечных ультразвуковых колебаний. В отличие от других исследований, волокна были расположены в пучности напряжений стоячей ультразвуковой волны, которая возникала в стальном стержне концентратора. Было установлено, что с увеличением амплитуды ультразвуковых колебаний происходит рост степени снижения усилия волочения. Причем в этом случае снижение усилия волочения не зависит от величины усилия протягивания, а зависит только от интенсивности энергии, подводимой к очагу деформации. При такой схеме подведения ультразвуковой энергии к деформируемому металлу снижение усилия волочения можно объяснить наложением знакопеременных напряжений, которые максимальны в месте нахождения волокна, на статические напряжения волочения. Снижение сил контактного трения между волоком и протягиваемым металлом, вероятно, близко к нулю, так как смещения частиц металла волокна очень незначительны. При расположении волокна в месте нахождения пучности смещений стоячей волны знакопеременные напряжения близки к нулю, и снижение усилия волочения в основном обуславливается уменьшением сил контактного трения в зоне деформации. Доказательством этого утверждения может служить более равномерное распределение деформации по поперечному сечению протягиваемого металла при наложении ультразвуковых колебаний.

Авторы [38] исследовали волочение проволоки из мягких пластичных металлов с применением поперечных и продольных ульт-

развуковых колебаний частотой 21 кГц в случае, когда волока была расположена в пучности напряжений или в пучности смещений. Для продольных и поперечных колебаний рассчитывали максимальные значения амплитуд акустического напряжения по соответствующим формулам на основании изменения амплитуд смещения. Снижение усилия волочения составляло 9–50 % в зависимости от амплитуды ультразвуковых колебаний и независимо от их направленности. Был сделан вывод, что снижение усилия волочения происходит благодаря дополнительному напряжению, которое накладывается на напряжение волочения и уменьшает его на величину амплитуды переменного напряжения, а снижение напряжения волочения, связанное с уменьшением сил контактного трения, настолько мало, что практически его можно не принимать во внимание. На наш взгляд, это утверждение авторов является ошибочным (особенно, когда волока расположена в пучности смещения). При расположении волоки в пучности смещений вдоль проволоки распространяются ультразвуковые волны и если колебательная система акустически замкнута, то возникают стоячие волны. В очаге деформации будет находиться пучность смещений, а следовательно, знакопеременные напряжения близки к нулю. Поэтому снижение усилия волочения в этом случае происходит в основном в результате уменьшения сил контактного трения, но не за счет наложения акустических напряжений.

Автор [39] исследовал влияние ультразвуковых колебаний на коэффициент трения между стальной матрицей и пластически деформируемым металлом. Опыты проводились на 10-т испытательной машине. Полосы из отожженной меди, бронзы и стали протягивались через матрицы, к которым подводились ультразвуковые колебания частотой 20 кГц. Усилия, передаваемые на матрицу при волочении, измерялись при помощи датчиков, прикрепленных к тензоусилителю, и записывались на самописце. Усилие волочения регистрировалось силоизмерителем испытательной машины. Экспериментально было установлено, что снижение напряжения волочения при действии ультразвуковых колебаний для разных материалов неодинаково, хотя условия деформации во всех случаях бы-

ли одни и те же. Также отмечалось, что наряду с уменьшением напряжения волочения и удельного давления на матрицу применение ультразвуковых колебаний при пластической деформации металлов вызывает снижение коэффициента трения между волокой и протягиваемым металлом.

В [40] также изучалось влияние продольных ультразвуковых колебаний на процесс волочения труб. Было установлено снижение усилия волочения на 20–40 %. Это уменьшение тяговых усилий при волочении труб с наложением ультразвуковых колебаний авторы объясняют только снижением контактного трения между волокой и трубой.

Что касается влияния скорости на процесс волочения, то в литературе имеются противоречивые данные. Так, в [41] показано, что уменьшение усилия волочения не зависит от скорости при изменении ее до 74 м/мин. Они считают, что плотность энергии, т. е. энергия, подаваемая от преобразователя к очагу деформации, на единицу объема протягиваемого материала, остается постоянной. Это мнение авторов [41] является ошибочным, поскольку с увеличением скорости протягивания время пребывания единицы объема металла в очаге деформации снижается, а следовательно, и уменьшается количество акустической энергии, передаваемой деформируемому металлу в единицу времени. Однако исследователи [42] получили незначительное снижение усилия волочения при увеличении скорости протягивания более 69 м/мин. Авторы [43] также установили, что с ростом скорости волочения величина снижения усилия волочения уменьшается. Снижение усилия волочения в результате наложения на проволоку ультразвуковых колебаний при повышении скорости волочения будет происходить в том случае, если колебательная скорость волоки больше скорости протягивания.

Уменьшение усилия волочения при действии ультразвука, по мнению авторов [43], происходит за счет периодических ударов со стороны волоки, возникающих при разрыве контакта между волокой и протягиваемым металлом, когда колебательная скорость больше скорости волочения. Такое объяснение механизма сниже-

ния усилия волочения при наложении ультразвуковых колебаний является далеко неполным.

Таким образом, исследования, проведенные рядом авторов по деформации металлов и сплавов с применением ультразвуковых колебаний, показывают, что ультразвук оказывает положительное влияние на металл с точки зрения снижения усилия деформации, увеличения ее степени, улучшения качества изделия и уменьшения сил контактного трения. Однако данные, полученные различными исследователями, носят противоречивый характер. Это объясняется тем, что в каждом конкретном случае опыты проводились не в одинаковых условиях, с различными параметрами ультразвукового поля, причем большинство исследований по деформации с наложением ультразвуковых колебаний выполнено на пластичных металлах с малыми пределами текучести. Что касается исследований по деформации тугоплавких и труднодеформируемых материалов с наложением ультразвука, то они проведены в весьма ограниченном количестве.

В данной книге авторы делают попытку обобщить достижения в области использования нелинейных динамических эффектов, возникающих в различных технологических процессах обработки с применением ультразвуковых колебаний. При описании ультразвуковых технологических процессов применяется подход, основанный на использовании реологических моделей материалов, отражающих их реальные упругие, вязкие и пластические свойства [146], что позволяет увидеть физический механизм влияния ультразвука и его физическую сущность в различных технологических процессах. Обоснованность такого подхода подтверждена экспериментальными результатами, которые реализованы в промышленных условиях.

Основное содержание книги составляют результаты исследований, проведенных в лаборатории ультразвуковой обработки Института технической акустики НАН Беларуси, а также приведены достижения отечественных и зарубежных исследователей в области применения ультразвука в процессах виброударной обработки материалов [190].

Глава 1. УЛЬТРАЗВУКОВЫЕ ВИБРОУДАРНЫЕ КОЛЕБАНИЯ ВОЛНОВОДОВ

1.1. Экспериментальное исследование динамического поведения волновода, взаимодействующего торцом с технологической нагрузкой

Эксперимент проводился на ультразвуковом станке [54], схема которого показана на рис. 1. Основным узлом станка является акустическая головка, состоящая из корпуса 1 магнитострикционного вибратора 2 и припаянного к его торцу ступенчатого концентратора 3 с инструментом 4. Магнитостриктор получает питание от генератора мощностью до 1 кВт. Используемый генератор допускал регулирование в широких пределах частоты возбуждения и амплитуды колебаний вибратора. Регулировка последней осуществлялась путем изменения тока, проходящего через обмотку возбуждения магнитостриктора. Колебания от вибратора посредством волновода-концентратора передавались с

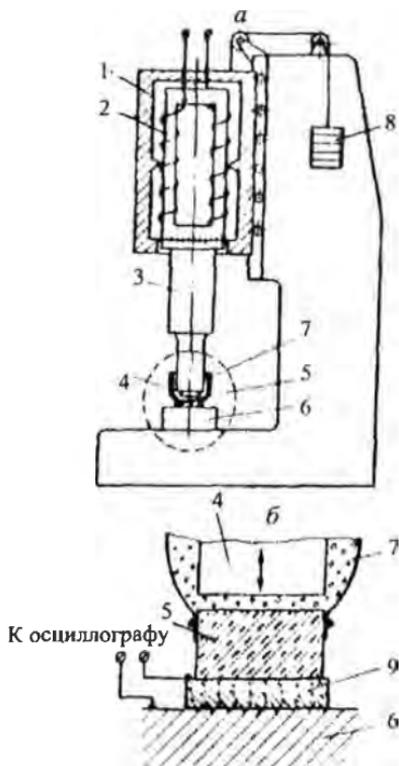


Рис. 1. Схема ультразвукового станка

увеличением амплитуды инструменту. Под торцом инструмента установлено обрабатываемое изделие – стеклянная пластина 5 диаметром 12 мм и толщиной 2 мм, приклеенная к жесткому массивному основанию 6. Пластина и инструмент помещены в резервуар 7 с абразивной суспензией. Непрерывный процесс резания обеспечивался тем, что инструмент поджимался к изделию статическим усилием подачи. Это усилие создается за счет разности веса головки и связанных с ней грузов 8. Для обеспечения плавности подачи головка установлена в шариковых направляющих станины. В процессе резания регистрировалась сила ударного взаимодействия между инструментом и обрабатываемым изделием. Схема датчика показана на рис. 1, б. Пьезоэлемент 9 датчика помещали между основанием 6 и обрабатываемой пластиной 5. Сигнал подавался на вход катодного осциллографа С1-18, с экрана которого и фотографировались осциллограммы.

Для определения собственных свойств датчика были сняты осциллограммы ударов шариков, бросаемых на пластину датчика с различных высот. Одна из них приведена на рис. 2. Верхняя кривая на этой осциллограмме представляет собой сигнал, возникающий при ударе и последующих собственных колебаниях датчика. Осциллограмма снималась на ждущей развертке с запуском от снимаемого с датчика сигнала. Поэтому плавная кривая исходит не из нуля, а от некоторого значения u , которое являлось уровнем запуска развертки. Нижняя кривая на осциллограмме – масштаб времени с частотой 200 кГц. Испытания показали, что датчик обладает высокой собственной частотой, равной 300 кГц, и хорошими демпфирующими свойствами. Декремент собственных колебаний датчика равен 2. В процессе обработки большого числа осциллограмм было установлено, что датчик обладает достаточной линейностью. Так, оказалось, что время удара не зависит от высоты h падения шарика, а амплитуда снимаемого при ударе сигнала пропорциональна скорости шарика в момент начала удара. Отсюда следует, что датчик ведет себя как жесткая пружина с упругой линейной характеристикой. Это обстоятельство позволяет легко протарировать датчик.

Для тарировки воспользуемся теоремой импульсов. Для ударяющего тела, брошенного с высоты h без начальной скорости, можно записать

$$m\sqrt{2gh}(1+R) = \int_0^{2\tau} F dt, \quad (1.1)$$

где m – масса шарика; R – коэффициент восстановления скорости при ударе; F – закон изменения силы удара; 2τ – время удара.

Учитывая, что вследствие линейности датчика

$$F = kA \sin \frac{\pi}{2\tau} t,$$

где A – амплитуда сигнала, снимаемого во время удара; k – масштабный коэффициент силы, и полагая $R = 1$, получаем из (1.1)

$$k = \frac{\pi m \sqrt{2gh}}{2A\tau}.$$

Введем некоторые определения и обозначения. Режимы работы станка при отведенном инструменте назовем режимами холостого хода. Амплитуда a резонансного режима холостого хода зависит от величины тока, проходящего через обмотку возбуждения магнитоэлектрика. В дальнейшем величиной a будем характеризовать возбуждение системы, т. е. независимо от исследуемого режима предположим, что возбуждение соответствует первоначальной настройке, полученной на холостом ходу. Амплитуду холостого хода измеряли под микроскопом при различных значениях тока возбуждения магнитоэлектрика.

Режимы работы станка, при которых происходило взаимодействие между инструментом и обрабатываемым изделием, будем на-

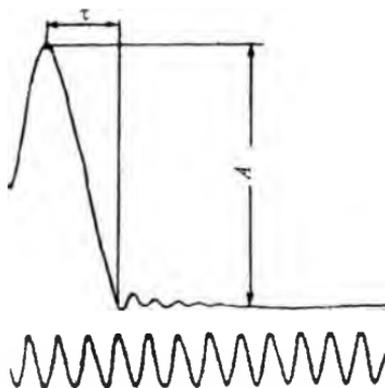


Рис. 2. Осциллограмма удара шарика

зывать рабочими. Это взаимодействие характеризуется амплитудой силы удара F_m , под которой понимается максимальное отклонение силы от нулевого значения. Эта величина измерялась на большом количестве осциллограмм, полученных при различных значениях амплитуды настройки a , частоты возбуждения f и статического усилия подачи P .

Две характерные осциллограммы рабочих режимов приведены на рис. 3. Они получены при $f = 18$ кГц; $a = 15$ мкм; $P = 100$ Н (рис. 3, а) и $P = 160$ Н (рис. 3, б). Верхние кривые на этих осциллограммах представляют силу взаимодействия инструмента с обрабатываемой поверхностью, нижние – сигнал с генератора возбуждения магнитостриктора. Из осциллограмм видно, что рабочие режимы являются периодическими с частотой, равной частоте возбуждения.

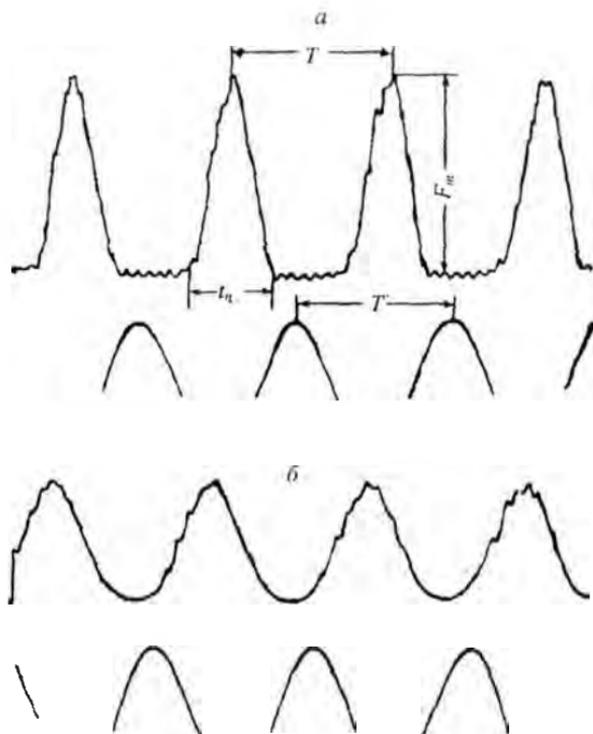


Рис. 3. Осциллограммы рабочих режимов

Следует различать режимы двух типов. В режимах первого типа (рис. 3, а) сила взаимодействия носит импульсный характер. Она действует в течение интервала t_n , а ее амплитуда равна F_m . На остальной части периода $T - t_n$ инструмент совершает колебание в отрыве от обрабатываемой поверхности, т. е. сила взаимодействия равна 0. Такие режимы будем называть ударными. Режимы второго типа, один из которых представлен на рис. 3, б, отличаются тем, что в течение всего периода инструмент прижат к обрабатываемой детали. Назовем их безударными. Сопоставление осциллограмм, полученных при постоянных f и a , показали, что по мере увеличения усилия подачи происходит постепенный переход от ударных режимов к безударным.

Рассмотрим основные характеристики системы, полученные в результате обработки осциллограмм рабочих режимов. На рис. 4 приведены зависимости амплитуды силы удара F_m от статического усилия подачи P . Эти зависимости получены при постоянной частоте возбуждения $f = 18$ кГц и различных значениях амплитуды a . Из графиков видно, что существует оптимальное усилие подачи, соответствующее максимуму силы удара. Величина оптимального усилия подачи пропорциональна амплитуде a . Увеличение подачи сверх оптимальной приводит к уменьшению силы взаимодействия, а режимы при этом постепенно становятся безударными.

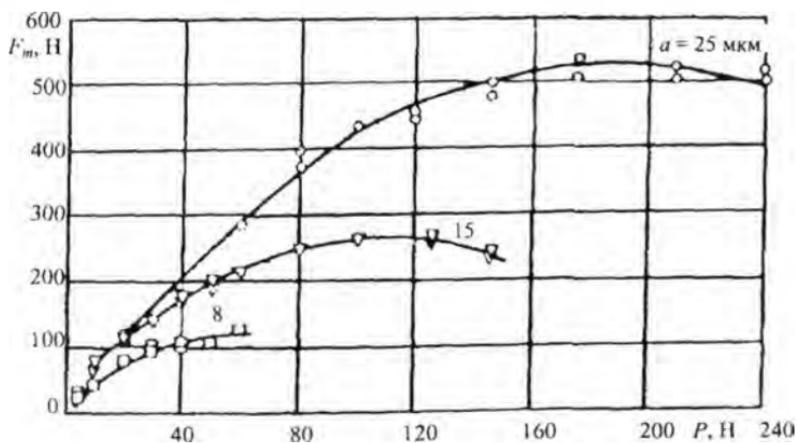


Рис. 4. Зависимость силы удара от усилия подачи



Полученные зависимости являются важными характеристиками ультразвукового станка, так как амплитуда силы удара является основной величиной, определяющей производительность ультразвуковой обработки. В этом нетрудно убедиться, если сопоставить приведенные графики с зависимостями скорости ультразвуковой обработки от усилия подачи, полученными в [113]. Следовательно, максимальная производительность станка при работе на постоянной частоте с данной амплитудой будет иметь место при оптимальном усилии подачи.

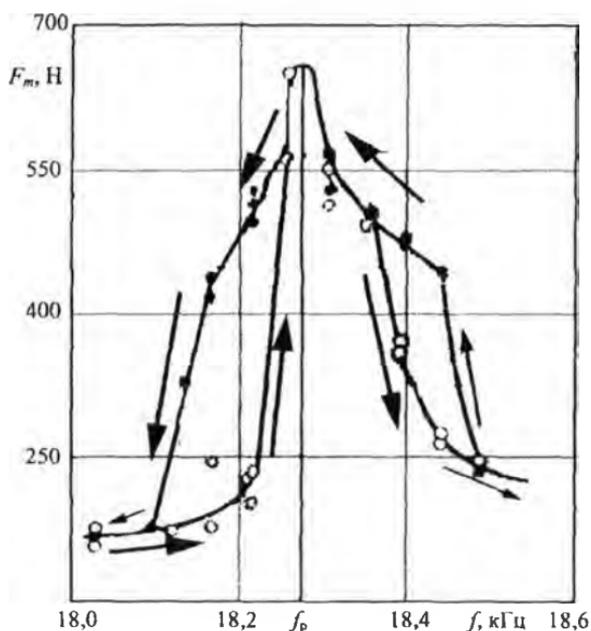


Рис. 5. Частотная характеристика системы

На рис. 5 приведена типичная частотная характеристика системы. Эта зависимость амплитуды силы удара F_m от частоты возбуждения f получена при постоянных $a = 15$ мкм и $P = 200$ Н. Частотная характеристика системы имеет ярко выраженный резонансный характер. Частоту f_p , при которой сила удара достигает максимума, будем считать резонансной. Интересной особенностью системы является наличие областей двузначности

частотной характеристики, расположенных слева и справа от резонанса. Выход на ту или иную ветвь характеристики определяется направлением изменения частоты, как показано стрелками на рис. 5. В левой области двузначности нижней ветви характеристики соответствуют безударные режимы работы, а верхней ветви – ударные. Переход с одной ветви на другую в этой области происходит скачком. В правой области двузначности обеим ветвям соответ-

вуют ударные режимы работы. Выход на нижнюю ветвь осуществляется при увеличении частоты из резонансной зоны. При этом амплитуда силы убывает, а режимы постепенно становятся безударными. Выход на верхнюю ветвь происходит скачком при обратном изменении частоты возбуждения.

В результате экспериментов было установлено, что рабочая резонансная частота системы смещается по отношению к резонансной частоте холостого хода. Величина «увода» резонанса видна из рис. 6, на котором приведена зависимость резонансной частоты f_p колебательной системы от статического усилия подачи. Зависимость получена при наладке с амплитудой $a = 15$ мкм. Из графика видно, что с увеличением усилия подачи резонансная частота уходит в область более высоких частот. Следует отметить, что всем точкам графика соответствуют ударные режимы работы. Амплитуда силы удара в этих режимах в 2,5–3 раза превышает усилие подачи. Теперь можно оценить тот эффект, который дает поднастройка частоты возбуждения. Например, при работе на резонансной частоте холостого хода (рис. 4) режим с максимальной силой удара получается при $a = 25$ мкм и $P = 200$ Н. Как видно из рис. 5, режим с такой же силой удара может быть получен при $a = 15$ мкм после подстройки частоты. Дальнейшая интенсификация работы станка может быть произведена путем увеличения усилия подачи и регулировкой частоты в соответствии с рис. 6.

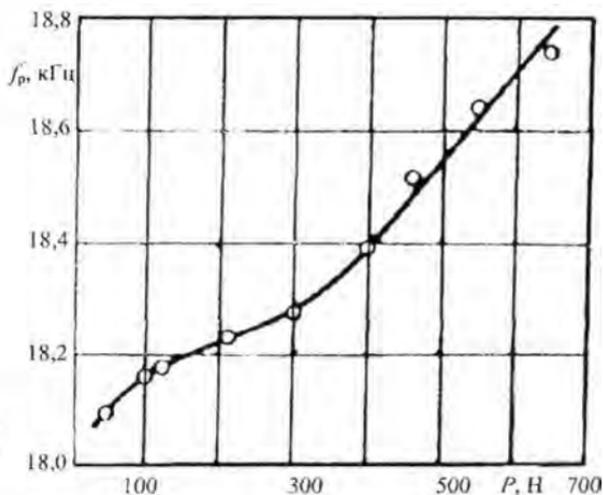


Рис. 6. Зависимость резонансной частоты от усилия подачи

1.2. Динамические особенности поведения ультразвуковой колебательной системы, вызванные виброударным взаимодействием с ограничителем

Используя изложенный в [52] общий подход к анализу виброударного взаимодействия упругих систем, исследуем процессы, происходящие при периодических продольных соударениях прямых стержней [53, 114].

При изучении динамики стержневой колебательной системы [1] ее звенья считаются линейными и стационарными и рассматриваются установившиеся гармонические колебания вида $u_x^{(i)} = m_x^{(i)} + \bar{a}_x^{(i)} e^{j\omega t}$, где $m_x^{(i)}$, $\bar{a}_x^{(i)}$ – постоянная составляющая и комплексная амплитуда колебаний $u_x^{(i)}$ элемента i -го звена x .

Расчленив колебательную систему на составляющие звенья и заменяя их взаимодействие силами, приложенными к торцам звеньев (рис. 7), движение произвольного элемента x i -го звена колебательной системы можно описать следующим уравнением:

$$u_x^{(i)}(t) = L_{0x}^{(i)}(j\omega)f_0^{(i)} - L_{lx}^{(i)}(j\omega)f_1^{(i)}, \quad (1.2)$$

где $L_{sx}^{(i)}(j\omega)$ – оператор динамической податливости i -го звена, связывающий силу $f_s^{(i)} = P_s^{(i)} + \bar{F}_s^{(i)} l^{j\omega t}$ ($P_s^{(i)}$, $\bar{F}_s^{(i)}$ – постоянная составляющая и комплексная амплитуда сил), действующую на элемент s i -го звена и перемещение $u_x^{(i)}$ произвольного элемента x того же звена.

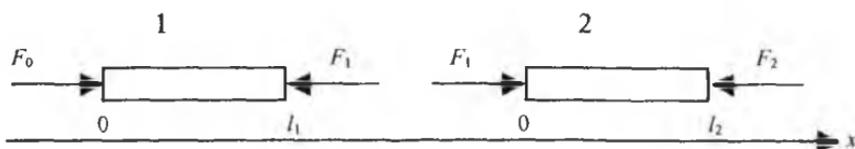


Рис. 7. Расчетная схема стержневой колебательной системы

Из (1.2) для торцевых элементов $x = 0$ и $x = l$ i -го звена колебательной системы имеем следующие уравнения движения:

$$\bar{a}_0^{(i)} = L_{00}^{(i)}(j\omega)\bar{F}_0^{(i)} - L_{j0}^{(i)}(j\omega)\bar{F}_l^{(i)}; \quad \bar{a}_l^{(i)} = L_{0l}^{(i)}(j\omega)\bar{F}_0^{(i)} - L_{ll}^{(i)}(j\omega)\bar{F}_l^{(i)}. \quad (1.3)$$

Отметим, что при жестком соединении i и $i + 1$ звеньев колебательной системы должны выполняться условия: $\bar{a}_l^{(i)} = \bar{a}_0^{(i+1)}$; $\bar{F}_l^{(i)} = \bar{F}_0^{(i+1)}$.

Начнем рассмотрение с простейшей системы (рис. 8). В стержне длиной l и площадью поперечного сечения S , выполненном из линейного вязкоупругого материала, возбуждаются продольные волны с помощью силы $P_n(t) = a_p \cos \omega t$, приложенной в сечении с координатой $x = n$, отсчитываемой от верхнего закрепленного конца стержня. В процессе колебаний нижний конец стержня, имеющий координату $x = l$, взаимодействует с ограничителем, установленным с зазором (натягом) Δ по отношению к положению сечения $x = l$ при недеформированном стержне. От этого же состояния стержня будем отсчитывать смещения произвольных сечений x , описываемые функцией $u_x(t)$. Вводим силовую характеристику ударного взаимодействия $\Phi(u_i, su_i)$. В данном случае $\Phi(u_i, su_i) = \bar{F}_1$. Осуществим гармоническую линеаризацию силовой характеристики ударного взаимодействия [106]

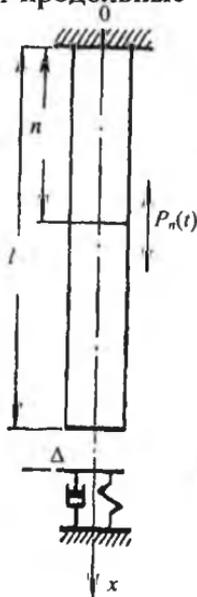


Рис. 8. Расчетная схема колебательной системы

$$\Phi(u_i, su_i) \approx m_F(m_i, a_i) + k(m_i, a_i)u^0 + \beta(m_i, a_i)su^0, \quad (1.4)$$

где $m_F(m_i, a_i)$; $k(m_i, a_i)$; $\beta(m_i, a_i)$ – коэффициенты гармонической линеаризации; $s = \partial / \partial t$.

Следует отметить, что силовая характеристика ударного взаимодействия – это технологическая нагрузка на волновод, создаваемая вследствие взаимодействия рабочего органа с обрабатываемым изделием при выполнении рабочего процесса. Эту силу взаимодействия можно представить в виде силовой динамической характери-

стики $\Phi(u_l, \dot{u}_l)$ рабочего процесса, связывающей действующую на изделие силу F с перемещением u_l и скоростью \dot{u}_l рабочего органа [115]. Такой подход позволяет построить достаточно ясный физический механизм влияния ультразвука на процессы пластического деформирования.

Для стержня, взаимодействующего с упругим ограничителем, запишем уравнение (1.3) в следующем виде:

$$u_x(t) = L_n(x, s)P_n(t) - L_l(x, s)\Phi(u_l, su_l). \quad (1.5)$$

Приближенное периодическое решение уравнения (1.5) при $x = l$ отыскиваем в виде

$$u_l \approx m_l + u^0(t) = m_l + a_l \cos(\omega t - \varphi_l). \quad (1.6)$$

Подставляя (1.4), (1.6) в (1.5), получим для постоянных и периодических составляющих:

$$m_l = -L(l, 0)m_F; \quad (1.7)$$

$$\left[L_l^{-1}(s) + k(m_l, a_l) + s\beta(m_l, a_l) - a_p / a_l \left(\cos \varphi_l + s \frac{\sin \varphi_l}{\omega} \right) \right] u^0 = 0. \quad (1.8)$$

Условием существования периодического решения (1.6) уравнения (1.8) является наличие корней $s = \pm j\omega$ его характеристического уравнения. Подставляя в уравнение (1.8) $s = j\omega$ и разделяя вещественную и мнимую части, имеем:

$$\sin \varphi_l = a_l V(\omega, m_l, a_l) / a_p; \quad (1.9)$$

$$\cos \varphi_l = a_l U(\omega, m_l, a_l) / a_p. \quad (1.10)$$

Здесь $U = \operatorname{Re} W$; $V = \operatorname{Im} W$; $W = L_l^{-1}(s) + k(m_l, a_l) + s\beta(m_l, a_l)$. Исключая из (1.9), (1.10) тригонометрические функции, получим

$$a_l = \frac{a_p}{\sqrt{U^2 + V^2}} = \frac{a_p}{|W|}. \quad (1.11)$$

Система конечных уравнений (1.7), (1.9) – (1.11) определяет неизвестные параметры движения (1.6) соударяющегося торца стержня.

Для исследования устойчивости полученных периодических решений по отношению к малым возмущениям может быть использован подход, описанный в [52]. Полагаем, что в окрестности установившегося решения (1.6) колебания соударяющегося торца имеют вид

$$u_l(t) = \tilde{m}_l(t) + \tilde{a}_l(t) \cos[\omega t - \tilde{\varphi}_l(t)], \quad (1.12)$$

где $\tilde{m}_l(t)$, $\tilde{a}_l(t)$ и $\tilde{\varphi}_l(t)$ – медленно меняющиеся функции времени.

Найдем работу диссипативных и возмущающих сил за период стационарного движения (1.6). Потери энергии E_d вычисляем из выражения

$$E_d = \int_0^T \{Wu^0(t)\} su^0(t) dt = \pi a_l^2 V(\omega, m_l, a_l). \quad (1.13)$$

Для работы E_b возмущающей силы имеем

$$E_b = \int_0^T a_p \cos \omega t su^0(t) dt = \pi a_p a_l \sin \varphi_l. \quad (1.14)$$

Характерной особенностью выражений (1.13), (1.14) в случае систем с несколькими степенями свободы является то, что они могут принимать как положительные, так и отрицательные значения. Последняя ситуация может возникнуть в том случае, если наблюдаемая координата, относительно которой записывается уравнение (здесь, например, $x = l$), не совпадает с координатой приложения силы (здесь $x = n$). В результате при реализации некоторых форм колебаний между указанными координатами может располагаться нечетное число узлов и, следовательно, фазовый сдвиг φ_l между силой и наблюдаемой координатой окажется больше π . Потребовав, чтобы при отклонении амплитуды \tilde{a}_l от стационарного значения a_l баланс энергии нарушался таким образом, чтобы скомпенсировать

это отклонение, получим с учетом сказанного энергетическое условие устойчивости в виде:

$$\frac{d}{d\tilde{a}_l} \left[V(\omega, \tilde{m}_l, \tilde{a}_l) - \frac{a_p \sin \tilde{\varphi}_l}{\tilde{a}_l} \right]_{\tilde{a}_l = a_l} > 0, \quad \text{если } \sin \varphi_l > 0;$$

$$\frac{d}{d\tilde{a}_l} \left[V(\omega, \tilde{m}_l, \tilde{a}_l) - \frac{a_p \sin \tilde{\varphi}_l}{\tilde{a}_l} \right]_{\tilde{a}_l = a_l} < 0, \quad \text{если } \sin \varphi_l < 0.$$
(1.15)

Важным обстоятельством является то, что оба случая в (1.15) приводят к одному и тому же виду окончательного выражения для оценки устойчивости. Окончательное выражение имеет следующий вид:

$$\left[U(U + \tilde{a}_l \frac{dU}{d\tilde{a}_l}) + V(V + \tilde{a}_l \frac{dV}{d\tilde{a}_l}) \right]_{\tilde{a}_l = a_l} > 0. \quad (1.16)$$

В дальнейшем для оценки устойчивости будем пользоваться критерием (1.16), что позволит применять общую для всех колеблющихся элементов систему отсчета фаз, например по отношению к приложенному в любой точке внешнему возбуждению.

При отсутствии в системе диссипации энергии $V(\omega, m_l, a_l) = 0$ и неравенство (1.16) дают следующие границы области устойчивости:

$$U(\omega, m_l, a_l) = 0;$$
(1.17)

$$\left[U(\omega, \tilde{m}_l, \tilde{a}_l) + \tilde{a}_l \frac{d}{d\tilde{a}_l} U(\omega, \tilde{m}_l, \tilde{a}_l) \right]_{\tilde{a}_l = a_l} = 0.$$

Описанный приближенный подход, разумеется, не исчерпывает полностью исследование вопроса об устойчивости периодических решений систем с произвольным числом степеней свободы. В рамках применения приближенных методов отыскания периодических решений строгое исследование этого вопроса зачастую оказывается вообще не осуществимым. Вместе с тем следует иметь в виду, что

при использовании приближенных методов факт существования периодического движения, как правило, постулируется априорно, чаще всего на основе каких-то физических соображений. Таким образом, задача состоит лишь в разделении устойчивых и неустойчивых приближенных решений, что и может быть осуществлено с помощью изложенной процедуры.

Для окончательного решения задачи требуется найти выражение для оператора $L_l(x, j\omega)$, т. е. установившуюся реакцию сечения с координатой x на приложенную к нижнему концу стержня единичную гармоническую силу ($a_p = 1$). Решим соответствующую линейную краевую задачу. Дифференциальное уравнение стержня запишем в виде [52]

$$s^2 u - (c^2 + bs) \partial^2 u / \partial x^2 = 0, \quad (1.18)$$

где $u = u(x, t)$; $s = \partial / \partial t$.

Граничные условия соответственно для закрепленного и свободного концов будут следующими:

$$u(0, t) = 0; \quad ES \left(1 + \frac{b}{c^2} s \right) \left[\frac{\partial u(x, t)}{\partial x} \right]_{x=l} = \exp(j\omega t), \quad (1.19)$$

где E – модуль упругости; $c = \sqrt{E/\rho}$ – скорость ультразвука в материале волновода; ρ – его плотность.

Отыскивая установившееся решение в виде

$$u(x, t) = u_x(t) = L_l(x, j\omega) \exp(j\omega t), \quad (1.20)$$

получим, подставляя (1.20) в (1.18), (1.19):

$$(j\omega)^2 L_l(x, j\omega) - (c^2 + j\omega b) \frac{d^2 L_l(x, j\omega)}{dx^2} = 0; \quad (1.21)$$

$$L_l(0, j\omega) = 0; \quad ES \left(1 + j\omega \frac{b}{c^2} \right) \left[\frac{dL_l(x, j\omega)}{dx} \right]_{x=l} = 1. \quad (1.22)$$

Решение обыкновенного линейного дифференциального уравнения (1.21) второго порядка с постоянными коэффициентами, удовлетворяющее граничным условиям (1.22), имеет вид

$$L_T(x, j\omega) = -\frac{\lambda c^2}{ES\omega^2} \frac{\exp(\lambda x) - \exp(-\lambda x)}{\exp(\lambda x) + \exp(-\lambda x)}, \quad (1.23)$$

где

$$\lambda = j\omega / \sqrt{c^2 + bj\omega} \quad (1.24)$$

Так как $b = c^2\psi / (2\pi\omega)$, учитывая малую величину коэффициента поглощения ψ , можно упростить полученные соотношения, разложив их в ряды по малому параметру ψ и пренебрегая величинами высокого порядка малости. Из (1.24) с точностью до величин первого порядка малости найдем

$$\lambda = \frac{j\omega}{c} + \frac{\psi\omega}{4\pi c}. \quad (1.25)$$

Подставляя (1.25) в (1.23) и ограничивая разложения экспонент, содержащих малый параметр ψ , линейными членами, получим после преобразований при $x = l$

$$L_T(l, j\omega) = \frac{l}{ES\xi} \left(\operatorname{tg}\xi - j \frac{\psi}{4\pi} \frac{\xi + 1/2 \sin 2\xi}{\cos^2 \xi} \right), \quad (1.26)$$

где $\xi = \omega l / c$.

Ясно, что по такой методике можно найти динамические податливости стержней как постоянного, так и переменного поперечного сечения с различными граничными условиями. Вычисления оператора динамической податливости систем с помощью выражения (1.26) являются более удобными, поскольку не требуют суммирования рядов. Кроме того, при его определении не нужно вычислять собственные частоты системы [116]. Вместе с тем замкнутое представление операторов динамической податливости зачастую оказывается достаточно громоздким и его разложение в ряды по собственным формам колебаний с последующим усечением рядов до членов, учитывающих основные слагаемые, может способствовать

существенному упрощению выражений. Для более подробного ознакомления с указанными вопросами можно рекомендовать читателю обратиться к [116, 117].

С учетом (1.26) при $s = j\omega$ и пренебрегая диссипацией при ударе ($\beta = 0$), имеем

$$W(j\omega, m_l, a_l) = \frac{ES}{l} \left[\xi \operatorname{ctg} \xi + k_0(m_l, a_l) + j \frac{\psi \xi}{4\pi} \frac{\xi + 1/2 \sin 2\xi}{\sin^2 \xi} \right], \quad (1.27)$$

где $k_0(m_l, a_l) = k(m_l, a_l)l/(ES)$.

Следовательно:

$$U = \frac{ES}{l} [\xi \operatorname{ctg} \xi + k_0]; \quad V = \frac{ES\psi\xi}{4\pi l} \frac{\xi + 1/2 \sin 2\xi}{\sin^2 \xi}. \quad (1.28)$$

В результате найдем

$$a_l = \delta_p \left\{ [\xi \operatorname{ctg} \xi + k_0]^2 + \left(\frac{\psi \xi}{4\pi} \frac{\xi + 1/2 \sin 2\xi}{\sin^2 \xi} \right)^2 \right\}^{-1/2}, \quad (1.29)$$

где $\delta_p = a_p l/(ES)$ – смещение нижнего конца стержня под действием статической силы a_p .

Рассмотрим колебания системы, в которой натяг создается путем силового прижатия (рис. 9) [52]. Она представляет собой стержень, возбуждаемый продольной гармонической силой, жестко связанный своим верхним концом с бесконечно большой массой, колебаниями которой можно пренебречь. Вся система поджимается к ограничителю статической силой G . Особенностью рассматриваемой динамической модели (рис. 9) является смещение верхней массы, которая при колебаниях занимает некоторое положение динамического равновесия. Следует заметить, что в [118] экспериментально наблюдали перемещения массы с периодически изменяю-

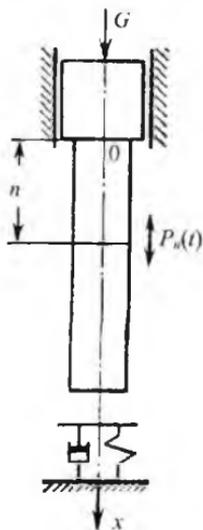


Рис. 9. Расчетная схема колебания системы

шейся частотой и амплитудой. Траектория ее движения напоминает форму биений, хотя имеет более сложный вид. Такое поведение массы связано с особенностями технологической нагрузки на торец стержня, что будет рассмотрено в следующей главе. Не взирая на сделанное замечание, рассматриваемая модель также реализуется на практике и позволяет минимальными затратами выявить ряд нелинейных эффектов, присущих ультразвуковым виброударным системам. За начало отсчета функции смещения $u_x(t)$ удобно принять положение сечений в недеформированном стержне, а координату сечения x отсчитывать от статического положения верхнего конца стержня при наличии силы G . Ограничимся здесь рассмотрением предельного случая, соответствующего абсолютно жесткому ограничителю. В рассматриваемой системе:

$$m_F = G; \quad k = 2G / a_l. \quad (1.30)$$

С учетом (1.30) имеем из (1.29) при $\psi = 0$ следующее уравнение резонансных кривых:

$$a_l = \frac{-2h \pm \delta_p}{\xi \operatorname{ctg} \xi}, \quad (1.31)$$

где $h = Gl / ES$. Области существования резонансных режимов определяются из условия $a_l > 0$.

При $\delta_p = 0$ (1.31) переходит в уравнение скелетных линий, определенных в диапазонах частот

$$1 / 2\pi(2m - 1) < \xi_0 < \pi m \quad (m = 1, 2, \dots) \quad (1.32)$$

и имеющих постоянные асимптоты, совпадающие с собственными частотами стержня $\xi_0 = \pi(2m - 1) / 2$.

Согласно (1.31) при $\delta_p < 2h$ решения существуют парами в диапазонах собственных частот системы (1.32). В соответствии с результатом, полученным в [52], устойчивым режимам отвечают ре-

шения с большими амплитудами, т. е. имеющие знак минус в (1.31). При $\delta_p < 2h$ выполняется условие единственности решений, устойчиво реализуемых при любых частотах возбуждения.

На рис. 10 приведены амплитудно-частотные характеристики системы, построенные для двух низших резонансных зон при различных соотношениях δ_p и h . Здесь штрихпунктиром показаны скелетные кривые, тонкой линией нанесена энергетическая граница колебаний, жирными линиями – ветви амплитудных кривых, соответствующие устойчивым решениям, пунктиром – неустойчивым. Видно, что при относительном увеличении силы притяжения повышается частота максимальных амплитуд колебаний. При $\delta_p < 2h$ колебания с отрывом от ограничителя могут быть реализованы либо путем затягивания в область низких частот, либо при помощи жесткого возбуждения. Указанные особенности затрудняют резонансную настройку ультразвуковой системы в рабочем процессе, а также не позволяют поддерживать резонансные колебания при случайном изменении технологических условий процесса ультразвуковой обработки, а переход с одной ветви на другую происходит скачком.

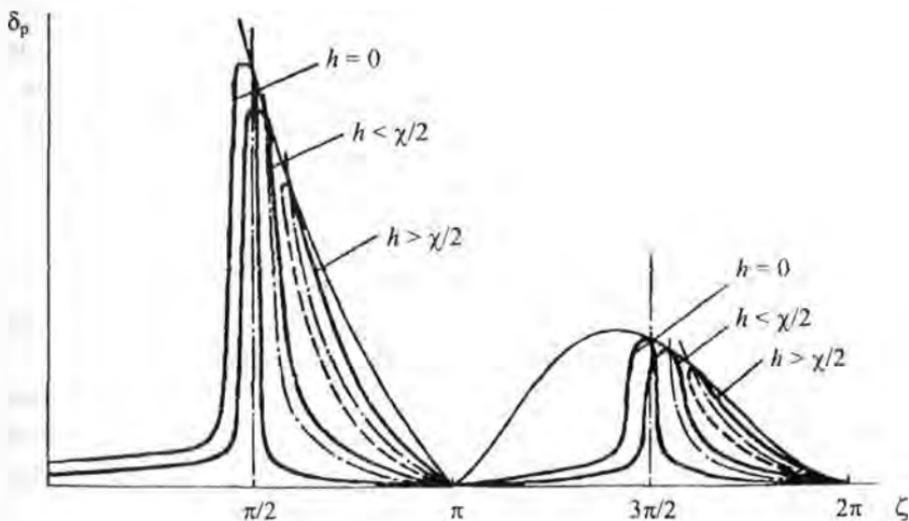


Рис. 10. Амплитудно-частотные характеристики системы: $\chi = \delta_p$

1.3. Виброударное взаимодействие стержневых систем

В ультразвуковой технологии широко применяются колебательные системы, представляющие собой два ультразвуковых преобразователя, прижатых торцами волноводов-концентраторов друг к другу, либо ультразвуковой преобразователь, прижатый торцом волновода-концентратора к волноводу-отражателю полуволновой длины [2]. В [114] получено общее решение для произвольных стержней и построены примеры виброударного взаимодействия двух идентичных волноводов и стержня конечной длины с полубесконечным волноводом. В [122] на ЭВМ численно изучены амплитудно-частотные и фазочастотные характеристики таких систем в предположении, что различие собственных частот, обусловленное разной длиной волноводов, не превышает ширины резонансной линии колебательной системы. В [53] рассмотрен случай виброударного взаимодействия стержня конечной длины с упругим и жестким ограничителем.

Рассмотрим динамическую модель взаимодействия двух стержней, сжатых статической силой G [119]. Расчетная схема такой системы показана на рис. 7. Продольные колебания в волноводах возбуждаются ультразвуковыми преобразователями, соединенными противофазно с генератором гармонических колебаний. Операторные уравнения для абсолютных и относительных смещений контактирующих торцов имеют вид [114];

$$u_{10} = L_{10}(s)P_{10}(t) - L_{10}(s)\Phi(v, sv); \quad u_{20} = L_{20}(s)P_{20}(t) + L_{20}(s)\Phi(v, sv);$$

$$v(t) = u_{10} - u_{20} = L_{10}(s)P_{10}(t) - L_{20}(s)P_{20}(t) - \Phi(v, sv)[L_{10}(s) + L_{20}(s)], \quad (1.33)$$

где $L_{i0}(s)(s = \partial/\partial t; i = 1, 2)$ – оператор динамической податливости i -го стержня, связывающий смещение u_{i0} контактирующего сечения с продольной вынуждающей силой $P_{i0} = (-1)^i A_i \cos \omega t$, приложенной в том же сечении; $\Phi(v, sv)$ – функция, описывающая ударное взаимодействие.

В соответствии с методом гармонической линейризации ищем решение уравнений (1.33) в виде:

$$\begin{aligned} u_{10} &= m_{10} + u_{10}^0 = m_{10} + a_{10} \cos(\omega t - \varphi_1); \\ u_{20} &= m_{20} + u_{20}^0 = m_{20} + a_{20} \cos(\omega t - \varphi_2); \\ v &= m_v + v^0 = m_v + a_v \cos(\omega t - \varphi_v), \end{aligned} \quad (1.34)$$

где m_{10} , m_v – постоянные составляющие смещений; a_{10} , a_v – амплитуды; ω , φ_i – круговая частота и фазы колебаний соответственно.

Проведем гармоническую линейризацию ударной функции, пренебрегая диссипацией при ударе [114]:

$$\Phi(v) = G + k(m_v, a_v)v^0, \quad (1.35)$$

где $k(m_v, a_v) = 2G/a_v$ – эквивалентная жесткость ударного взаимодействия стержня [114].

Решая уравнения (1.33) с учетом (1.34), (1.35) и соотношения для оператора динамической податливости (1.26), найдем выражения для функций U_i и V_i , определяющих упругоинерционные и диссипативные свойства колебательной системы:

$$\begin{aligned} U_v &= Q/(\operatorname{ctg} \xi_2 + \alpha \gamma \operatorname{ctg} \xi_1); \\ U_1 &= \xi_1 Q/[\xi_1 \operatorname{ctg} \xi_2 + k_1 \gamma (1 - \alpha)]; \\ U_2 &= \xi_1 Q/[\alpha \xi_1 \operatorname{ctg} \xi_1 - k_1 (1 - \alpha)] \gamma; \end{aligned} \quad (1.36)$$

$$\begin{aligned} V_v &= \frac{\gamma k_1 (1 - \alpha) \operatorname{ctg} \xi_1 \operatorname{ctg} \xi_2 (B_2 \operatorname{ctg} \xi_2 - B_1 \operatorname{ctg} \xi_1) - \xi_1 \operatorname{ctg}^2 \xi_1 \operatorname{ctg}^2 \xi_2 (B_1 + \alpha \gamma B_2)}{(\operatorname{ctg} \xi_2 + \alpha \gamma \operatorname{ctg} \xi_1)^2}; \\ V_1 &= \xi_1 \frac{\gamma k_1 (1 - \alpha) [\xi_1 B_1 \operatorname{ctg} \xi_2 \operatorname{ctg}^2 \xi_1 + k_1 (B_2 \operatorname{ctg}^2 \xi_2 + \gamma B_1 \operatorname{ctg}^2 \xi_1)]}{[\xi_1 \operatorname{ctg} \xi_2 + k_1 \gamma (1 - \alpha)]^2} + \\ &+ \xi_1 \frac{B_1 \xi_1 \operatorname{ctg}^2 \xi_1 \operatorname{ctg}^2 \xi_2 + \gamma k_1 \xi_1 \operatorname{ctg} \xi_1 \operatorname{ctg} \xi_2 (B_1 \operatorname{ctg} \xi_1 - \alpha B_2 \operatorname{ctg} \xi_2)}{[\xi_1 \operatorname{ctg} \xi_2 + k_1 \gamma (1 - \alpha)]^2}; \end{aligned} \quad (1.37)$$

$$V_2 = \frac{\xi_1 \xi_2 k_1 [B_1 \operatorname{ctg} \xi_1 + B_2 (1 - 2\alpha) \operatorname{ctg} \xi_2] \operatorname{ctg} \xi_1 \operatorname{ctg} \xi_2}{\gamma [(1 - \alpha) k_1 - \alpha \xi_1 \operatorname{ctg} \xi_1]^2} +$$

$$+ \frac{\xi_1}{\gamma_1} \frac{k_1^2 (1 - \alpha) (B_2 \operatorname{ctg}^2 \xi_2 + \gamma B_1 \operatorname{ctg}^2 \xi_1) - \alpha B_2 \xi_2^2 \operatorname{ctg}^2 \xi_1 \operatorname{ctg}^2 \xi_2}{[(1 - \alpha) k_1 - \alpha \xi_1 \operatorname{ctg} \xi_1]^2};$$

$$Q = \xi_1 \operatorname{ctg} \xi_1 \operatorname{ctg} \xi_2 + k_1 (\operatorname{ctg} \xi_2 + \gamma \operatorname{ctg} \xi_1), \quad (1.38)$$

где $\xi_i = \omega l_i / c_i$; $c_i = \sqrt{E_i / \rho_i}$; $k_1 = kl_1 / E_1 S_1$; $B_i = \psi_i (\xi_i + 0,5 \sin 2\xi_i) / 4\pi \times \times \cos^2 \xi_i$; $\alpha = A_2 / A_1$ — отношение амплитуд вынуждающих сил; $\gamma = S_1 c_1 \rho_1 / S_2 c_2 \rho_2$ — отношение волновых сопротивлений стержней; l_i , E_i , S_i , ρ_i — длина, модуль Юнга, площадь поперечного сечения и плотность соответствующего волновода; c_i , ψ_i — скорость и коэффициент поглощения ультразвука в материале волновода.

Амплитуда относительных колебаний торцов двух магнито-стрикционных преобразователей и каждого из волноводов находится из выражения

$$\alpha_i = \delta_p / \sqrt{U_i^2 + V_i^2}, \quad (1.39)$$

где $\delta_p = A_1 l_1 / E_1 S_1$.

Резонансная частота колебательной системы определяется ее упругоинерционными свойствами. Анализ выражений (1.36) показывает, что при виброударном взаимодействии двух неидентичных волноводов в колебательной системе существуют два резонанса, частоты которых определяются из (1.38) при $Q = 0$. Следует отметить, что эти частоты являются резонансными как для относительного движения торцов двух волноводов, так и для каждого из волноводов при взаимодействии друг с другом и не совпадают с собственными частотами волноводов на холостом ходу ($\operatorname{ctg} \xi_1 = 0$; $\operatorname{ctg} \xi_2 = 0$).

Анализ уравнений (1.36)–(1.38) показывает, что при исследовании особенностей взаимодействия двух неидентичных волноводов

в предположении, что $\xi_1 = (1 + b)\xi_2$; $\xi_2 = \xi$; $b \ll 1$, можно с достаточной степенью точности воспользоваться следующими приближениями: в окрестности высокочастотного резонанса ограничиться нулевым приближением, а в окрестности низкочастотного – дополнительно положить $\xi = \pi/2\Delta$; $\Delta \ll 1$ и ограничиться первыми членами при разложении в степенной ряд.

Пренебрегая диссипацией, из (1.39) с учетом (1.36) и (1.38) получим выражения для амплитудно-частотных характеристик:

$$a_v = \frac{-2\delta_G(\text{ctg}\xi_2 + \gamma\text{ctg}\xi_1) \pm \delta_p(\text{ctg}\xi_2 + \alpha\gamma\text{ctg}\xi_1)}{\xi_1\text{ctg}\xi_1\text{ctg}\xi_2}; \quad (1.40)$$

$$a_1 = \frac{-2\delta_G \pm \delta_p}{\xi_1\text{ctg}\xi_1}; \quad a_2 = \frac{\gamma}{\xi_1\text{ctg}\xi_2}(-2\delta_G \pm \alpha\delta_p).$$

При $\delta_p \equiv 0$ они переходят в уравнения скелетных линий, определенных в диапазонах частот:

$$\frac{1}{2}\pi(2m-1) < \xi < \pi m; \quad \frac{1}{2}\frac{\pi}{1+b}(2m-1) < \xi < \xi_0; \quad m = 1, 2, \dots, \quad (1.41)$$

для относительного движения контактирующих торцов, где ξ_0 – корень уравнения $\text{ctg}\xi + \gamma\text{ctg}(1+b)\xi = 0$, и

$$\frac{1}{2}\pi(2m-1) < \xi(1+b) < \pi m; \quad \frac{1}{2}\pi(2m-1) < \xi < \pi m; \quad m = 1, 2, \dots, \quad (1.42)$$

для каждого из волноводов соответственно.

Согласно второй формуле в (1.40) при $\delta_p < 2\delta_G$ и $\alpha\delta_p < 2\delta_G$ решения существуют парами в диапазонах собственных частот системы (1.42). Устойчивым режимам отвечают решения с большими амплитудами [114]. При $\delta_p > 2\delta_G$ и $\alpha\delta_p > 2\delta_G$ выполняется условие единственности решений, устойчиво реализуемых при любых частотах возбуждения. Проведенный анализ областей существования виброударных колебаний каждого из волноводов показывает, что в окрестности низкочастотного резонанса виброударные колебания

обоих волноводов возможны только при малых силах поджатия ($\delta_p > 2\delta_G$; $\alpha\delta_p > 2\delta_G$).

Найдем предельную силу поджатия G , при которой еще возможны виброударные резонансные колебания. Из (1.38) и (1.39) с учетом условий резонанса $U_v = 0$ и, считая, что $\psi_1 \approx \psi_2 = \psi$, получим

$$\frac{2\delta_G}{\delta_p} = -\frac{8\pi \cos \xi_1 \cos \xi_2 (\cos \xi_2 \sin \xi_1 + \alpha\gamma \cos \xi_1 \sin \xi_2)}{\psi (2\xi_1 + \sin 2\xi_1) \cos^2 \xi_2 + \gamma \cos^2 \xi_1 (2\xi_2 + \sin 2\xi_2)}. \quad (1.43)$$

В окрестности высокочастотного резонанса выражение (1.43) примет вид

$$\frac{2\delta_G}{\delta_p} = -\frac{4\pi (1 + \alpha\gamma)}{\psi (1 + \gamma)} \frac{\sin 2\xi}{2\xi + \sin 2\xi}, \quad (1.44)$$

а в окрестности низкочастотного резонанса

$$\frac{2\delta_G}{\delta_p} = \frac{8}{\psi} \frac{\Delta \left(\frac{b\pi}{2} - \Delta \right) \left[(1 + \alpha\gamma)\Delta - \alpha\gamma b \frac{\pi}{2} \right]}{\Delta^2(\gamma + 1) + \gamma(b^2\pi^2/4 - b\pi\Delta)}. \quad (1.45)$$

Анализ уравнений (1.44) и (1.45) показывает, что высокочастотный виброударный резонанс существует при максимальной силе поджатия, равной

$$\frac{2\delta_G^b}{\delta_p} = \frac{3,49 (1 + \alpha\gamma)}{\psi (1 + \gamma)} \text{ при } \xi_b^* = 0,715\pi, \quad (1.46)$$

а низкочастотный

$$\frac{2\delta_G^H}{\delta_p} = \frac{2b\pi}{\psi} \frac{(1 + 2\alpha\gamma)}{(1 + 2\alpha\gamma)^2 + \gamma} \text{ при } \xi_H^* = \frac{\pi}{2} \left[1 - b \frac{1 + 2\alpha\gamma}{2(1 + \alpha\gamma)} \right]. \quad (1.47)$$

Из (1.46) и (1.47) видно, что предельные параметры низкочастотного резонанса в отличие от высокочастотного существенным образом зависят от величины относительной расстройки собственных частот волноводов $b = \xi_1/\xi_2 - 1$.

Оценим амплитуды колебаний в окрестности высоко- и низкочастотного резонансов. Из (1.36)–(1.39) найдем энергетические границы колебаний:

$$a_v = \delta_p \frac{(\operatorname{ctg} \xi_2 + \alpha \gamma \operatorname{ctg} \xi_1)(\operatorname{ctg} \xi_2 + \gamma \operatorname{ctg} \xi_1)}{\xi_1 \operatorname{ctg}^2 \xi_1 \operatorname{ctg}^2 \xi_2 (B_1 + \gamma B_2)};$$

$$a_1 = \delta_p \frac{\operatorname{ctg} \xi_2 + \alpha \gamma \operatorname{ctg} \xi_1}{\xi_1 \operatorname{ctg}^2 \xi_1 \operatorname{ctg}^2 \xi_2 (B_1 + \gamma B_2)};$$

$$a_2 = \gamma \delta_p \frac{\operatorname{ctg} \xi_2 + \alpha \gamma \operatorname{ctg} \xi_1}{\xi_1 \operatorname{ctg} \xi_1 \operatorname{ctg}^2 \xi_2 (B_1 + \gamma B_2)}.$$
(1.48)

Анализ выражений (1.48) показывает, что $a_1 + a_2 + a_v$ и при виброударном резонансе отношение амплитуд взаимодействующих торцов $a_1/a_2 = \operatorname{ctg} \xi_2 / \gamma \operatorname{ctg} \xi_1$ не зависит от соотношения между амплитудами вынуждающих сил A_i , приложенных к соответствующим волноводам. Отметим, что для невзаимодействующих волноводов ($k_1 = 0$), как следует из (1.37) и (1.39), энергетическая граница колебаний торцов магнитострикционных преобразователей полностью определяется амплитудами вынуждающих сил:

$$a_{10} = \delta_p \frac{8\pi}{\psi \xi_1} \frac{\sin^2 \xi_1}{2\xi_1 + \sin 2\xi_1};$$

$$a_{20} = \alpha \gamma \delta_p \frac{8\pi}{\psi \xi_1} \frac{\sin^2 \xi_2}{2\xi_2 + \sin 2\xi_2}.$$
(1.49)

Таким образом, при взаимодействии происходит перераспределение энергии между волноводами в зависимости от конструктивных особенностей и волновых сопротивлений соударяющихся стержней и независимо от подводимой энергии к каждому из магнитострикционных преобразователей в отдельности.

Из (1.48) следует, что энергетическая граница колебаний в окрестности высокочастотного резонанса имеет вид:

$$a_v = \delta_p \frac{(1 + \alpha\gamma) \sin^2 \xi}{(2\xi + \sin 2\xi)\xi} \frac{8\pi}{\psi};$$

$$a_1 = \delta_p \frac{(1 + \alpha\gamma) \sin^2 \xi}{(1 + \gamma)\xi(2\xi + \sin 2\xi)} \frac{8\pi}{\psi}; \quad (1.50)$$

$$a_2 = \delta_p \frac{\gamma(1 + \alpha\gamma) \sin^2 \xi}{(1 + \gamma)(2\xi + \sin 2\xi)\xi} \frac{8\pi}{\psi};$$

а в окрестности низкочастотного:

$$a_v = \frac{16\delta_p}{\pi\psi} \frac{[\Delta + \alpha\gamma(\Delta - \pi b/2)][\Delta + \gamma(\Delta - \pi b/2)]}{\Delta^2 + \gamma(\pi b/2 - \Delta)^2};$$

$$a_1 = \frac{16\delta_p}{\pi\psi} \frac{[\Delta + \alpha\gamma(\Delta - \pi b/2)]\Delta}{\Delta^2 + \gamma(\pi b/2 - \Delta)^2}; \quad (1.51)$$

$$a_2 = -\frac{16\delta_p}{\pi\psi} \gamma \frac{[\Delta + \alpha\gamma(\Delta - \pi b/2)](\Delta - \pi b/2)}{\Delta^2 + \gamma(\pi b/2 - \Delta)^2}.$$

Следует отметить, что анализ выражений (1.50), (1.51) показывает, что в окрестности низкочастотного резонанса взаимодействующие торцы волноводов движутся в попутном направлении с разными амплитудами, а в области высокочастотного резонанса – во встречном [122]. При $\alpha = 0$ ($A_2 = 0$) приведенные выше уравнения описывают взаимодействие волновода-концентратора, связанного с ультразвуковым преобразователем, волноводом-отражателем. Найдем энергетическую границу относительных колебаний в окрестности высокочастотного виброударного резонанса в случае, когда собственная частота ультразвукового преобразователя меньше собственной частоты волновода-отражателя. Полагая $\alpha = 0$; $\xi = \xi_2 = \pi/2 + \Delta$; $\xi_1 = (1 + b)\xi$; $\Delta \ll 1$; $b \ll 1$ и ограничиваясь первыми членами при разложении в степенной ряд по малым параметрам Δ и b , из (1.48) получим

$$a_v = \frac{16\delta_p}{\pi\psi} \frac{\Delta[\Delta + \gamma(\Delta - \pi b/2)]}{\Delta^2 + \gamma(\pi b/2 - \Delta)^2}. \quad (1.52)$$

Аналогично найдем энергетическую границу относительных колебаний высокочастотного резонанса в случае, когда собственная частота ультразвукового преобразователя больше собственной частоты волновода-отражателя. В этом случае, положив $\xi = \xi_1 = \pi/2 + \Delta$; $\xi_2 = (1+b)\xi$; $\Delta \ll 1$; $b \ll 1$, из (1.48) получим

$$a_v^* = \frac{16\delta_p}{\pi\psi} \frac{\left(\Delta + \frac{\pi b}{2}\right) \left[\Delta(\gamma + 1) + \frac{\pi b}{2}\right]}{\left(\Delta + \frac{\pi b}{2}\right)^2 + \gamma\Delta^2}. \quad (1.53)$$

Анализируя выражения (1.52) и (1.53), легко установить, что всегда $a_v^* > a_v$. Для наглядности найдем отношение амплитуд взаимодействующих торцов волноводов при различных соотношениях собственных частот ультразвукового преобразователя и волновода-отражателя, но с одинаковыми волновыми сопротивлениями. Из (1.52) и (1.53) при $\gamma = 1$ получим

$$\frac{a_v^*}{a_v} = 1 + \frac{\pi b}{2\Delta} > 1. \quad (1.54)$$

Из выражения (1.54) следует, что амплитуда относительных колебаний взаимодействующих торцов волновода-концентратора, связанного с ультразвуковым преобразователем, и волновода-отражателя существенно зависит от того, больше или меньше собственная частота волновода-отражателя по отношению к собственной частоте ультразвукового преобразователя, и эта зависимость увеличивается с повышением разности собственных частот волноводов.

Экспериментальную проверку обнаруженных теоретически эффектов проводили на установке, схема которой показана на рис. 11 [120, 121]. Экспериментальная установка включает: 1, 2 – магнетострикционные преобразователи ПМС1-1 с волноводами полу-

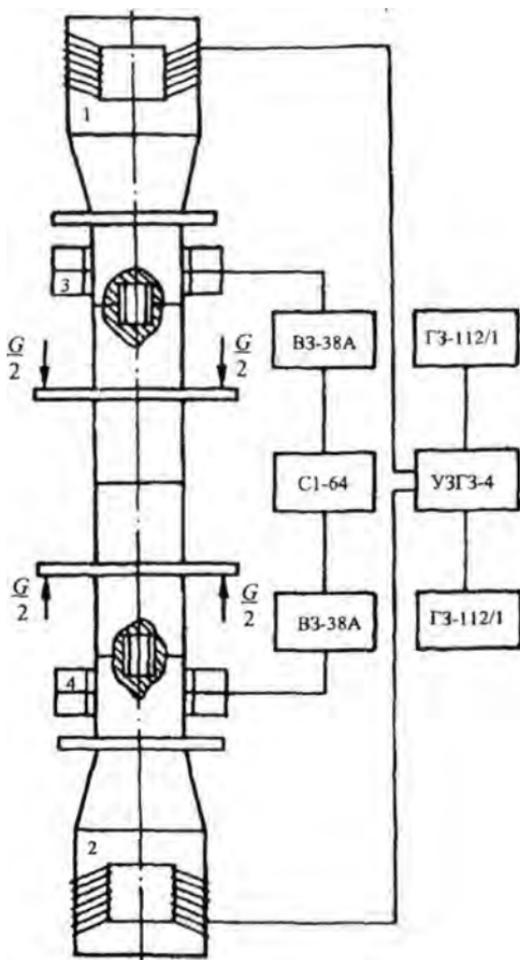


Рис. 11. Схема экспериментальной установки

волновой длины, закрепленными в узле смещений за фланцы диаметром 50 и толщиной 3 мм; 3, 4 – датчики амплитуды колебаний торцов волноводов. Волноводы изготовлены следующим образом: два – из стали 45 в виде цилиндров диаметром 35 мм с фланцами в узле смещений; один – из титана ВТ1-0 также в виде цилиндра диаметром 35 мм и фланцем в узле смещений, и волновод из титана ВТ1-0, состоящий из цилиндра диаметром 35 мм и длиной в четверть волны, фланца диаметром 50 и толщиной 3 мм и конической части длиной в четверть волны с диаметром у фланца 35 мм и диаметром торца 14 мм. Питание магнитоstrictionных преобразователей осуществлялось от ультразвукового генератора УЗГЗ-4 электрической мощностью 4 кВт, который работал в режиме независимого возбуждения, осуществляе-

мого от генератора сигналов ГЗ-112/1. Такая схема подключения давала возможность менять частоту рабочего напряжения на магнитоstrictionных преобразователях в диапазоне от 10 до 26 кГц. Частота регистрировалась частотомером Ф5034. Сигналы с датчиков амплитуды подавали на милливольтметр ВЗ-38А и на двухканальный осциллограф С1-64. Тарировку датчиков амплитуды для

каждого волновода проводили с помощью микроскопа МИ-1. Показания осциллографа позволяли судить об относительном движении контактирующих торцов волноводов. Статическое поджатие волноводов осуществляли на разрывной машине «Инстрон». Следует также отметить, что каждый из волноводов по резонансным размерам подгонялся под резонансную частоту холостого хода конкретного магнитострикционного преобразователя. Разброс по частотам между волноводами достигал 750 Гц, а ширина резонансной линии не превышала 110 Гц. При проведении экспериментов по выяснению особенностей взаимодействия волновода-концентратора, соединенного с магнитострикционным преобразователем, и волновода-отражателя было установлено, что отражателем служил отключенный от генератора магнитострикционный преобразователь с волноводом.

Экспериментально изучалось виброударное взаимодействие волноводов-концентраторов, связанных с ультразвуковыми преобразователями. При различных силах поджатия установлены следующие закономерности.

Отмечено, что при взаимодействии двух волноводов с различными собственными частотами в колебательной системе существует два резонанса, близких к собственным частотам волноводов. Резонанс с более низкой частотой соответствует попутному движению взаимодействующих торцов. С увеличением силы поджатия волноводов частота низкочастотного резонанса незначительно увеличивается и быстро достигает величины, соответствующей линейному резонансу свободных колебаний сжатых стержней, совершающих колебания без разрыва контакта. Резонанс с более высокой частотой соответствует встречному движению торцов. При увеличении силы поджатия частота высокочастотного резонанса возрастает, а амплитуда – уменьшается. Отметим, что для каждой конкретной пары взаимодействующих волноводов существует своя сила поджатия, выше которой в амплитудно-частотных характеристиках волноводов наблюдается двузначность.

При взаимодействии двух волноводов из разных металлов (титан, сталь) с одинаковой площадью сечения или волноводов из одинаковых металлов, но с разными поперечными сечениями обна-

ружено, что с увеличением силы поджатия отношение амплитуд взаимодействующих торцов стремится к определенному пределу. Предельная сила поджатия, выше которой отношение амплитуд взаимодействующих торцов не меняется, зависит от разности собственных частот ультразвуковых преобразователей и акустических параметров волноводов. Следует также отметить, что изменение электрической мощности в обмотке возбуждения одного из магнитоstrictionных преобразователей по сравнению с другим не меняет предельного соотношения между амплитудами взаимодействующих волноводов, т. е. независимо от величин вынуждающих сил на преобразователях энергия между волноводами при взаимодействии перераспределяется таким образом, чтобы сохранилось определенное соотношение между амплитудами взаимодействующих торцов. Обнаруженную закономерность иллюстрирует рис. 12.

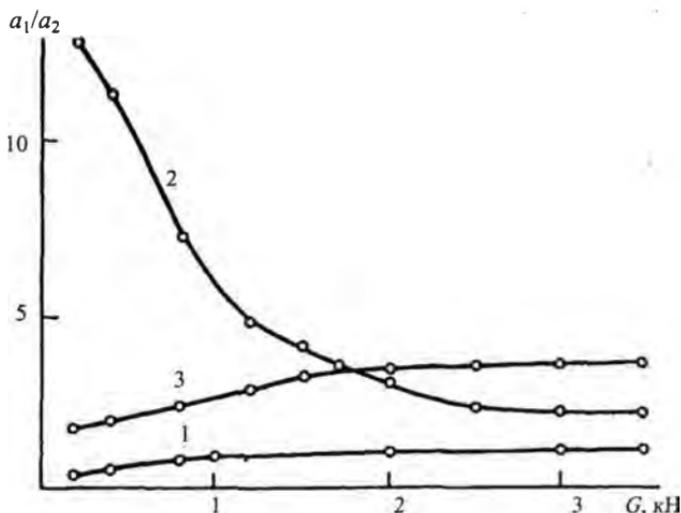


Рис. 12. Зависимость отношения амплитуд a_1/a_2 взаимодействующих торцов волноводов при виброударном высокочастотном резонансе от силы поджатия G : 1 – стальные волноводы с одинаковой площадью сечения, но возбуждаемые разной электрической мощностью (на холостом ходу $a_1 = 10$ мкм; $a_2 = 22$ мкм); 2 – волноводы с одинаковой площадью сечения, но один – из титана, а другой – из стали; 3 – оба волновода из титана, но с разной площадью поперечного сечения

Аналогичные особенности наблюдаются и при взаимодействии волновода-концентратора, связанного с ультразвуковым преобразователем, и волновода-отражателя с различными собственными частотами. Однако следует отметить, что если собственная частота волновода-отражателя меньше собственной частоты волновода-концентратора, связанного с ультразвуковым преобразователем, то амплитуда относительных колебаний взаимодействующих торцов в области высокочастотного резонанса намного больше, чем при обратном соотношении частот. Обнаруженный эффект подтверждается рис. 13.

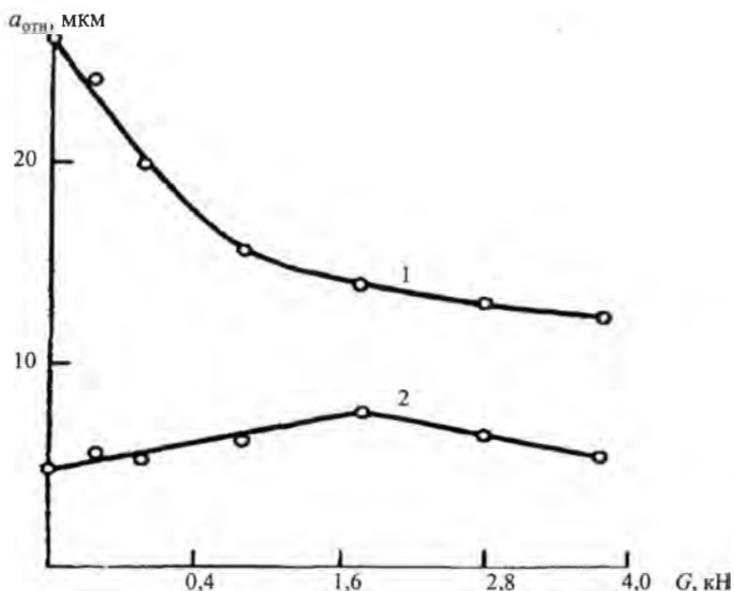


Рис. 13. Зависимость относительной амплитуды $a_{отн}$ взаимодействующих торцов стального и титанового волноводов, изготовленных в виде цилиндров диаметром 35 мм, от силы поджатия G при виброударном высокочастотном резонансе: 1 – волновод-отражатель из стали 45 с собственной частотой 21175 Гц; 2 – волновод-отражатель из титана с собственной частотой 21740 Гц

Обнаруженные эффекты послужили основой при разработке ряда ультразвуковых устройств для обработки металлов давлением с наложением ультразвуковых колебаний, которые признаны изобре-

тениями [123, 124]. Новизна технического решения [123] заключается в том, что с целью расширения технологических возможностей за счет получения изделий несимметричного относительно продольной оси сечения волноводы имеют волновые сопротивления, удовлетворяющие соотношению $S_2 c_2 \rho_2 / S_1 c_1 \rho_1 = b$, где $S_1; S_2$ – площади поперечного сечения каждого из волнопроводов; c_1, c_2 – скорости распространения звука в волноводах; ρ_1, ρ_2 – плотность материалов волнопроводов; $b = a_1 / a_2$ – заданное отношение амплитуд торцов волнопроводов. Таким образом, предлагаемое устройство позволяет регулировать соотношение между амплитудами взаимодействующих торцов и за счет этого получать изделия несимметричного сечения относительно продольной оси.

Новизна технического решения [124] состоит в том, что с целью повышения производительности процесса обработки за счет интенсификации виброударного режима в зоне обработки волновод-отражатель выполнен с собственной частотой продольных колебаний, меньшей, чем резонансная частота электроакустического преобразователя.

1.4. Некоторые особенности передачи колебаний от электроакустического преобразователя к инструменту в ультразвуковых стержневых системах технологического назначения

Электрические колебания ультразвуковой частоты, вырабатываемые генератором, преобразуются в механические продольные колебания электроакустического преобразователя. Для увеличения амплитуды к преобразователю присоединяется трансформатор упругих колебаний, а к последнему – один или несколько волнопроводов. На торце волновода находится инструмент. Традиционно звенья ультразвуковой колебательной системы соединяются между собой с помощью шпильки со шлифовкой контактных поверхностей для получения хорошего акустического контакта. При невозможности

использовать шпилечное соединение в силу особенности конструкции колебательной системы, например при присоединении нескольких волноводов к торцу трансформатора упругих колебаний, может применяться пайка. В любом случае ультразвуковая колебательная система представляет собой набор звеньев, жестко связанных друг с другом [126]. Однако, как отмечалось выше, теоретически и экспериментально при ударном взаимодействии стержневых систем возможны интенсивные виброударные колебания взаимодействующих торцов волноводов.

Данный параграф посвящен теоретическому изучению особенностей передачи колебаний от трансформатора упругих колебаний к инструменту, соединенному с торцом волновода, как при жестком соединении звеньев, так и путем создания интенсивных виброударных режимов взаимодействующих торцов звеньев колебательной системы [125].

При исследовании динамики стержневой колебательной системы ее звенья считаются линейными и стационарными и рассматриваются установившиеся гармонические колебания вида $u_x^{(i)} = m_x^{(i)} + \bar{a}_x^{(i)} e^{j\omega t}$, где $m_x^{(i)}$, $\bar{a}_x^{(i)}$ – постоянная составляющая и комплексная амплитуда колебаний $u_x^{(i)}$ элемента i -го звена x .

Расчленив колебательную систему на составляющие звенья и заменяя их взаимодействие силами, приложенными к торцам звеньев (рис. 7), движение произвольного элемента x i -го звена колебательной системы можно описать уравнением (1.2).

При виброударном способе передачи колебаний рассмотрим динамическую модель взаимодействия двух стержней, сжатых статической силой G . Операторное уравнение относительных смещений контактирующих торцов с учетом (1.3) на холостом ходу ($\bar{F}_2 = 0$) имеет вид

$$\bar{a}_0 = \bar{a}_1^{(1)} - \bar{a}_0^{(2)} = L_{01}^{(1)}(j\omega)\bar{F}_0 - [L_{11}^{(1)}(j\omega) + L_{00}^{(1)}(j\omega)]\bar{F}_1. \quad (1.55)$$

В данном случае \bar{F}_1 – функция, описывающая ударное взаимодействие. Проведем гармоническую линеаризацию ударной функции, пренебрегая диссипацией при ударе стержней.

Из (1.55) с учетом (1.35) получим следующее уравнение относительных смещений контактирующих торцов:

$$\bar{a}_v [1 + (L_{II}^{(1)}(j\omega) + L_{00}^{(2)}(j\omega))k(a_v)] / L_{0l}^{(1)}(j\omega) = \bar{F}_0. \quad (1.56)$$

Из (1.3) с учетом (1.56) получаем уравнение для амплитуды $\bar{a}_l^{(2)}$ на холостом ходу на торце второго звена при виброударном способе передачи колебаний от первого звена ко второму:

$$\bar{a}_l^{(2)} [1/k + L_{II}^{(1)}(j\omega) + L_{00}^{(2)}(j\omega)] / L_{0l}^{(1)}(j\omega)L_{0l}^{(2)}(j\omega) = \bar{F}_0. \quad (1.57)$$

Уравнение (1.57) после разделения действительной и мнимой составляющих даст выражение для амплитуды $a_l^{(2)}$ движения рабочего торца волновода

$$a_l^{(2)} = \frac{F_0}{|W(j\omega)|} = \frac{F_0}{\sqrt{(\operatorname{Re} W)^2 + (\operatorname{Im} W)^2}}, \quad (1.58)$$

где $W = [1/k + L_{II}^{(1)}(j\omega) + L_{00}^{(2)}(j\omega)] / L_{0l}^{(1)}(j\omega)L_{0l}^{(2)}(j\omega)$.

Операторы динамической податливости для стержня постоянного сечения, полученные согласно методике расчета, предложенной в параграфе 1.2, имеют следующий вид:

$$L_{00}^{(i)} = L_{II}^{(i)} = -\frac{l_i}{E_i S_i \xi_i} \left(\operatorname{ctg} \xi_i + j \frac{\psi_i}{4\pi} \frac{\xi_i - 0.5 \sin 2\xi_i}{\sin^2 \xi_i} \right), \quad (1.59)$$

$$L_{l0}^{(i)} = L_{0l}^{(i)} = -\frac{l_i}{E_i S_i \xi_i} \left(\frac{1}{\sin \xi_i} + j \frac{\psi_i}{4\pi} \frac{\xi_i \cos \xi_i - \sin \xi_i}{\sin^2 \xi_i} \right),$$

где $\xi_i = \omega l_i / c_i$; $c_i = \sqrt{E_i / \rho_i}$; l_i , E_i , S_i , ρ_i — длина, модуль Юнга, площадь поперечного сечения и плотность соответствующего звена колебательной системы; c_i , ψ_i — скорость и коэффициент поглощения ультразвука в материале звена. Для простоты расчета, полагая, что звенья колебательной системы изготовлены из разных материалов, но имеют одинаковые собственные частоты

($\xi_1 = \xi_2 = \xi$), с учетом (1.59) найдем выражения для функций $\text{Re}W$ и $\text{Im}W$, определяющих упругоинерционные и диссипативные свойства колебательной системы:

$$\text{Re}W = w_1 \omega \left[\frac{w_2 \omega}{k} \sin \xi - \left(1 + \frac{w_2}{w_1} \right) \cos \xi \right] \sin \xi; \quad (1.60)$$

$$\text{Im}W = -\omega w_1 \left[\left(\xi - \frac{1}{2} \sin 2\xi \right) \left(\frac{\Psi_2}{4\pi} + \frac{w_2}{w_1} \frac{\Psi_2}{4\pi} \right) \right], \quad (1.61)$$

где $w_i = S_i \rho_i c_i$ – волновое сопротивление i -го стержня.

Резонансная частота колебательной системы определяется ее упругоинерционными свойствами и находится из условия $\text{Re}W = 0$. Из выражения (1.60) следует, что в системе существует два резонанса: $\sin \xi = 0$ – резонанс, соответствующий совместному движению торцов взаимодействующих звеньев и

$\text{tg} \xi = \left(1 + \frac{w_2}{w_1} \right) k / w_2 \omega$ – резонанс, соответствующий виброудар-

ному их движению. Найдем амплитуду $a_i^{(2)}$ движения рабочего торца волновода из выражения (1.58) с учетом (1.61) при резонансной настройке колебательной системы

$$a_i^{(2)} = \frac{4\pi \delta_F}{\xi \left(\xi - \frac{1}{2} \sin 2\xi \right) \left(\Psi_2 + \frac{w_2}{w_1} \Psi_1 \right)}, \quad (1.62)$$

где $\delta_F = F_0 I_1 / E_1 S_1$. Анализ выражения (1.62) показывает, что амплитуда рабочего торца волновода практически не зависит от способа передачи колебаний между звеньями колебательной системы при ее резонансной настройке частоты на любой из резонансов.

Таким образом, как следует из изложенного выше анализа, можно не менее эффективно, чем при жестко связанных звеньях колебательной системы, передавать колебания от электроакустического преобразователя к инструменту посредством сжатия статиче-

ской силой G звеньев между собой и возбуждением виброударного режима колебаний между их торцами.

1.5. Механизм разгрузки ультразвуковой колебательной системы от действия статической силы поджатия

Для решения ряда технологических задач обработки металлов давлением с ультразвуком требуется прикладывать большие статические усилия к колебательной системе. При этом необходимо сохранить виброударный режим взаимодействия инструмента с изделием. Как показано в [71, 97], при осевом нагружении ультразвуковых колебательных систем существует предельная сила поджатия, при которой еще возможны ударные колебания. В [128–130] предлагается с целью увеличения статической силы поджатия и сохранения виброударного режима обработки использовать ультразвуковые колебательные системы с разгрузкой (рис. 14). Основой устройства является «силонечувствительная» опора, которая состоит из втулки, имеющей длину, равную половине длины ультразвуковой волны, одним концом жестко соединенной с концентратором колебаний в пучности смещений (другой конец втулки свободен). На втулке имеется фланец, размещенный в узле смещения, к которому прикладывается статическая нагрузка.

Цель изучения – экспериментальное определение основных динамических характеристик указанной колебательной системы и выяснение физического механизма ее разгрузки [127].

Эксперименты проводили на установке (рис. 14), которая включает: 1 – магнитострикционный преобразователь с волноводом диаметром 30 мм; 2 – втулку с наружным диаметром 40 мм, внутренним – 32 мм, имеющую длину, равную половине длины ультразвуковой волны в материале втулки; 3 – датчик амплитуды колебаний торца ультразвуковой системы; 4 – датчик силы ударного взаимодействия торца волновода с изделием. Волновод и втулка изготовлены из стали 45.

Возбуждение магнитострикционного преобразователя производилось от генератора УЗГ5-1,6/22 электрической мощностью 1,5 кВт, который работал в режиме независимого возбуждения, осуществляемого от генератора сигналов ГЗ-112/1. Такая схема подключения давала возможность менять частоту рабочего напряжения на преобразователе в диапазоне от 8 до 30 кГц. Частота регистрировалась частотомером Ф5034. Для регистрации амплитуды колебаний использовали датчик, принцип действия которого основан на обратном магнитострикционном эффекте. Датчик крепился в пучности напряжений волновода. Сигнал с него подавался на милливольтметр ВЗ-38А. Тарировку датчика

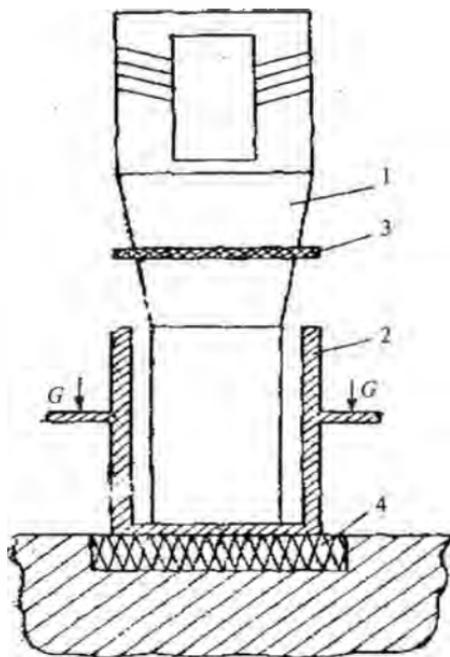


Рис. 14. Схема ультразвуковой колебательной системы с «силонечувствительной» опорой

амплитуды проводили с помощью микроскопа МИ-1 для колебательной системы совместно с «силонечувствительной» опорой и без нее. Статическое поджатие колебательной системы к плоскости осуществляли на разрывной машине «Инстрон». В процессе взаимодействия торца колебательной системы с плоскостью регистрировалась сила удара с помощью пьезодатчика, описанного в 1.1. Собственная частота датчика – порядка 90 кГц. Сигнал с пьезодатчика подавался на милливольтметр ВЗ-38А и на осциллограф С1-75, с экрана которого и фотографировались осциллограммы.

На рис. 15 приведены две характерные осциллограммы, нижние кривые на которых представляют силу взаимодействия инструмента с изделием, верхние – сигнал с генератора возбуждения магнитостриктора. В режимах первого типа (рис. 15, а) сила взаимодействия носит ударный характер и, следовательно, происходит отрыв

торца волновода от обрабатываемой поверхности. Режимы второго типа (рис. 15, б) характеризуются тем, что в течение всего периода торцевое сечение волновода прижато к поверхности.

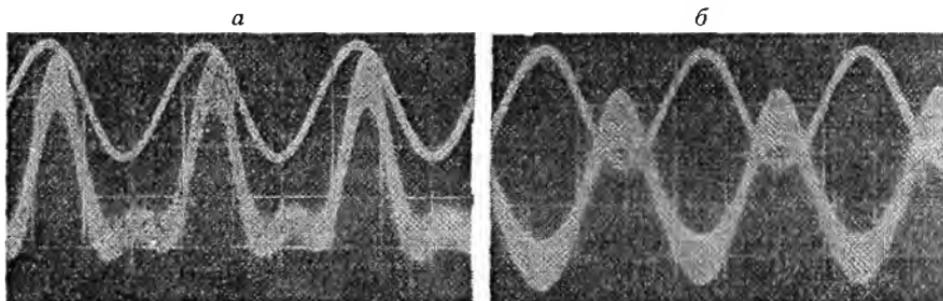


Рис. 15. Осциллограммы рабочих режимов взаимодействия торца колебательной системы с обрабатываемым изделием: а – ударный режим обработки; б – безударный

Как показано в 1.1, пьезодатчик ведет себя как жесткая пружина с упругой линейной характеристикой: время удара не зависит от его скорости, а амплитуда снимаемого при ударе сигнала пропорциональна скорости в момент начала удара, что позволяет легко его протарировать.

Для тарирования воспользуемся теоремой импульсов. При виброударном режиме взаимодействия торца волновода ультразвуковой колебательной системы, поджатой к изделию статической силой, справедливо следующее равенство:

$$GT = \int_0^{2\tau} F dt, \quad (1.63)$$

где T – период колебаний ультразвуковой системы; 2τ – время удара; F – закон изменения силы удара.

Вследствие линейности датчика силу удара можно записать

$$F = kA \sin \frac{\pi}{2\tau} t, \quad (1.64)$$

где A – амплитуда сигнала, снимаемого во время удара; k – масштабный коэффициент силы, зависящий от скорости в момент начала удара.

Показания вольтметра U при снятии сигнала с датчика будут следующими:

$$U = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T u_x^2 dx} = A \sqrt{\frac{\tau}{T}}. \quad (1.65)$$

Из выражений (1.63)–(1.65) найдем зависимость масштабного коэффициента силы от колебательной скорости V_k торца волновода

$$k = \frac{G\pi}{2UV_k}. \quad (1.66)$$

Запишем равенство (1.63) с учетом (1.66):

$$G = \frac{2UkV_k}{\pi}. \quad (1.67)$$

Следует отметить, что равенство (1.67) не выполняется, если торцевое сечение волновода в процессе взаимодействия постоянно прижато к обрабатываемой поверхности. Это обусловлено тем, что в уравнении (1.67) не учтены все импульсы сил, в частности импульс силы реакции обрабатываемой поверхности. В том случае, если наблюдается виброударный режим взаимодействия (рис. 15, а), а равенство (1.67) не выполняется, это будет означать, что торцевое сечение колебательной системы полностью не отрывается от датчика.

В табл. 1 приведены основные результаты экспериментов по динамике ультразвуковой колебательной системы с разгрузкой. Для всех статических усилий поджатия выбраны резонансные виброударные режимы. Как видно из результатов экспериментов, равенство (1.67) для колебательной системы с «силонечувствительной» опорой не выполняется, однако анализ осциллограмм указывает на виброударный характер взаимодействия. Это означает, что торцевое сечение отрывается от плоскости не по всей площади. В результате экспериментов установлено также, что с увеличением статической силы поджатия резонансная частота смещается в сторону бо-

лсе высоких частот. В частотной характеристике ультразвуковой колебательной системы с разгрузкой во всем диапазоне статических сил поджатия, приведенных в табл. 1, областей двузначности не наблюдается, в то время как в частотной характеристике волновода без «силонечувствительной» опоры области двузначности присутствуют.

Таблица 1

Результаты экспериментов по динамике ультразвуковой колебательной системы с разгрузкой:

a – амплитуда колебаний торца волновода; *f* – резонансная частота

<i>G</i> , кН	<i>a</i> , мкм	<i>f</i> , кГц	<i>U</i> , В	$\frac{2U/k}{\pi}$, кН
5	7,8	18,996	17	0,303
10	8,7	19,135	19	0,302
20	9,5	19,232	26	0,397
30	8,7	19,279	40	0,637
60	8,5	19,386	28	0,446
70	7,5	19,564	42	0,775
100	6,2	19,760	33	0,840
0	11	18,691	–	–

Таким образом, на основании проведенных экспериментальных исследований можно сделать следующие выводы: в процессе обработки ультразвуковая колебательная система с разгрузкой опирается на изделие с постоянным контактом по контуру торца втулки; торец такой колебательной системы можно рассматривать как пластину, опирающуюся по контуру, с которой жестко связан волновод с магнитострикционным преобразователем; торец волновода установлен по отношению к обрабатываемой поверхности с нулевым зазором, что является причиной изохронности частотной характеристики колебательной системы [52].

1.6. Некоторые особенности резонансной настройки ступенчатого концентратора

Во многих технологических процессах с применением ультразвука необходима большая его интенсивность в зоне обработки. Для усиления колебаний излучателя применяются стержни переменного сечения (так называемые концентраторы) или трансформаторы скорости. Сечения стержней-концентраторов могут изменяться по различным законам. Для всех типов концентраторов необходимо выполнение условия: собственная частота колебаний концентратора совместно с присоединенным инструментом должна быть равна или кратна собственной частоте колебаний излучателя. Наиболее удобны и стабильны в работе ступенчатые концентраторы, кроме того, их несложно изготовить [131].

В [126] приводятся выражения для определения резонансной длины ступенчатых и экспоненциальных концентраторов с учетом потерь и нагрузки. В [132] получены выражения для оптимального коэффициента усиления концентраторов, исходя из характеристики преобразователя, размеров выходного сечения концентратора и нагрузки при обработке. Авторы работ [126, 132] рассматривают ступенчатый концентратор как составленный из двух цилиндрических стержней одинаковой длины, но различных диаметров.

Закрепление рабочего инструмента на конце концентратора изменяет собственную частоту новой системы «концентратор – инструмент», что приводит к рассогласованию такого концентратора с преобразователем. Провести приемлемый для практики расчет колебательной системы «концентратор – инструмент» достаточно сложно [126]. Также в различных процессах обработки с ультразвуком заранее не известны нагрузка на концентратор и оптимальные технологические параметры процесса.

Традиционный подход экспериментального согласования ступенчатого концентратора с преобразователем сводится к тому, что длину ступенчатого концентратора выбирают больше расчетной, а затем его ступени симметрично подрезают с обоих торцов до тех пор, пока собственная частота колебательной системы «преобразо-

ватель – концентратор» не совпадает с собственной частотой преобразователя. Жесткое присоединение инструмента к выходному торцу ступенчатого концентратора не позволяет осуществить описанную выше процедуру экспериментальной настройки, что приводит к изготовлению нескольких вариантов ступенчатого концентратора с разными длинами ступеней, чтобы получить один с необходимыми параметрами. Такой подход ведет к перерасходу металла и большой трудоемкости изготовления концентратора.

Цель настоящего параграфа – изучение влияния геометрических параметров ступенчатых концентраторов на их резонансную частоту и коэффициент усиления, а также на основе полученных результатов разработка экспериментальных подходов к резонансной настройке таких систем с учетом присоединенного инструмента и внешней нагрузки [134].

Рассмотрим продольные колебания ступенчатого волновода. Выбираем систему координат так, как показано на рис. 16, и считаем, что левый и правый концы ступенчатого волновода свободны.

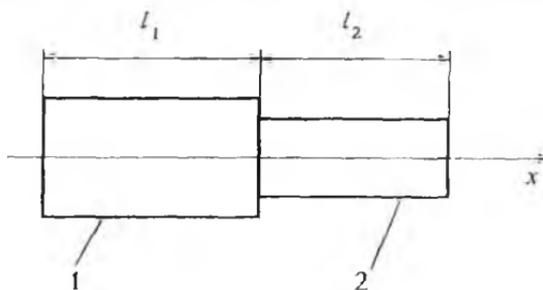


Рис. 16. Схема концентратора: 1, 2 – стержни

Запишем известное решение волнового уравнения продольных колебаний для каждого из стержней [133]:

$$u_1 = c_1 \sin kx_1 + d_1 \cos kx_1; \quad u_2 = c_2 \sin kx_2 + d_2 \cos kx_2. \quad (1.68)$$

Для определения постоянных имеем следующие условия:

- 1) на левом конце первого стержня при $x_1 = 0$ $\frac{\partial u_1}{\partial x_1} = 0$;

2) на правом конце второго стержня при $x_2 = l_2$ $\frac{\partial u_2}{\partial x_2} = 0$;

3) условие сопряжения для перемещений $u_1 = u_2$ при $x_1 = l_1$; $x_2 = 0$;

4) условие сопряжения для сил $EF_1 \frac{\partial u_1}{\partial x_1} = EF_2 \frac{\partial u_2}{\partial x_2}$ при $x_1 = l_1$; $x_2 = 0$.

Подставляя эти условия в выражения (1.68), получим:

$$c_1 = 0; c_2 \cos kl_2 - d_2 \sin kl_2 = 0; d_1 \cos kl_1 - d_2 = 0; F_1 d_1 \sin kl_1 + F_2 c_2 = 0,$$

где $k = \omega/c$, c – скорость распространения продольных колебаний в стержне; ω – круговая частота колебаний; F_1 и F_2 – площади поперечного сечения соответствующих частей ступенчатого концентратора.

Последние три уравнения однородны относительно c_2 , d_1 и d_2 .

Приравнявая к нулю определитель системы, получим частное уравнение

$$\gamma \cos \alpha_2 \sin \alpha_1 + \sin \alpha_2 \cos \alpha_1 = 0, \quad (1.69)$$

где $\gamma = F_1/F_2 > 1$; $\alpha_1 = \frac{\omega}{c} l_1$; $\alpha_2 = \frac{\omega}{c} l_2$.

Коэффициент усиления определяется как отношение амплитуды на выходе ненагруженного концентратора к амплитуде на его входе. В нашем случае коэффициент усиления определяется выражением

$$K_y = \frac{u_2}{u_1} = \cos \alpha_1 \cos \alpha_2 - \gamma \sin \alpha_1 \sin \alpha_2. \quad (1.70)$$

Введем следующие параметры: $\frac{l_1 + l_2}{\lambda} = \frac{\alpha_1 + \alpha_2}{2\pi}$ и $\frac{l_1}{l_2} = \frac{\alpha_1}{\alpha_2}$, где

$\lambda = \frac{2\pi c}{\omega}$ – длина продольной волны в материале концентратора.

Решая уравнение (1.69), найдем зависимость общей резонансной длины ступенчатого концентратора $\frac{l_1 + l_2}{\lambda}$ от соотношения $\frac{l_1}{l_2}$ меж-

ду длинами ступеней. На рис. 17 показана такая зависимость для различных соотношений площадей поперечного сечения γ ступеней концентратора. На рис. 18 приведена зависимость коэффициента

усиления, рассчитанного по выражению (1.70), от соотношения $\frac{l_1}{l_2}$ между длинами ступеней при общей длине концентратора, соответствующей резонансу на заданной частоте, и при тех же соотношениях площадей ступеней, что и на рис. 17.

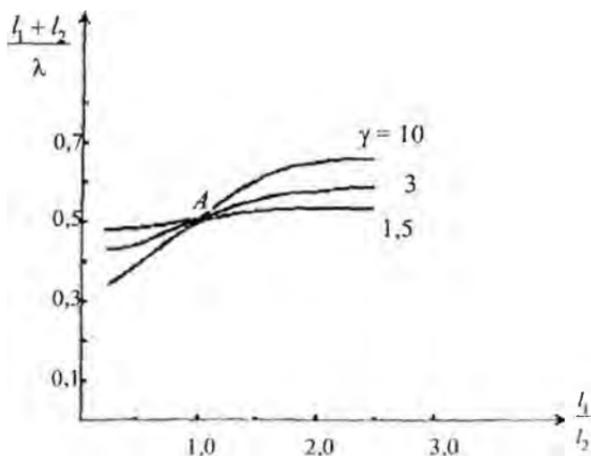


Рис. 17. Зависимость резонансной длины ступенчатого концентратора от соотношения между длинами ступеней

Проанализируем полученные результаты. Традиционно геометрические размеры ступенчатого концентратора соответствуют точке *A* на рис. 17. При таких параметрах получается максимальный коэффициент усиления рис. 18, равный отношению площадей поперечных сечений ступней [126]. Следует отметить, что согласно рис. 17 и 18 существуют два ступенчатых концентратора с одинаковым коэффициентом усиления и одинаковой резонансной частотой, но существенно отличающихся друг от друга по длине. Точки на рис. 17 и 18, расположенные симметрично справа и слева относительно точки *A*, определяют геометрические параметры таких стержней.

Рассмотрим продольные колебания ступенчатого концентратора в окрестности точки *A* (рис. 17). Полагая $\alpha_1 = \frac{\pi}{2} + \Delta_1$; $\alpha_2 = \frac{\pi}{2} + \Delta_2$,

где $\Delta_1 \ll \frac{\pi}{2}$; $\Delta_2 \ll \frac{\pi}{2}$, линеаризуем частотное уравнение (1.69)

$$\gamma \Delta_2 = \Delta_1. \quad (1.71)$$

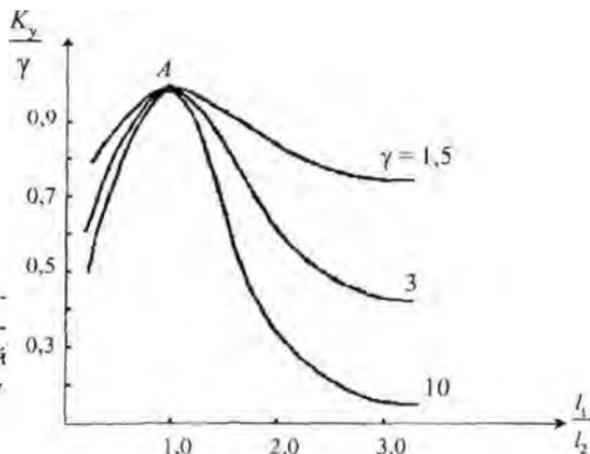


Рис. 18. Зависимость коэффициента усиления ступенчатого концентратора резонансной длины от соотношения между длинами ступеней

С учетом (1.71) найдем зависимость общей резонансной длины ступенчатого концентратора от соотношения между длинами ступеней

$$\frac{l_1 + l_2}{\lambda} = \frac{1}{2} + \frac{1}{4} \frac{\gamma - 1}{\gamma + 1} \left(\frac{l_1}{l_2} - 1 \right). \quad (1.72)$$

Коэффициент усиления будет определяться следующим выражением:

$$\frac{K_y}{\gamma} = \frac{\pi^2}{8} \frac{\gamma - 1}{(\gamma + 1)^2} \left(\frac{l_1}{l_2} - 1 \right)^2. \quad (1.73)$$

На рис. 19 построена по уравнению (1.72) резонансная кривая для ступенчатого концентратора на плоскости его геометрических параметров. Каждая точка, принадлежащая построенной универсальной кривой, будет соответствовать резонансным размерам для собственной частоты такого ступенчатого концентратора. Однако уравнение (1.72) можно рассматривать как уравнение, связывающее геометрические параметры ступенчатого концентратора для фиксированной, наперед заданной его собственной частоты f_0 , которой соответствует длина продольной волны в материале стержня λ_0 . Такие ступенчатые концентраторы отличаются друг от друга толь-

ко коэффициентом усиления, определяемым выражением (1.73). В этом случае любая точка на плоскости параметров, лежащая вне кривой (1.72), будет соответствовать резонансным размерам концентратора с длиной волны λ_p , отличной от λ_0 . Экспериментально измеряя собственную частоту f_0 и размеры концентратора, можно найти положение точки на плоскости параметров относительно кривой (1.72).

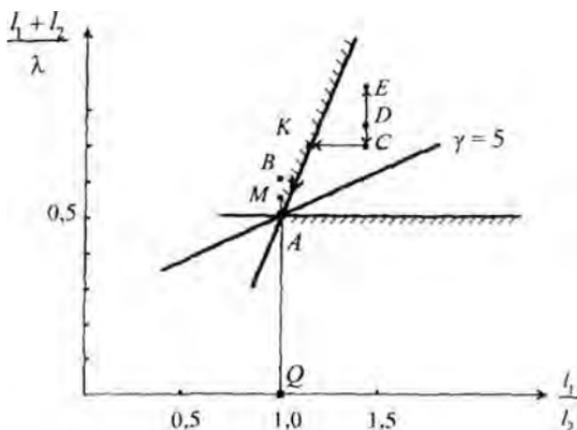


Рис. 19. Область конструктивных параметров концентратора, при которых возможна его экспериментальная резонансная настройка

Рассмотрим случай, когда параметры концентратора соответствуют точке B (рис. 19), лежащей выше кривой (1.72), и считаем, что на правом торце концентратора будет жестко прикреплен инструмент и поэтому его нельзя подвергать механической обработке (рис. 16). В результате изменения соотношения l_1/l_2 между длинами ступеней при неизменной общей длине $(l_1 + l_2)$ точка B будет сдвигаться в левую сторону параллельно оси l_1/l_2 (рис. 19) и никогда не попадет на резонансную кривую (1.72). Точка B может попасть на резонансную кривую (1.72), если она будет находиться ниже ее. Если концентратор подрезать с торца, свободного от инструмента, то точка B на рис. 19 будет сдвигаться по линии с углом наклона β к оси l_1/l_2 , равным $\operatorname{tg} \beta = \frac{l_2}{\lambda_0} \approx 0,25$; $\operatorname{tg} \beta > 0,25(\gamma - 1)/(\gamma + 1)$, т. е. угол

наклона кривой, по которой будет сдвигаться точка B , больше угла наклона кривой (1.72) и, следовательно, существует точка перес-

чения этих кривых. Из вышесказанного следует, что существует область конструктивных параметров концентратора, при которых возможна его экспериментальная резонансная настройка. Эта область параметров определяется следующими неравенствами:

$$\frac{l_1 + l_2}{\lambda} \geq 0,5; \quad \frac{l_1 + l_2}{\lambda_0} - 0,25 - 0,25 \frac{l_1}{l_2} \leq 0. \quad (1.74)$$

Известно [126], что присоединенный инструмент уменьшает собственную частоту концентратора, а внешняя нагрузка – повышает, что соответствует смещению точки *B* на рис. 19 вверх или вниз параллельно оси $(l_1 + l_2)/\lambda_0$. Таким образом, присоединенный инструмент можно учитывать фиктивным удлинением концентратора, а внешнюю нагрузку обработки его фиктивным укорочением. На плоскости параметров рис. 19 точка, соответствующая конкретному концентратору, будет определяться следующими координатами: по оси l_1/l_2 – его конструктивными параметрами, а по оси $(l_1 + l_2)/\lambda_0$

$$\frac{l_1 + l_2}{\lambda_0} = q \frac{f_0}{f_p}, \quad (1.75)$$

где q – число на оси $(l_1 + l_2)/\lambda_0$, соответствующее заданному соотношению l_1/l_2 на резонансной кривой (1.72).

Рассмотрим на примере резонансную настройку концентратора с учетом присоединенного инструмента и внешней нагрузки на инструмент при ультразвуковой обработке. Выбираем конструктивные параметры концентратора, соответствующие на плоскости параметров точке *D* ($\gamma = 5$). Присоединяем инструмент, измеряем собственную частоту системы «концентратор – инструмент» и находим на плоскости параметров положение точки *E* по уравнению (1.75). Подождем концентратор с инструментом к обрабатываемому изделию с необходимым технологическим усилием подачи, измерим собственную частоту системы и найдем на плоскости параметров с помощью (1.75) точку *C*. Изменением соотношения l_1/l_2 при неизменной общей длине $l_1 + l_2$ перейдем из точки *C* в точку *K*, и затем из точки *K* в точку *A* перейдем подрезанием свободного от

инструмента торца ступенчатого концентратора. Таким образом, в точке A ступенчатый концентратор с учетом присоединенного инструмента и внешней технологической нагрузки имеет максимальный коэффициент усиления и собственную резонансную частоту, равную частоте преобразователя f_0 . Реальные размеры ступенчатого концентратора следующие:

$$l_1/l_2 = 1; \frac{l_1 + l_2}{\lambda_0} = QM; QM = QA - DE + EC = QA + DC.$$

Таким образом, предлагаемая методика позволяет осуществить резонансную настройку концентратора с учетом присоединенного инструмента и внешней нагрузки за счет правильного выбора исходных параметров, область значений которых для ступенчатого стержня определяется неравенствами (1.74) на плоскости параметров.

1.7. Динамическое поведение обрабатываемой детали при виброударной обработке

Как правило, в процессе обработки наиболее интенсивные колебания возникают только в одной системе – инструмента или детали. Так, при тчении консольно закрепленного вала колебания с наибольшей амплитудой имеет деталь (вал), при сверлении и фрезеровании концевыми фрезами – инструмент (как вал переменной жесткости), при растачивании – инструмент (оправка, бор-штанга) [138]. Относительные колебания инструмента и детали оказывают существенное влияние как непосредственно на процессы в зоне обработки, так и на выходные параметры технологической системы – работоспособность инструмента, точность обработки, качество поверхностного слоя. Точность обработки непосредственно связана с динамическими перемещениями обрабатываемой детали в направлении действия перпендикулярной к поверхности детали силы поджатия инструмента к детали.

В связи с этим следует рассмотреть, как ведет себя обрабатываемая деталь при действии импульсных сил, создаваемых вибрирующим с ультразвуковой частотой инструментом, например при

механической обработке. Для этого нужно на одной и той же осциллограмме одновременно записать изменение сопротивления импульсному резанию и динамические перемещения обрабатываемой детали [139]. Для определения величины динамических перемещений обрабатываемой детали можно воспользоваться изменениями электрической емкости. В данном случае довольно просто и точно преобразовать перемещение в изменение электрического напряжения и получить соответствующую запись с электронного осциллографа. При этом можно достоверно измерить динамические перемещения, происходящие с высокими частотами. Однако в рассматриваемом случае важно измерить импульсную силу резания. Если достоверно преобразовать изменение силы резания в перемещение упругого тела, то можно в дальнейшем осуществить соответствующую электрическую запись. Обычные экспериментальные установки, предназначенные для исследования сил резания, имеют собственные частоты, не превышающие примерно 3000 Гц. Если при рассмотрении силы резания приходится иметь дело с частотами, превышающими 1000 Гц, то не представляется возможным надежно преобразовать силу резания в перемещение упругого тела. Даже с учетом больших достижений в современной технике измерений довольно трудно при присмелых затратах точно измерить импульсные силы резания, имеющие весьма малый период ($1/20000$ с), при еще более коротком времени действия ($1/200000$ с).

Были предприняты попытки воспользоваться пьезоэлементами и создать экспериментальную установку с частотой собственных колебаний порядка 80–100 кГц. Однако проведенные работы показали, что в таком случае довольно сложно исключить взаимодействия, возникающие между составляющими силы резания P_c , P_t и P_f . Помимо этого, очень сложно с высокой точностью определять абсолютные значения составляющих, без чего невозможен вывод соответствующих теоретических зависимостей [139]. В рассматриваемом случае представляет интерес устройство, предназначенное для резания с вибрациями, частота которых составляет 100 Гц. При работе такого устройства время действия составляет $1/1000$ с, а период равен $1/100$ с. Это устройство позволяет с довольно высокой точностью определять импульсные силы резания. В устройстве использован трехфазный асинхронный двигатель, который обеспечи-

васт вращение эксцентрикового кулачка с частотой 6000 об/мин. Через кривошипно-шатунный механизм колебания передаются на резцедержатель, который колеблется в направлении резания с частотой 100 Гц. На резце имеются наклеенные полупроводниковые датчики. Из четырех датчиков составлена мостовая схема, с которой снимается разность напряжений, подаваемая на один из каналов двухканального осциллографа. Динамические перемещения обрабатываемой детали с помощью емкостного датчика перемещений тоже преобразуются в разность потенциалов. Эта разность попадает на другой канал осциллографа. Таким образом проводится одновременная запись сигналов.

Используемая измерительная схема показана на рис. 20, а на рис. 21 приведены данные, полученные при различных скоростях резания. Отношения t_c/T составляли 1/7; 1/4; 1/2 и 1/1,4, где t_c и T — истинное время резания за один цикл колебаний резца и период колебаний резца соответственно.

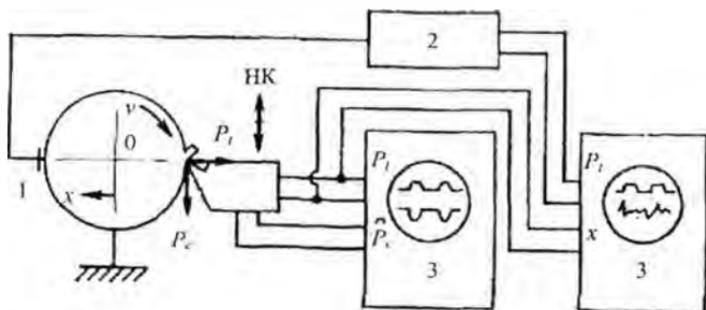


Рис. 20. Устройство для измерения параметров P_c , P_t и x : НК — направление колебаний; 1 — емкостный датчик перемещений; 2 — усилитель; 3 — электронный осциллограф

При возрастании скорости резания v и увеличении отношения t_c/T перпендикулярная составляющая силы резания P_t тоже возрастает. При этом увеличивается воздействие на перемещение детали, вызванное постоянной составляющей. В конечном счете, перемещение x возрастает. На рис. 21 анализируются различные варианты изменения перемещений. На рис. 21, а и б показаны кривые для небольших отношений t_c/T . В этом случае перемещения в направлении приближения резца к обрабатываемой детали (положительные)

оказываются более значительными. Мгновенная частота при перемещении $x = 0$ становится большой. Кривые на рис. 21, в и г соответствуют большим значениям отношения t_c/T . При этом положительное перемещение x увеличивается, а при $x = 0$ мгновенная частота оказывается небольшой. Следовательно, обрабатываемая деталь дальше уходит от вершины резца. При таком большом отношении t_c/T , как на рис. 21, в и г, в положительном направлении получаются значительные перемещения, а время резания – довольно продолжительным. Поэтому резание происходит в широком диапазоне перемещений детали. При этом механизм резания оказывается иным, чем в случае, приведенном на рис. 21, а и б.

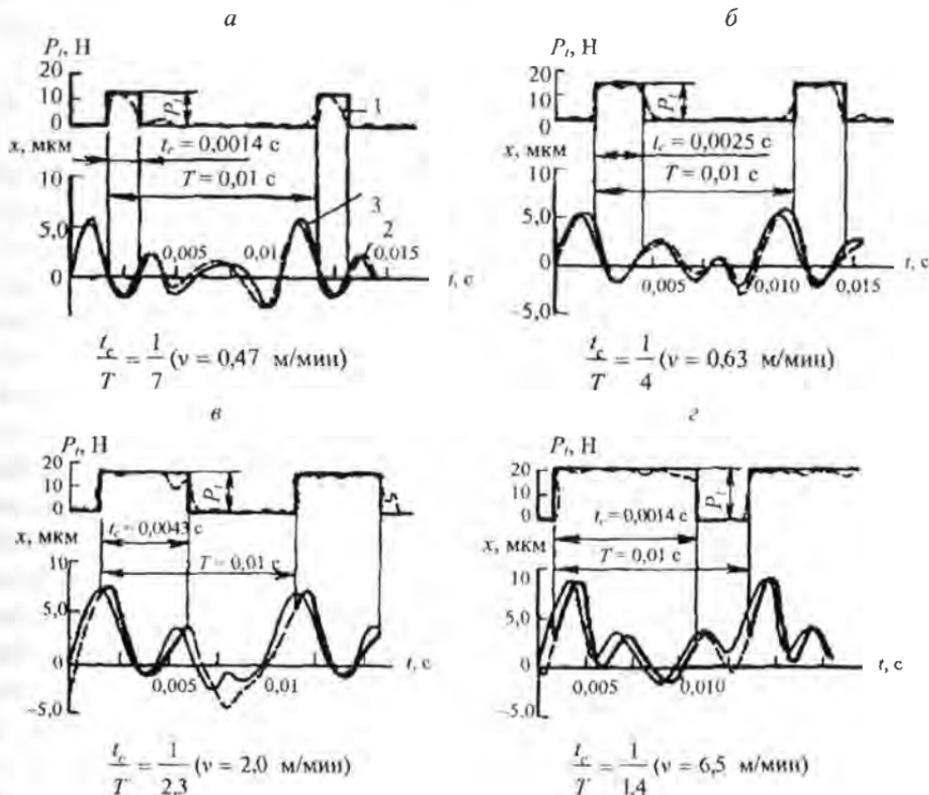


Рис. 21. Влияние отношения t_c/T на перемещение x : $f = 100$ Гц; $a = 0,20$ мм; x - перемещение; P_r - перпендикулярная составляющая силы резания; 1 - результат измерения; 2 - замеренный сигнал; 3 - расчет

На рис. 21, z видно, что этап резания включает максимальное перемещение на 8 мкм, которое происходит в положительном направлении. Если даже установить глубину резания 10 мкм, то при уходе обрабатываемой детали на 8 мкм резец практически не будет врезаться в материал. При таких обстоятельствах возникает неустойчивое резание, при котором происходит трение обработанной поверхности о резец, и, как следствие, ее качество ухудшается. В конечном счете положительный эффект резания с вибрациями практически исчезает. На основании результатов экспериментов, проведенных при других условиях резания, можно сделать вывод о том, что предельное отношение t_c/T , при котором обеспечивается устойчивое резание в заданном режиме, не превышает примерно 1/3.

В [139] исследованы два механизма резания в зависимости от соотношения между частотой колебания режущего инструмента f и частотой собственных колебаний обрабатываемой детали f_n . При $f/f_n \ll 1$ имеет место механизм кратковременного резания с вибрациями у нейтральной точки, а при $f/f_n \gg 1$ – механизм вибрационного резания с нечувствительностью к вибрациям. Сущность его проиллюстрирована на рис. 22 и заключается в фиктивном увеличении жесткости колебательной системы в процессе резания. При этом как бы возрастает прочность крепления детали, возникает демпфирующее действие, препятствующее раскачиванию детали, и повышается жесткость системы шпинделя станка. Очень часто обрабатываемые детали имеют частоту собственных колебаний не выше 5000 Гц. Если такие детали обрабатывать инструментом с частотой колебания в ультразвуковой области (выше 20 кГц), то можно считать, что в таком случае проявляется механизм вибрационного резания, практически нечувствительный к вибрациям. Демпфирование вибраций под действием ультразвука наблюдается и при других процессах. Например, исследованиями В. Д. Мартынова и О. С. Перлина установлено, что при сверлении отверстий диаметром 6,5 мм в нержавеющей стали 1Х18Н9Т с подачей $s = 0,28$ мм/об и $v = 19,5$ м/мин сообщение сверлу ультразвуковых колебаний позволило полностью устранить вибрации и обеспечить нормальное протекание процесса сверления [140].

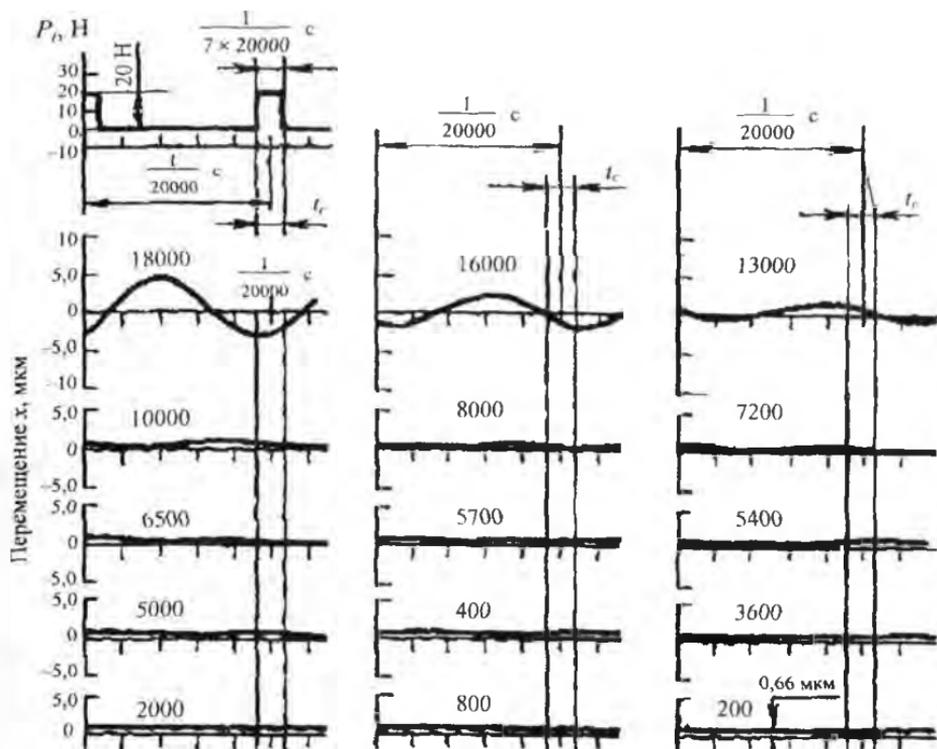


Рис. 22. Вибрационное резание в условиях нечувствительности к вибрациям при частоте 20 кГц

Рассмотрим динамическую модель системы (рис. 23), которая состоит из вязкоупругого стержня-концентратора, совершающего продольные колебания под действием силы $P_{10}(t)$, приложенной в нулевом сечении. К торцу магнитострикционного преобразователя поджата силой G масса M на пружине жесткости k . Для решения задачи используем выражение для оператора динамической податливости массы на пружине, которое имеет вид:

$$L_2(j\omega) = \frac{1}{k - m\omega^2} = \frac{1}{m(\Omega^2 - \omega^2)} \approx -\frac{1}{m\omega^2}, \quad (1.76)$$

где $\Omega = \sqrt{\frac{k}{m}}$ – собственная частота колебаний массы на пружине.

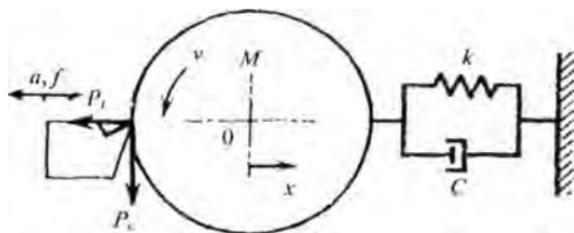


Рис. 23. Динамическая модель системы «резец – обрабатываемая деталь»: стрелка a, f – направление колебаний

Полагая в уравнениях (1.33) $P_{2m}(t) = 0$, с учетом (1.34) получим уравнения для относительных и абсолютных колебаний контактирующих сечений:

$$\left[L_{10}^{-1}(S) + (k + S\beta) \left(1 + \frac{L_2(S)}{L_{10}(S)} \right) - \frac{P_{10}}{a_v} \left(\cos \varphi_v + S \frac{\sin \varphi_v}{\omega} \right) \right] v^0 = 0; \quad (1.77)$$

$$\left[L_{10}^{-1}(S) - \frac{1 + (k + S\beta)L_2(S)}{1 + (k + S\beta)(L_{10}(S) + L_{20}(S))} \frac{P_{10}}{a_{10}} \left(\cos \varphi_1 + S \frac{\sin \varphi_1}{\omega} \right) \right] U_{10}^0 = 0; \quad (1.78)$$

$$\left[L_{10}^{-1}(S) - \frac{L_2(S)(k + S\beta)}{1 + (k + S\beta)(L_{10}(S) + L_2(S))} \frac{P_{10}}{a_2} \left(\cos \varphi_2 + S \frac{\sin \varphi_2}{\omega} \right) \right] U_{20}^0 = 0. \quad (1.79)$$

Для решения уравнений (1.77)–(1.79) используем выражения для операторов динамической податливости стержня (1.26) и массы на пружине (1.76). Ограничиваясь разложением величин, содержащих малый параметр ψ , линейными членами и разделяя вещественную и мнимую части, получим:

$$\xi \operatorname{ctg} \xi + k_0(1 - \gamma) = \frac{\chi}{a_v} \cos \varphi_v = U_v; \quad (1.80)$$

$$B + \xi \beta_0 = \frac{\chi}{a_v} \sin \varphi_v = V_v; \quad (1.81)$$

$$\xi \operatorname{ctg} \xi + \frac{k_0(1-\gamma)}{Q} = \frac{\chi}{a_{10}} \cos \varphi_1 = U_1; \quad (1.82)$$

$$B + \frac{\xi \beta_0(1-\gamma)}{Q} + \frac{\beta U_v}{m\omega Q^2} = \frac{\chi}{a_{10}} \sin \varphi_1 = V_1; \quad (1.83)$$

$$\frac{m\omega^2 U_v}{k} = -\frac{\chi}{a_{10}} \cos \varphi_2 = U_2; \quad (1.84)$$

$$\frac{Bm\omega^2 Q}{k} + \frac{m\omega^2 \xi \beta_0(1-\gamma)}{k} - \frac{m\omega^2 \xi \beta_0 U_v}{k^2} = -\frac{\chi}{a_{20}} \sin \varphi_2 = V_2, \quad (1.85)$$

где $\gamma = \frac{EF \operatorname{ctg} \xi}{mc^2 \xi}$; $Q = 1 - \frac{k}{m\omega^2}$; $\chi = \frac{P_{10} l}{EF}$.

Так же как и в уравнениях (1.36)–(1.38) функции U_i ($i=1, 2, v$) описывают упругие и инерционные свойства, а функции V_i – диссипативные свойства системы. Из уравнений (1.80) – (1.85) определяют параметры периодических движений нулевого сечения стержня и массы на пружине. Условия резонанса $U_i = 0$; $a_i = \frac{\chi}{V_i}$ ($i=1, 2, v$) с учетом выражений (1.80) – (1.85) дают скелетную кривую амплитудно-частотных характеристик

$$\xi \operatorname{ctg} \xi + k_0(1-\gamma) = 0 \quad (1.86)$$

и энергетические границы колебаний

$$a_i = \frac{\chi}{V_i}. \quad (1.87)$$

Пересечение на плоскости (ξ, a_i) скелетной кривой с энергетическими границами колебаний дает высшую точку резонансной кривой. При $\psi=0$; $\beta=0$ с учетом выражения $k_0 = \frac{2\delta_G}{a_v}$, где

$\delta_G = \frac{Gl}{EF}$, из (1.80) и (1.81) найдем явную зависимость для амплитудно-частотной характеристики относительно движения нулевого сечения торца концентратора и массы на пружине

$$a_v = \frac{-2\delta_G \pm \chi}{\xi \operatorname{ctg} \xi} + 2\delta_G \frac{EF l}{mc^2 \xi^2}. \quad (1.88)$$

Отметим, что в отличие от соударения стержня с плоскостью (параграф 1.2) в выражении (1.88) присутствует положительный дополнительный член. Рассмотрим теперь абсолютные колебания контактирующих сечений. Пренебрегая диссипацией энергии в системе, можно получить выражения для амплитуд в явном виде, имеющие наглядную физическую интерпретацию:

$$a_{10} = \frac{-2\delta_G \pm \chi}{\xi \operatorname{ctg} \xi}, \quad (1.89)$$

$$a_{20} = \frac{2G}{m\omega^2} = 2 \frac{G}{k} \left(\frac{f_n}{f} \right)^2. \quad (1.90)$$

Выражение (1.90) с учетом (1.63) в предположении, что в процессе виброударной обработки сила, необходимая для обработки, остается постоянной, можно представить в следующем виде:

$$a_{20} = 2 \frac{P_t t_c}{k T} \left(\frac{f_n}{f} \right)^2. \quad (1.91)$$

Как следует из выражения (1.89), амплитудно-частотная характеристика стержня, соударяющегося с массой на пружине, не имеет каких-либо особенностей по сравнению с ударами стержня о плоскость. Характерной особенностью силового прижатия стержня к массе на пружине является то, что амплитуда колебаний массы на пружине согласно (1.91) не зависит от амплитуды колебаний инст-

румента. Оценим амплитуду колебаний массы на пружине при следующих параметрах: $G = 1 \text{ Н}$; $m = 1 \cdot 10^{-2} \text{ кг}$; $f = \frac{\omega}{2\pi} = 22 \text{ кГц}$.

Из (1.90) найдем $a_{20} = 10^{-8} \text{ м}$.

Как видно из оценки, амплитуда колебаний массы на пружине пренебрежимо мала по сравнению с амплитудой колебаний торца инструмента. Поэтому соударения торца инструмента с массой на пружине будут происходить в точках максимального отклонения торца от положения равновесия. Следовательно, динамический увод массы на пружине при небольших силах поджатия будет равен амплитуде колебаний торца инструмента. Такую особенность поведения рассматриваемой виброударной колебательной системы широко используют для измерения амплитуды колебаний торца инструмента индикатором [109]. Точность измерений будет определяться выражением (1.90). Таким образом, если основной режим в вышеописанной колебательной системе устойчив, то динамические особенности виброударного поведения стержня ничем не отличаются от динамических особенностей при соударении стержня с плоскостью.

Глава 2. ОСОБЕННОСТИ ВОЗБУЖДЕНИЯ И СТАБИЛИЗАЦИИ ВИБРОУДАРНЫХ РЕЗОНАНСНЫХ РЕЖИМОВ РАБОТЫ В УЛЬТРАЗВУКОВЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ МАШИНАХ

2.1. Генераторы ультразвуковых колебаний

Для питания ультразвуковых (УЗ) преобразователей колебательных систем используются источники электрической энергии – генераторы, обеспечивающие преобразование энергии промышленной частоты (50 Гц) в энергию электрических колебаний ультразвуковой частоты. Исследование в 1-й главе нелинейных свойств колебательных систем подтверждает вывод о том, что необходимо производить резонансную настройку системы в рабочем процессе, а также поддерживать резонансные колебания при случайном изменении условий обработки. Такая настройка осуществляется, как правило, вручную, поскольку используемые в промышленности системы автоподстройки частоты [23, 49] не обеспечивают поддержание резонансных условий, что приводит к дрейфу резонансной частоты и срыву колебаний вследствие изменения свойств обрабатываемого материала или технологических условий обработки, флюктуациям частоты ультразвукового генератора, изменению собственной частоты системы в результате разогрева и другим факторам. Изменение резонансной частоты колебательных систем происходит из-за нагревания пьезокерамических материалов, отражающей и излучающей металлических накладок (нагрев до 100 °С снижает резонансную частоту на 0,5...1 кГц). Изменение акустических свойств обрабатываемых сред может изменять резонансную частоту колебательной системы на 0,5 кГц. Кроме того, рабочая частота генератора может изменяться из-за температур-

ной нестабильности частотно-задающих элементов электронных схем [135].

Срыва колебаний можно избежать, если снизить добротность колебательной системы (к этому часто прибегают на практике) или использовать генераторы широкого спектра частоты [57], применяемые для питания пьезокерамических преобразователей в ультразвуковой микросварке [58]. Однако эти методы приводят к необходимости существенного повышения мощности питающего генератора и снижению КПД ультразвукового станка.

Современные УЗ генераторы выполняются полностью на полупроводниковых электронных компонентах. Это стало возможным в последние годы в связи с созданием транзисторов, работающих при высоких рабочих межэлектродных напряжениях (более 500 В), рассеивающих большие мощности (более 100 Вт) и имеющих малое время переключения. Применение таких транзисторов позволило создать генераторы необходимого мощностного диапазона. Высокие рабочие напряжения современных транзисторов позволили реализовать электрические схемы генераторов с безтрансформаторными источниками питания, что обеспечило многократное снижение габаритных размеров и массы технологических аппаратов. Использование мощных высокоскоростных транзисторов позволило применить схемы двухтактных выходных каскадов, в которых транзисторы работают в режиме переключения. В этом режиме рабочие точки транзисторов во время основной части периода находятся в областях насыщения и отсечки, обеспечивая минимальную мощность рассеивания в цепи коллекторов и высокий КПД (более 85 %).

При использовании режима переключения форма напряжения на выходе генератора – прямоугольная. Нечетные гармоники имеют значительный вес и приводят к дополнительным потерям в транзисторах и колебательной системе. Для исключения влияния высших гармоник согласование генератора с колебательной системой осуществляется с помощью корректирующих фильтров, которые на основной частоте приводят входное сопротивление нагрузки к активной величине, а на высших гармониках значительно повышают комплексное сопротивление нагрузки.

В качестве корректирующих используются цепи из реактивных элементов. На рис. 24 показана схема включения УЗ колебательной системы (КС) с активными пьезоэлектрическими элементами.

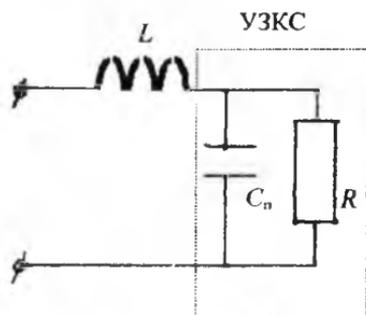


Рис. 24. Эквивалентная схема включения колебательной системы

В такой схеме корректирующий фильтр образуется собственной электрической емкостью пьезоэлементов C_p и индуктивностью дросселя L . Параллельное соединение собственной емкости пьезоэлементов C_p и активного сопротивления потерь R совместно с индуктивностью L дросселя обеспечивает резонанс на основной частоте.

Введение корректирующих фильтров обеспечивает косинусоидальную форму токов через транзисторы усилителя мощности, что создает наиболее благоприятные условия для переключения транзисторов и расширяет частотный диапазон генераторов.

Все ультразвуковые генераторы выполняются многокаскадными. Каждый каскад усиления генераторов работает в режиме переключения. Для создания наилучших условий работы транзисторы включаются с общим эмиттером. Выходные каскады генераторов выполняются по двухтактным полумостовым схемам, обеспечивающим минимальные искажения усиливаемых сигналов и выходные мощности до 500 Вт.

Генераторы ультразвуковых многофункциональных аппаратов выполняются по схемам с независимым возбуждением; самовозбуждением; автоподстройкой частоты.

В генераторах с независимым возбуждением электрические колебания УЗ частоты вырабатываются отдельным генератором малой мощности – задающим генератором. Малая мощность задаю-

шего генератора позволяет легко выполнять условия получения необходимого электрического сигнала и обеспечивать его изменения при перестройках.

Сигнал с задающего генератора усиливается каскадом предварительного усиления, обеспечивающим необходимые условия работы выходного каскада и устраняющим влияние усилителя мощности на режим работы задающего генератора.

Выходной каскад – усилитель мощности доводит мощность на выходе генератора до требуемой величины. Согласование выходного каскада генератора с ультразвуковой колебательной системой осуществляется колебательным контуром, компенсирующим реактивные составляющие токов и напряжений преобразователя.

Генератор с независимым возбуждением позволяет обеспечить плавную регулировку его рабочей частоты в широких пределах, очень прост в реализации и использовании. Несомненное достоинство таких генераторов – возможность их перестройки в широких пределах, а недостатки – трудность точной настройки на частоту механического резонанса колебательной системы и невозможность отслеживания быстроизменяющихся параметров обрабатываемых сред. Большую часть времени генератор с независимым возбуждением работает не в оптимальном режиме (т. е. вблизи, а не на резонансной частоте колебательной системы), что приводит к дополнительным потерям энергии и снижению КПД. Поэтому при очевидной простоте схемного решения генераторы с независимым возбуждением не пригодны для использования в многофункциональных аппаратах большой мощности.

На практике наиболее широко используются ультразвуковые генераторы, выполненные по схемам самовозбуждения, в которых весь тракт усилителя и колебательной системы охвачен положительной обратной связью так, что в нем возникают автоколебания на частоте максимальных механических колебаний рабочей колебательной системы. Примером генераторов с самовозбуждением могут служить генераторы технологических аппаратов фирмы KLN Ultraschal GVBH (ФРГ) для ультразвуковой сварки, генераторы аппаратов фирмы Branson (Великобритания) для УЗ ванн очистки и отечественные аппараты типа УЗ01-01 [136].

Для формирования сигнала обратной связи в генераторах с самовозбуждением применяются мостовые схемы, схемы с дифференциальным трансформатором, а также различные индуктивные и емкостные схемы положительной обратной связи.

Основным недостатком генераторов с самовозбуждением является необходимость его перенастройки при смене колебательной системы или рабочих инструментов для выполнения различных технологических операций. Кроме того, в генераторах с самовозбуждением невозможно осуществлять регулирование выходных параметров аппарата (например, интенсивности УЗ колебаний на рабочем инструменте колебательной системы), поскольку необходимыми условиями оптимальной работы аппарата с самовозбуждением являются баланс фаз и баланс амплитуд, нарушение которых ведет к срыву автоколебаний.

Происходит это потому, что нарушение режимов работы ультразвуковой колебательной системы (изменение нагрузки, нагрев и т. п., а также изменение электрических и геометрических параметров самой колебательной системы) приводит к расстройке одновременно двух взаимосвязанных систем: системы выделения сигнала обратной связи и системы согласования колебательной системы с генератором. Поэтому перестройка аппарата требует изменения и взаимной увязки всех элементов, что является сложной технической задачей, решение которой трудно осуществить в процессе эксплуатации аппарата.

На практике при выполнении различных технологических операций требуется быстрая настройка аппарата при изменении параметров колебательной системы путем изменения характеристик (регулирования) одного электронного элемента, а также осуществление регулирования выходных параметров аппарата в процессе выполнения технологических операций.

По этой причине для многофункционального УЗ аппарата необходимо использовать генераторы с самовозбуждением, позволяющие выполнять широкий спектр операций с различными по конструкции рабочими инструментами колебательных систем и легко осуществлять перестройку электронным способом характеристик аппарата в процессе его эксплуатации при обработке раз-

ных материалов, сред и объектов при различных уровнях нагрузки и т. п.

Основное достоинство генераторов с самовозбуждением – простота конструкции и удобство эксплуатации. Однако изготовление таких генераторов требует очень точной предварительной балансировки схемы согласования генератора с колебательной системой и схемы выделения сигнала обратной связи. Кроме того, генераторы с самовозбуждением не обеспечивают автоматическое изменение параметров генератора (рабочей частоты) в очень широких пределах, например при изменении параметров акустической нагрузки от газовой среды до твердого тела. Для решения подобных задач используются генераторы с независимым возбуждением, выполненные по схемам с автоподстройкой частоты.

По своему схемному решению генераторы с независимым возбуждением, выполненные с автоматической подстройкой частоты, близки к генераторам с самовозбуждением. Предварительный усилитель, выходные каскады усилителя мощности и схема согласования генератора с колебательной системой выполнены без изменений.

Отличие таких генераторов заключается в наличии задающего генератора, выполненного по схеме перестраиваемого мультивибратора. Рабочая частота задающего генератора изменяется за счет внешнего управляющего напряжения. Управляющее напряжение вырабатывается устройством обратной связи.

Схема автоматической подстройки частоты обеспечивает контроль параметров акустической мощности, отдаваемой в нагрузку и выработку электрического сигнала, пропорционального изменению этой акустической мощности. Выработанный обратной связью электрический сигнал обеспечивает быстрое изменение параметров задающего генератора. Выполненная таким образом обратная связь обеспечивает постоянство акустической мощности излучаемой энергии.

Для контроля параметров акустической мощности, отдаваемой в нагрузку, используются следующие устройства, формирующие сигнал обратной связи:

1) позволяющие получать сигнал обратной связи путем контроля параметров электрической цепи, соединяющей генератор с колебательной системой;

2) регистрирующие механические колебания ультразвуковой колебательной системы;

3) регистрирующие ультразвуковые колебания в обрабатываемых средах.

Устройства второго типа требуют применения специальных преобразователей, соединения их с рабочей колебательной системой. Это усложняет конструкции колебательных систем и на практике используется крайне редко.

Поэтому наиболее широкое распространение получили устройства первого типа, в которых в качестве сигнала обратной связи используется составляющая тока скомпенсированного преобразователя, соответствующая при определенных условиях значению тока в механической ветви преобразователя.

Сигнал обратной связи подается на задающий генератор и обеспечивает его перестройку в соответствии с изменениями параметров колебательной системы и акустических свойств обрабатываемой среды.

Кроме перестройки рабочей частоты задающего генератора сигнал обратной связи используется для стабилизации амплитуды колебательной системы. Для этого сигнал обратной связи подается на предварительный усилитель и изменяет параметры усиления.

Рассмотренный генератор с независимым возбуждением, выполненный по схеме с автоматической подстройкой частоты, обеспечивает отслеживание всех возможных изменений собственной резонансной частоты колебательной системы и параметров обрабатываемых сред, стабилизацию амплитуды колебаний рабочего инструмента.

Достоинства такого генератора позволили применять их в многофункциональных УЗ аппаратах мощностью 160 и 400 Вт [135].

Однако при изготовлении ультразвуковых аппаратов, предназначенных для длительной эксплуатации в производственных условиях, используют более сложные схемы генераторов с независимым возбуждением и автоматической подстройкой частоты.

2.2. Методы автоматического управления процессами ультразвуковой обработки

Устойчивые резонансные режимы обработки в производственных условиях в ультразвуковых системах с высокой добротностью могут быть осуществлены с помощью адаптивных систем автоматического поддержания резонанса. Анализ способов автоматической поднастройки частоты ультразвуковых генераторов на максимум амплитуды акустического излучателя с помощью контура обратной связи показал [4, 23, 49], что большинство схем автоматической поднастройки работает в узких пределах частот, увеличивает потери мощности, сложны и недостаточно надежны. Отметим систему автоподнастройки частоты [4], основанную на стабилизации амплитуды сигнала магнитострикционного датчика акустической обратной связи промышленного исполнения, установленного на внутренней поверхности концентратора-преобразователя ПМС-15А-18. Такая система позволяет стабилизировать амплитуду колебаний преобразователя в пределах изменения частоты 17,3–18,4 кГц.

В [59] разработана автоматическая система настройки ультразвукового станка, в которой в качестве параметра регулирования используется разность фаз φ между током возбуждения магнитостриктора и вынужденными механическими колебаниями ультразвуковой установки. Применяется выражение для фазочастотной характеристики линейной колебательной системы с распределенными параметрами в области механического резонанса

$$\varphi = \operatorname{arctg} \frac{\omega / \omega_0}{Q(1 - (\omega / \omega_0)^2)}, \quad (2.1)$$

где ω – частота вынуждающей силы (тока возбуждения); ω_0 – собственная частота колебательной системы; Q – добротность системы.

Из выражения (2.1) следует, что при резонансе ($\omega = \omega_0$) сдвиг фазы равен $-\pi/2$ и не зависит от любых других параметров электрической и механической частей колебательной системы, в част-

ности амплитуды колебаний. Принцип действия автоматической системы настройки [59] состоит в регистрации отклонения разности фаз φ от ее резонансного значения $\varphi = -\pi/2$ и коррекции частоты тока возбуждения магнитостриктора до устранения этого отклонения. Поскольку крутизна фазочастотной характеристики тем больше, чем выше добротность колебательной системы, рассматриваемая система регулирования обладает повышенной чувствительностью при работе с высокодобротными системами.

В [60] предлагается метод управления частотой для поддержания максимальной выходной мощности ультразвукового генератора, основанный на выделении второй гармоники колебаний электромеханического преобразователя. Отмечается, что вследствие параметрической зависимости емкости пьезоэлектрического преобразователя от входного синусоидального напряжения или индуктивности магнитострикционного преобразователя от питающего тока электромеханический преобразователь генерирует в питающей цепи сигнал второй гармоники. Управление осуществляется путем сравнения фазы второй гармоники, получаемой при умножении частоты задающего генератора, и фазы сигнала второй гармоники, снимаемого с входа преобразователя. Регистрация разности фаз и управление частотой осуществляются фазочувствительным детектором и управляемым задающим генератором. Отличительной особенностью схемы управления [60] является измерение генерируемого преобразователем электрического сигнала второй гармоники, а не механических колебаний ультразвуковой установки на основной частоте. Следует отметить, что существенное влияние на работу ультразвуковой системы оказывают собственные динамические свойства элементов системы управления: нелинейность, запаздывание, согласование генератора с колебательной системой и т. д. [62]. Указанные особенности в сочетании с собственными нелинейными динамическими свойствами ультразвуковой системы и нестабильностью условий протекания рабочего процесса приводят к тому, что универсальные способы управления при использовании в ультразвуковых системах оказываются дорогостоящими и малоэффективными. Даже небольшое изменение возбуждения или нагрузки приводит к срыву колебаний [62]. В таких случаях, как показано в [62], эффективно использование

принципа авторезонанса – «резонанса под действием силы, порождаемой движением самой системы» [61]. Основное преимущество автоколебательной схемы возбуждения – возможность выведения колебательной системы на точки резонансных кривых непосредственно на частоте авторезонанса, что невозможно получить при независимом возбуждении без увеличения мощности или затягивания по частоте. Наилучшим подходом к управлению ультразвуковыми системами является индивидуальная настройка каждой автоколебательной системы в целом на режим авторезонанса с введением для стабилизации рабочего режима нелинейной коррекции по основным факторам возмущения [62]. Для возбуждения автоколебаний в авторезонансных системах не требуется сложная система управления с широкими функциональными возможностями, однако необходим глубокий теоретический анализ влияния внешних факторов на динамику колебательной системы.

В [50] описан способ управления процессом ультразвукового резания, основанный на регулировании расстройки частоты в зависимости от статической силы прижима G инструмента к обрабатываемой детали, чем достигается регулирование амплитуды колебаний (рис. 25). На колебательную систему при вращении заготовки 1 переменного радиуса действует изменяющаяся сила прижима

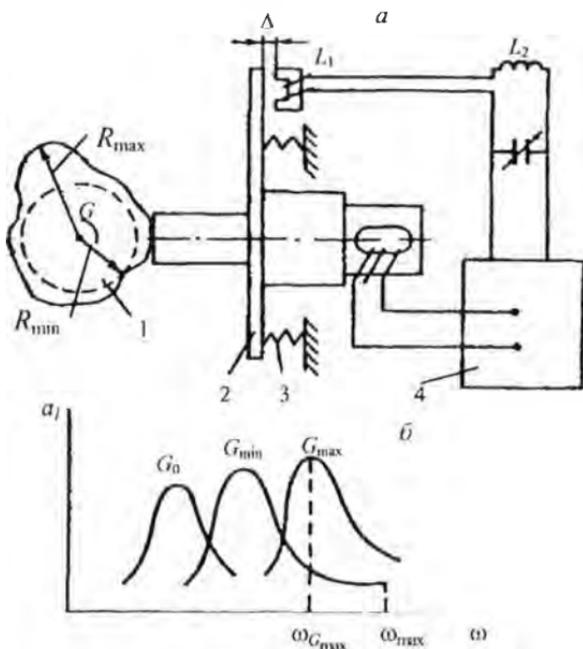


Рис. 25. а – схема управления процессом резания; б – амплитудно-частотные характеристики ультразвуковой колебательной системы при различных значениях силы прижима G

Г. Колебательная система закреплена фланцем 2 на пружинах 3. Индуктивный датчик L_1 силы резания установлен с зазором Δ и является частью резонансного колебательного контура ультразвукового генератора 4. Увеличение силы прижима при повороте заготовки приводит к смещению амплитудно-частотной характеристики в область высоких частот, при этом зазор Δ уменьшается, индуктивность датчика L_1 увеличивается и частота генератора понижается. Таким образом, частота генератора регулируется обратно пропорционально силе резания.

Управление процессом ультразвукового резания происходит следующим образом: преобразователь прижимается к заготовке с максимальной силой G_{\max} , при этом зазор Δ примет минимальное значение. Для такого состояния определяется и устанавливается на генераторе резонансная частота $\omega_{G_{\max}}$. В процессе обработки зазор будет только увеличиваться, повышая частоту генератора вплоть до максимального значения ω_{\max} и таким образом регулируя амплитуду колебаний пропорционально отклонению геометрической формы заготовки от цилиндрической. Рассмотренный способ регулировки позволяет значительно повысить точность обработки при минимальном съеме припуска [50].

Отметим, что в работах [63–66] были предложены системы управления автоколебательного типа, однако динамический анализ этих систем не проводился. Автоколебания линейного осциллятора при действии запаздывающей силы рассмотрены в [67–70].

2.3. Возбуждение и стабилизация авторезонансных ударных колебаний стержня, взаимодействующего с ограничителем

Способ возбуждения и стабилизации резонансных колебаний вязкоупругого стержня, взаимодействующего с ограничителем, экспериментально и теоретически рассмотрен в [71]. Он реализуется введением контура обратной связи с запаздыванием. Исследованы вопросы существования и устойчивости автоколебаний, про-

ведено сравнение характеристик режимов автоколебаний и вынужденных колебаний. Оценены возможности применения способа для стабилизации резонансных режимов при изменении параметров системы и рабочего процесса. Расчетные зависимости хорошо согласуются с экспериментальными данными.

Схема ультразвуковой установки с контуром обратной связи представлена на рис. 26. Возбуждающая сила, пропорциональная току в обмотке магнитостриктора, создается следующим образом: датчик перемещений нижнего конца ступенчатого концентратора подает сигнал на усилитель 1. После усиления и преобразования сигнал через звено запаздывания 2 подается в сечение волновода с координатой $x = n$. При неустойчивости состояния статического равновесия в системе устанавливаются авторезонансные колебания на частотах, близких к собственным частотам ударно-колебательной системы [52]. При гармонических колебаниях частоты ω звено запаздывания осуществляет сдвиг по фазе между выходным и входным сигналом на величину $-\omega t_0$. Выбором величины запаздывания можно установить резонансное значение сдвига фаз $\omega t_0 = \pi / 2$, соответствующее максимальной амплитуде колебаний на заданной частоте авторезонанса. Изменение усилия прижима G приводит к смещению собственной частоты системы, и для поддержания авторезонанса необходимо скорректировать величину запаздывания для сохранения резонансного значения сдвига

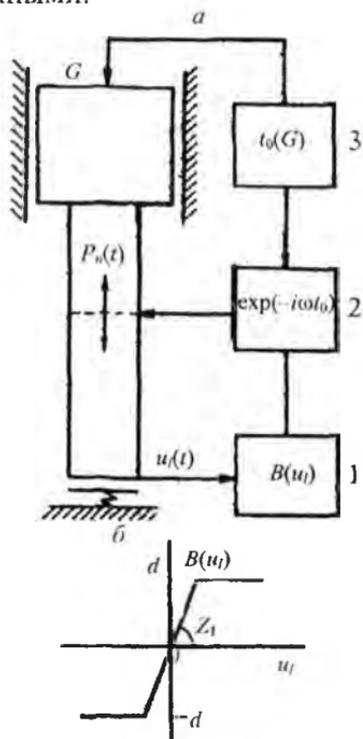


Рис. 26. а – динамическая модель ультразвуковой установки с контуром обратной связи; б – характеристика усилителя

фаз, что осуществляет корректирующее звено 3. В работах [62, 71] в качестве датчика колебаний использовался микрофон, а время прохождения звука от излучающего торца магнитоотриктора до микрофона определяло запаздывание в цепи обратной связи. Изменение запаздывания осуществлялось изменением расстояния от излучающего звук торца до микрофона с помощью упругих дополнительных элементов. Рассматриваемая схема позволяет поддерживать условия авторезонанса с заданным уровнем колебаний при любых изменениях усилия прижима.

Рассмотрим динамику системы, воспользовавшись операторным уравнением (1.5). Проводя гармоническую линеаризацию характеристики усилителя (рис. 26, б), запишем возбуждающую силу, сформированную контуром обратной связи:

$$P_n(t) = P_n[u_l(t - t_0)] = e^{-j\omega t_0} z(a_l) u_l^0(t), \quad (2.2)$$

где $z(a_l)$ – гармонический коэффициент усиления.

Не умаляя общности, предположим, что датчик перемещений и возбуждающая сила приложены в одном и том же сечении концентратора $x = l$, поскольку изменение относительного положения датчика и сечения приложения силы может быть учтено выбором коэффициента усиления и времени запаздывания [62, 71]. Для усилителя с уровнем насыщения d и начальным коэффициентом усиления z_1 при $a_l \geq d/z_1$ гармонический коэффициент усиления равен [106]

$$z(a_l) = \frac{2d}{\pi a_l} \left\{ \frac{a_l z_1}{d} \arcsin \frac{d}{a_l z_1} + \sqrt{1 - \left(\frac{d}{a_l z_1} \right)^2} \right\} \quad (2.3)$$

Пусть усилитель имеет релейную характеристику ($z_1 \rightarrow \infty$) $B(u_l) = d \operatorname{sign} u_l$, тогда коэффициент гармонической линеаризации (2.2) принимает вид

$$z(a_l) = 4d / \pi a_l. \quad (2.4)$$

Как следует из (2.3), (2.4), в области изменения $d/a_l \leq z(a_l) \leq 4d/\pi a_l$ гармонический коэффициент усиления мало чувствителен к величине z_l , поэтому в дальнейшем будем пользоваться выражением (2.4). Подставляя (2.2) и (1.4) в (1.5) и разделяя вещественную и мнимую части периодического решения ($s = j\omega$) характеристического уравнения, получим с учетом (2.3):

$$a_l = \frac{P}{U(\omega, m_l, a_l)} \cos \omega t_0; \quad (2.5)$$

$$a_l = -\frac{P}{V(\omega, m_l, a_l)} \sin \omega t_0, \quad (2.6)$$

где $P = 4d/\pi$. Исключая тригонометрические функции от ωt_0 , получим выражение $a_l = P / |W(\omega, m_l, a_l)|$, совпадающее с амплитудно-частотной характеристикой (1.11) для системы, совершающей вынужденные колебания под действием гармонической силы амплитуды P . Таким образом, зависимость амплитуды от частоты авторезонанса обладает нелинейными свойствами. Так, при больших поджатиях $G \geq 2d/\pi$ амплитудно-частотная характеристика становится двузначной, и только верхняя ее ветвь является устойчивой [52]. Воспользовавшись совпадением амплитудно-частотных характеристик для вынужденных и автоколебаний, с помощью соотношений (1.27), (1.28) и (1.30) при $U = 0$ получим уравнения скелетных кривых

$$a_l^* = -\frac{2\delta_a}{\xi^* \operatorname{ctg} \xi^*} \quad (2.7)$$

и энергетической границы колебаний

$$a_l^* = \frac{4\pi\delta_p \sin^2 \xi^*}{\psi \xi^* (\xi^* + 0,5 \sin 2\xi^*)}, \quad (2.8)$$

где $\delta_p = Pl/ES = 4dl/\pi ES$.

Система уравнений (2.7) и (2.8) позволяет построить наивысшие точки амплитудно-частотных характеристик авторезонанса. С помощью (1.27) из (1.37) получим уравнение

$$a_l = -\frac{4\pi\delta_p \sin^2 \xi \sin \xi \tau}{\psi \xi (\xi + 0,5 \sin 2\xi)}, \quad (2.9)$$

определяющее амплитуду и частоту автоколебаний в зависимости от времени запаздывания $\tau = t_0 c / l$. Как показано в [71], каждому значению запаздывания соответствует единственная точка амплитудно-частотной характеристики. Максимальное значение амплитуды автоколебаний имеет место при $\sin \xi^* \tau = -1$, т. е. при

$$t_0 = \frac{\pi}{\omega^*} \left(\frac{3}{2} + 2n \right), \quad n = 0, 1, 2, \dots \quad (2.10)$$

Исключая a_l из (2.7) и (2.8), найдем зависимость между резонансной частотой и силой прижима

$$\frac{G}{d} = \frac{8 \sin 2\xi^*}{\psi (2\xi^* + \sin 2\xi^*)}. \quad (2.11)$$

Подставляя (2.10) в (2.11), получим зависимость времени запаздывания $t_0(G)$, соответствующего авторезонансу $n = 0$, от силы прижима

$$\frac{G}{d} = \frac{8 \sin \frac{3\pi}{\tau}}{\psi \left(\frac{3\pi}{\tau} + \sin \frac{3\pi}{\tau} \right)}. \quad (2.12)$$

Осуществляя корректировку запаздывания в системе автоподстройки (рис. 26, а) в соответствии с соотношением (2.12), получим максимальную амплитуду колебаний при изменяющемся в процессе обработки усилии прижима. Система автоподстройки с постоянным запаздыванием (без адаптивного звена $t_0(G)$ на рис. 26, а) обладает малой чувствительностью к изменению стати-

ческого усилия прижима. В этом случае настроечное значение $\tau = 0,71$ соответствует предельной силе прижима, при которой еще возможны колебания с ударами об ограничитель.

В [62, 71] показано, что система автоматической настройки обеспечивает стабилизацию резонансных колебаний при изменении статической нагрузки в широких пределах, причем диапазон изменения нагрузки тем больше, чем выше добротность колебательной системы.

Сравнивая рассмотренную систему настройки по принципу возбуждения авторезонанса с системой автоподстройки частоты по сдвигу фаз [59], отметим, что первая не содержит анализирующих устройств, осуществляющих регулировку частоты затягиванием в резонанс. Авторезонансная схема стабилизации не требует предварительной резонансной настройки, но для ее эффективной работы необходимо знание взаимосвязи условий технологического процесса обработки с параметрами колебательной системы и системы управления, что позволит правильно установить основной управляющий параметр – время запаздывания.

Рассмотренные системы автоматического регулирования позволяют поддерживать стабильные резонансные колебания в ультразвуковых станках, причем эффективность их использования повышается с ростом добротности колебательной системы.

2.4. Виброударные колебания в ультразвуковой авторезонансной системе с отражателем

Рассмотрим динамическую модель системы (рис. 27), которая состоит из двух вязкоупругих стержней, концентратора 1 и отражателя 2, совершающих продольные колебания под действием силы $P_0(t)$, приложенной в нулевом сечении концентратора 1. Положим длину отражателя от места закрепления в узле стоячей волны до контактирующего торца, равной длине l концентратора. Последний поджимается к отражателю постоянной силой G . Периодическая гармоническая возбуждающая сила в концентраторе создается при помощи цепи обратной связи. Считаем, что оба стержня

одинаковы, и датчик обратной связи снимает сигнал с нулевого сечения концентратора. Полагая в уравнениях (2.2) $P_{20}(t) = 0$ и учитывая (1.3) и (2.2), получим уравнения для относительных и абсолютных контактирующих сечений [96]:

$$L_{10}^{-1}(S) + 2(k + S\beta) - Z(a_{10}) \frac{a_{10}}{a_v} \exp\left[S\left(\frac{\varphi_v}{\omega} - t_0\right)\right] V_0 = 0; \quad (2.13)$$

$$\left\{ L_{10}^{-1}(S) - \frac{1 + (k + S\beta)L_{10}(S)}{1 + 2(k + S\beta)L_{10}(S)} Z(a_{10}) \exp(-St_0) \right\} U_{10}^0 = 0; \quad (2.14)$$

$$\left\{ L_{10}^{-1}(S) - \frac{L_{10}(S)(k + S\beta)}{1 + 2(k + S\beta)L_{10}(S)} Z(a_{10}) \frac{a_{10}}{a_{20}} \exp\left[S\left(\frac{\varphi_{20}}{\omega} - t_0\right)\right] \right\} U_{20}^0 = 0. \quad (2.15)$$

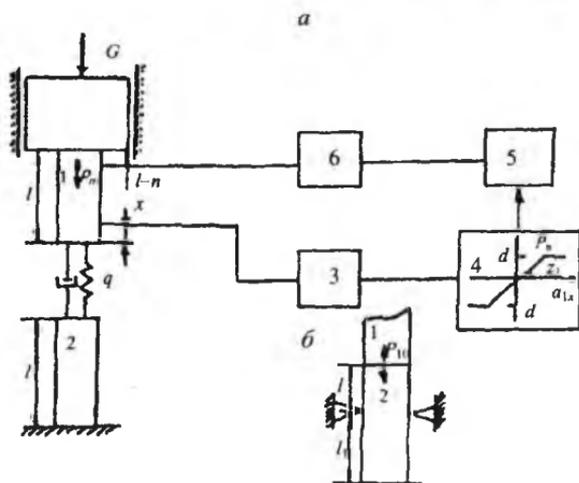


Рис. 27. а – схема возбуждения автоколебаний в ультразвуковой системе с отражателем; б – конструкция отражателя; 3 – датчик колебаний; 4 – усилитель; 5 – звено запаздывания; 6 – магнестрикционный преобразователь

Условием существования периодических решений уравнений (2.13)–(2.15) является наличие пары чисто мнимых корней $S = \pm j\omega$ их характеристических уравнений. Для решения уравнений

(2.13)–(2.15) используем выражение для оператора динамической податливости (1.26) и, ограничивая разложение величин, содержащих малый параметр ψ , линейными членами и разделяя вещественную и мнимую части, получим:

$$Z_0(a_{10}) \frac{a_{10}}{a_v} \cos(\varphi_v - \xi\tau) = \xi \operatorname{ctg} \xi + 2k_0 \equiv U_v; \quad (2.16)$$

$$Z_0(a_{10}) \frac{a_{10}}{a_v} \sin(\varphi_v - \xi\tau) = B + 2\xi\beta_0 \equiv V_v; \quad (2.17)$$

$$Z_0(a_{10}) \cos \xi\tau = \xi \operatorname{ctg} \xi (\xi \operatorname{ctg} \xi + 2k_0) / (\xi \operatorname{ctg} \xi + k_0) \equiv U_i; \quad (2.18)$$

$$Z_0(a_{10}) \sin \xi\tau = -B \left[1 + k_0^2 / (\xi \operatorname{ctg} \xi + k_0)^2 \right] + \frac{\xi^3 \beta_0 \operatorname{ctg}^2 \xi}{(\xi \operatorname{ctg} \xi + k_0)} \equiv V_i; \quad (2.19)$$

$$Z_0(a_{10}) \frac{a_{10}}{a_{20}} \cos(\varphi_{20} - \xi\tau) = \xi \operatorname{ctg} \xi (\xi \operatorname{ctg} \xi + 2k_0) / k_0 \equiv U_2; \quad (2.20)$$

$$Z_0(a_{10}) \frac{a_{10}}{a_{20}} \sin(\varphi_{20} - \xi\tau) = \left(2B - \frac{\beta_0 \xi^2 \operatorname{ctg} \xi}{k_0} \right) \left(\frac{\xi \operatorname{ctg} \xi + k_0}{k_0} \right) \equiv V_2; \quad (2.21)$$

где $B = \psi \xi (\xi + 0,5 \sin 2 \cdot \xi) / 4\pi \sin^2 \xi$; $Z_0 = Zl/EF$; $k_0 = kl/EF$; $\xi = \omega l/C$; $\beta_0 = \beta C/EF$; $\tau = t_0 C/l$.

Функции U_i ($i = 1, 2, v$) описывают упругие и инерционные, а V_i – диссипативные свойства системы. Уравнения (2.16)–(2.21) полностью определяют параметры периодических движений нулевых сечений стержней. Исключая в них τ с учетом (2.4), получим выражения, определяющие амплитудно-частотную характеристику относительного движения стержней и каждого из стержней при действии гармонической силы амплитуды, равной $\delta_p = 4dl/\pi EF$.

Условия резонанса: $U_i = 0$; $a_i = \delta_p / V_i$ ($i = 1, 2, v$) с учетом выражений (2.16)–(2.21) дают скелетные кривые амплитудно-частотных характеристик:

$$\xi \operatorname{ctg} \xi + 2k_0 = 0; \quad (2.22)$$

$$\xi \operatorname{ctg} \xi (\xi \operatorname{ctg} \xi + 2k_0) = 0 \quad (2.23)$$

и энергетическую границу колебаний

$$a_v = \delta_p / (B + 2\xi\beta_0). \quad (2.24)$$

Из выражения (2.24) следует, что в рассматриваемой системе существуют два основных резонанса: совместное движение контактирующих стержней ($\xi \operatorname{ctg} \xi_0 = 0$) и ударное ($\xi \operatorname{ctg} \xi + 2k_0 = 0$) [52].

При совместном движении нулевых сечений двух стержней выражения (2.18), (2.19) примут вид ($k_0 \rightarrow \infty$):

$$Z_0(a_{10}) \cos \xi \cdot \tau = 2\xi \operatorname{ctg} \xi = U_{\text{сов}}; \quad (2.25)$$

$$Z_0(a_{10}) \sin \xi \cdot \tau = -2B = V_{\text{сов}}. \quad (2.26)$$

Будем считать, что обрабатываемый материал описывается жесткопластической диаграммой (рис. 28), гармоническая линейаризация которой описывается коэффициентами [105]:

$$k(a_v) = \frac{D}{\pi a_v} \sin \frac{2\pi G}{D}; \quad \beta(a_v) = \frac{D}{\pi a_v \omega} \left(1 - \cos \frac{2\pi G}{D} \right), \quad (2.27)$$

где D – усилие сопротивления пластической деформации материала в направлении продольных колебаний стержней.

Коэффициенты (2.27) определяют упругую и диссипативную составляющие нагрузки на колебательную систему в процессе обработки. Подставив выражения для коэффициентов гармонической линейаризации (2.27) в (2.22) и (2.24), получим систему двух уравнений:

$$a_v = -\frac{2D_0}{\pi \xi \operatorname{ctg} \xi} \sin \frac{2\pi \delta_G}{D_0}; \quad (2.28)$$

$$a_v = \frac{\delta_p}{B} \left[1 - \frac{2D_0}{\pi \delta_p} \left(1 - \cos \frac{2\pi \delta_G}{D_0} \right) \right]. \quad (2.29)$$

Равенство (2.28) определяет конфигурацию скелетных кривых колебательной системы, а равенство (2.29) – энергетическую границу колебаний. Выразим параметры ударных режимов для колебательной системы через параметры холостого хода концентратора, так как параметры холостого хода можно замерить. На холостом ходу ($\delta_G = 0$; $k_0 = 0$) резонансные частоты и амплитуды в соответствии с (2.18), (2.19) и (2.20) будут равны:

$$\xi^* = \omega^* l / C = \pi / 2; \quad (2.30)$$

$$a_{10}^* = 16 \delta_p / \pi \psi.$$

Из уравнений (2.28)–(2.30) с учетом, что $\delta_G \ll D_0$, получим соотношение между силой поджатия и резонансной частотой системы

$$\delta_G = - \frac{\pi^2 a_{10}^* \sin 2\xi}{32(2\xi + \sin 2\xi)}. \quad (2.31)$$

Максимум выражения (2.31) соответствует предельному значению силы поджатия, при которой еще возможны ударные колебания:

$$\xi_{\text{max}} = 0,715\pi; \quad \delta_{G\text{max}} = 0,87a_{10}^* \pi / 32.$$

Оценим эти величины при следующих значениях параметров:

$$l = 5,5 \cdot 10^{-2} \text{ м}; \quad F = 10^{-4} \text{ м}^2; \quad a_{10}^* = 15 \cdot 10^{-6} \text{ м}; \quad E = 2 \cdot 10^{11} \text{ Н/м}^2;$$

$$\omega / 2\pi = 22 \text{ кГц}; \quad \psi = 0,05.$$

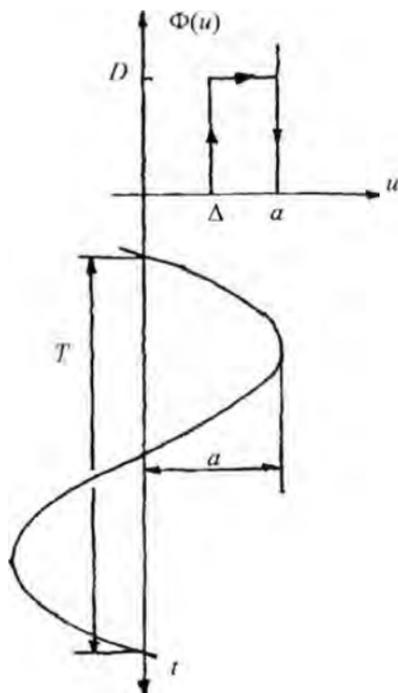


Рис. 28. Вид ударной функции жесткопластического материала

Получим: $G_{\max} = 466 \text{ Н}$; $\omega_{\max}/2\pi = 31,46 \text{ кГц}$.

Таким образом, соотношения, полученные в данном параграфе, позволяют описывать виброударную систему с учетом свойств обрабатываемого материала и оценивать предельно допустимые режимы обработки для конкретной ультразвуковой системы.

2.5. Исследование условий самовозбуждения и устойчивости авторезонанса в ультразвуковой системе с отражателем

Периодические режимы наиболее просто реализуются при выполнении условий самовозбуждения, которые определяются из анализа устойчивости статического равновесия системы [96]. Для этого проведем линеаризацию ударной функции и характеристики цепи обратной связи в окрестности статического равновесия системы. Для отыскания областей самовозбуждения воспользуемся методикой D -разбиения [107] корней характеристического уравнения. По аналогии с уравнением (2.14) при $\beta = 0$ получим линеаризованное уравнение

$$\left[1 - L_{10}(s) \frac{1 + qL_{10}(s)}{1 + 2qL_{10}(s)} Z_1 \exp(-st_0) \right] u_{10}^0 = 0, \quad (2.32)$$

где Z_1 и q – постоянные коэффициенты при первых членах разложения характеристики цепи обратной связи и ударной функции в ряды Тейлора по смещению. Потере устойчивости колебательной системы, описываемой линейным уравнением (2.32), соответствует появление нулевого или пары чисто мнимых корней характеристического уравнения. Подставляя в последнее $s = 0$ и $s = j\omega$ и учитывая выражение (1.26), получим следующие параметрические уравнения границ разбиения:

$$Z_{10} = (1 + 2q_0)/(1 + q_0); \quad (2.33)$$

$$Z_{10} \cos \xi \tau = \xi \operatorname{ctg} \xi (\xi \operatorname{ctg} \xi + 2q_0) / (\xi \operatorname{ctg} \xi + q_0) = U_0; \quad (2.34)$$

$$Z_{10} \sin \xi \tau = -B \left[(1 + q_0^2) / (\xi \operatorname{ctg} \xi + q_0) \right]^2 = V_0, \quad (2.35)$$

где $Z_{10} = Z_1 l / EF$; $q_0 = q l / EF$.

На рис. 29, а показана картина D -разбиения в плоскости параметров z_{10} , τ при изменении ξ от 0 до 2π . При переходе через границу (2.33) D -разбиения в сторону увеличения z_{10} появляется один положительный корень характеристического уравнения, а через границу (2.34), (2.35) – пара комплексных корней с положительной действительной частью. Область пространства параметров, в которой характеристическое уравнение имеет i корней с положительной действительной частью, обозначена через $D(i)$. В областях при $I > 1$ происходит самовозбуждение колебаний. Отметим, что существование одночастотного периодического режима возможно лишь на границе области устойчивости, определяемой (2.34), (2.35). С учетом этого на рис. 29, в нанесены зависимости $\xi(\tau)$ по выражениям (2.34) и (2.35), отвечающие указанному условию существования. Заметим, что частота установившегося движения однозначно определяется величиной запаздывания τ во всех точках, за исключением его бифуркационных значений, при которых происходит скачкообразное изменение частоты. Представление о процессе развития колебаний при плавном изменении запаздывания можно получить при рассмотрении рис. 29. Изменением запаздывания можно реализовать ветви резонансных кривых совместного и противофазного движений контактирующих сечений стержней, соответствующие различным формам колебаний (на рис. 29 они показаны для двух низших форм). В зависимости от величины коэффициента усиления z_{10} с изменением τ зоны периодических движений могут чередоваться с областями статической устойчивости. Использование усилителя с большим коэффициентом усиления z_{10} приводит к расширению частотного диапазона главным образом в область высоких частот. Наибольший диапазон частот реализуется в случае усилителя с релейной характеристикой. Для анализа устойчивости периодических режимов воспользуемся критерием, полученным в работе [71]:

$$\left[V \frac{\partial V}{\partial a^*} + U \frac{\partial U}{\partial a^*} - Z \frac{\partial Z}{\partial a^*} \right]_{a^*=a} > 0. \quad (2.36)$$

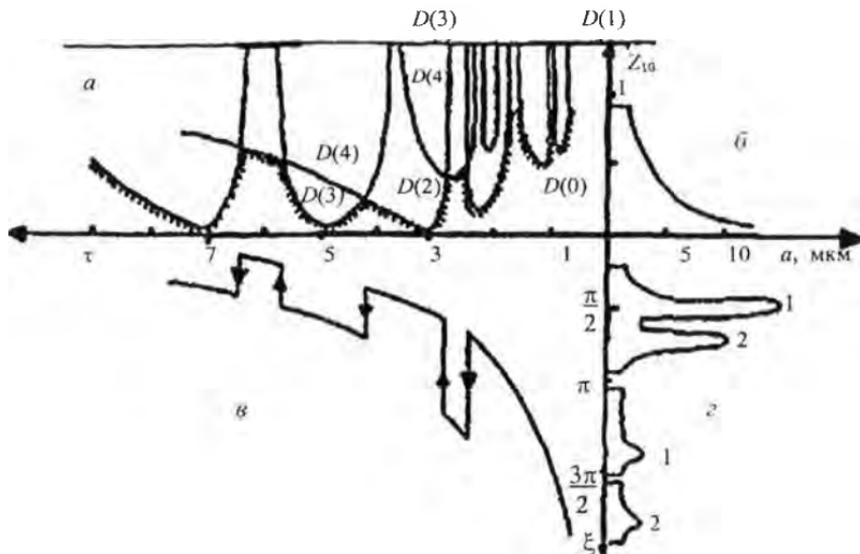


Рис. 29. Зависимость между параметрами авторезонансной системы: *a* – картина *D*-разбиения корней характеристического уравнения; *б* – зависимость гармонического коэффициента усиления от амплитуды при $d = 23,1$ Н; $z_1 = 6 \cdot 10^7$ Н/м; *в* – зависимость частоты автоколебаний от запаздывания; *г* – амплитудно-частотные характеристики совместных 1 и противофазных 2 колебаний торцов волноводов при постоянной контактной жесткости $q_0 = 0,5$

При линейных колебаниях стержней в пределах контактной упругости или при совместном движении нулевых сечений двух стержней U_0 , $U_{сов}$ и V_0 , $V_{сов}$ не зависят от амплитуды колебаний, и условие устойчивости (2.36) примет вид $\partial Z(a_{10})/\partial a_{10} < 0$, что всегда выполняется. Для ударных режимов колебаний критерий (2.36) с учетом (2.16), (2.17) и (2.4) даст следующее условие устойчивости ($\beta = 0$):

$$a_v \geq -\frac{16\delta_G^2 - \delta_p^2}{\xi \operatorname{ctg} \xi 4\delta_G}. \quad (2.37)$$

При усилиях прижима, меньших четверти амплитуды акустических напряжений в стержне ($\delta_G < \delta_p/4$), условие (2.37) выполняется

ся всегда. При $\delta_G \geq \delta_p/4$ оказываются устойчивыми только верхние ветви резонансных кривых [52]. На рис. 30, б построена зависимость частоты автоколебаний от запаздывания при снятии сигнала с нулевого сечения концентратора.

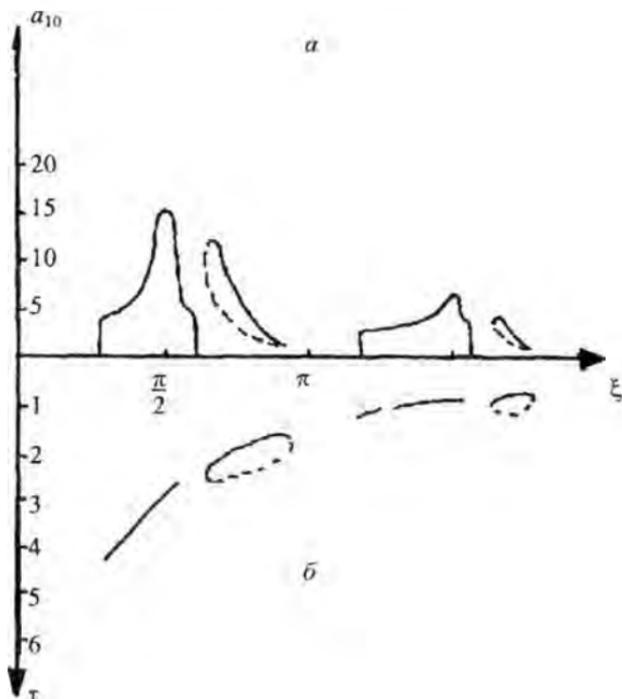


Рис. 30. а – амплитудно-частотные кривые при усилии прижима $\delta_G > \delta_p/4$; б – зависимость частоты автоколебаний от запаздывания при снятии сигнала обратной связи с нулевого сечения концентратора

Как видно из рис. 30, каждому запаздыванию соответствует единственная точка амплитудно-частотной характеристики. Изменением запаздывания можно реализовать резонансные кривые как ударного, так и совместного движения нулевых сечений двух стержней, что позволяет разделить режимы и независимо возбуждать их.

2.6. Экспериментальное исследование динамики автоколебательного способа возбуждения магнестрикционного преобразователя, взаимодействующего с полуволновым отражателем

Экспериментально определяли основные динамические характеристики магнестрикционного преобразователя прижатого к волноводу-отражателю полуволновой длины, а также исследовали возможность возбуждения такой колебательной системы введением контура обратной связи с запаздыванием [97, 101].

Эксперименты проводили на установке, схема которой показана на рис. 31. Экспериментальная установка включает: 1 – магнестрикционный преобразователь с волноводом; 2 – волновод-отражатель полуволновой длины, закрепленный в узле смещений; 3, 4 – датчики амплитуды колебаний торцов магнестрикционного преобразователя и отражателя соответственно. Волноводы диаметром 10 мм изготовлены из стали 45. Возбуждение магнестрикционного преобразователя производилось от генератора УЗГ5-1,6/22. Генератор УЗГ5-1,6/22 электрической мощностью 1,5 кВт работал в режиме независимого возбуждения, осуществляемого от генератора сигналов ГЗ-П2/1. Такая схема подключения давала возможность менять частоту рабочего напряжения на преобразователе в диапазоне от 8 до 30 кГц. Частота регистрировалась частотомером Ф5034. Для

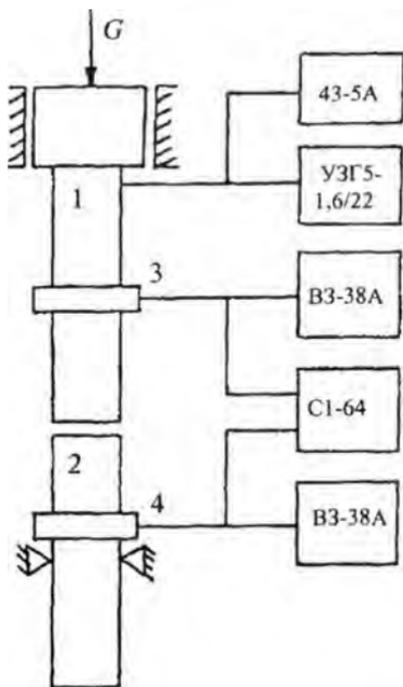


Рис. 31. Схема экспериментальной установки

регистрации амплитуды колебаний использовали датчики, принцип действия которых основан на обратном магнитострикционном эффекте [108]. Датчики крепили в пучности напряжений волноводов, которые представляют собой катушки, содержащие до 500 витков провода. Такая катушка формирует сигнал порядка 100 мВ при амплитуде колебаний около 10 мкм. С каждого датчика сигнал подавали на милливольтметр ВЗ-38А и на двухканальный осциллограф С1-64. Тарировку датчиков амплитуды проводили с помощью микроскопа МИ-1. Показания осциллографа позволяли судить об относительном движении контактирующих торцов волноводов. Через колебательную систему пропускали постоянный ток. По размыканию цепи постоянного тока можно определить моменты разрыва контактирующих сечений колебательной системы. Магнитострикционный преобразователь поджимали к волноводу-отражателю постоянной силой с помощью набора грузов, которые устанавливали на специальную площадку, закрепленную в узле смещений преобразователя.

Для ясности введем некоторые определения. Режим работы, при котором преобразователь не взаимодействует с отражателем, будем называть режимом холостого хода, в отличие от рабочих режимов, при которых происходит взаимодействие магнитострикционного преобразователя с полуволновым отражателем.

Следует различать рабочие режимы двух типов: ударные и безударные. Под ударными рабочими режимами будем понимать такие, при которых происходит разрыв контактирующих сечений волноводов. Рабочие режимы, при которых контактирующие сечения движутся совместно или в противофазе в пределах контактной деформации, будем называть безударными. На рис. 32 приведена амплитудно-частотная характеристика рабочего режима колебательной системы при силе поджатия $G = 200$ Н. Проявлением нелинейных свойств системы является наличие областей двузначности амплитудно-частотной характеристики. Выход на ту или иную ветвь характеристики определяется направлением изменения частоты, как показано стрелками на рис. 32. При изменении частоты в сторону увеличения на участке AB наблюдаются ударные колебания контактирующих торцов, но с увеличением силы поджатия до

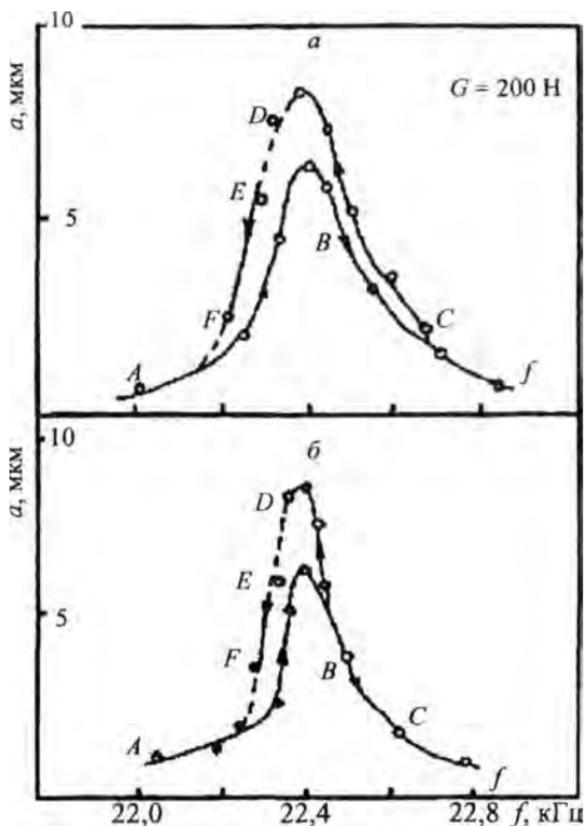


Рис. 32. Амплитудно-частотная характеристика колебательной системы; *a* – магнестрикционного преобразователя; *б* – волновода-отражателя

характеристики справа от резонанса и срыв колебаний в точке *D* объясняется в рамках теории виброударных систем в 1-й главе. При сравнении теории с проведенными экспериментами следует иметь в виду, что вследствие малой контактной жесткости реальной системы резонансные частоты ударного и безотрывного режимов движения близки, поэтому их амплитудно-частотные характеристики накладываются (рис. 32).

В результате проведенных экспериментов было установлено, что резонансная частота ударных режимов колебательной системы

500 Н на этом участке возникают безударные колебания. Возникновение ударного режима колебаний при $G = 200$ Н можно объяснить малой контактной деформацией по сравнению с амплитудой продольных колебаний. Выход на ветвь *CD* осуществляется при уменьшении частоты из-за резонансной области. В точке *D* происходит срыв колебаний скачком в точку *E*. На участке *EF* наблюдаются интенсивные радиальные колебания, наличие которых можно объяснить несовпадением участка *EF* с участком *AB* при срыве ударных колебаний. Двухзначность

амплитудно-частотной

увеличивается с ростом силы поджатия. Для рассматриваемой колебательной системы предельная сила поджатия G , при которой еще возможны ударные колебания, равна 750 Н.

Для интенсификации технологических процессов необходимо получение резонансных ударных режимов при значительных усилиях прижима. Как было показано выше, нелинейные эффекты, возникающие при этом, затрудняют настройку системы в режиме вынужденных колебаний. Вместе с тем резонансные ударные режимы могут быть получены при автоколебательной схеме возбуждения, осуществляемой цепью запаздывающей обратной связи [97, 101]. На рис. 33 показана схема установки, в которой напряжение питания обмоток магнитоэлектрика формируется усилителем 4, имеющим релейную характеристику и преобразующим сигнал, пропорциональный напряжению какого-либо элемента колебательной системы. Такой сигнал снимался с датчика 1, предварительно усиливался усилителем 2, затем проходил через звено запаздывания 3 и подавался на усилитель 4. Изменяя уровень насыщения усилителя и время запаздывания, можно регулировать амплитуду и частоту колебаний.

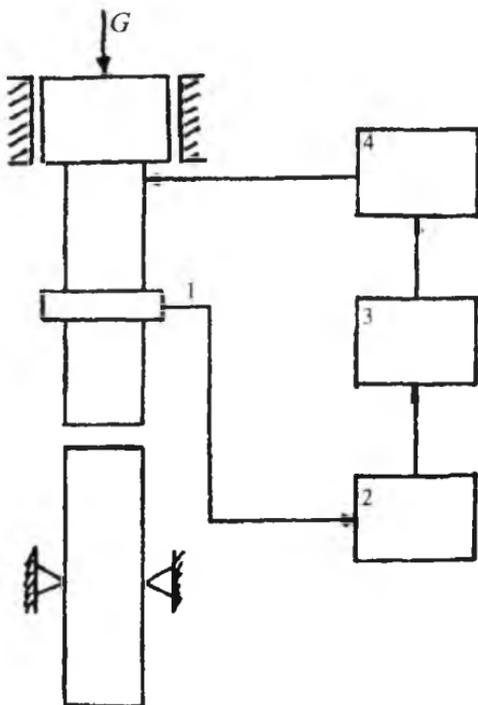


Рис. 33. Схема экспериментальной автоколебательной установки с запаздыванием в контуре обратной связи

Результаты эксперимента, полученные при $G = 400$ Н, представлены на рис. 34, который иллюстрирует характер изменения амплитуды ударного взаимодействия торца магнитоэлектрического

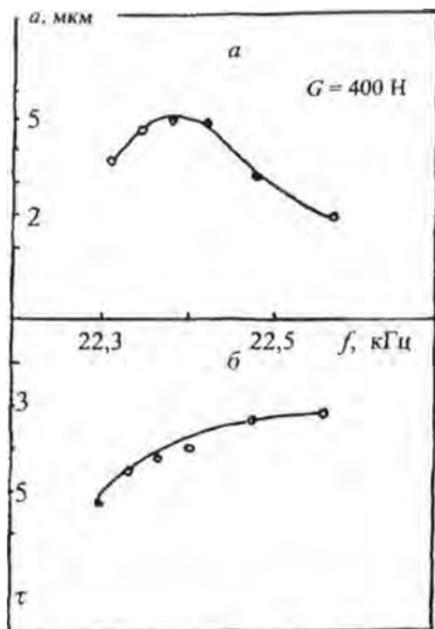


Рис. 34. а – амплитудно-частотная характеристика магнитострикционного преобразователя при автоколебательном способе возбуждения; б – зависимость частоты автоколебаний от времени запаздывания

преобразователя с отражателем и частоты автоколебаний при плавном изменении величины $\tau = 4t_0 f$, где t_0 – время запаздывания.

Следует отметить, что если заранее установить необходимую величину времени запаздывания, которая зависит от силы поджатия, то при включении система самовозбуждается и выходит на резонансный ударный режим, соответствующий заданной силе поджатия без какой-либо дополнительной подстройки.

Таким образом, применение автоколебательной схемы возбуждения с запаздыванием в контуре обратной связи позволяет создавать производительные адаптивные ультразвуковые системы целевого технологического назначения.

2.7. Исследование взаимодействия двух сжатых магнитострикционных преобразователей

Из (1.33) с учетом (1.34) получим уравнения для относительных и абсолютных колебаний контактирующих сечений магнитострикционных преобразователей. Считаем, что оба стержня одинаковы, т. е. $L_{10}(S) = L_{20}(S)$:

$$\left\{ L_{10}^{-1}(s) + 2(k + s\beta) - 2Z(a_{10}) \frac{a_{10}}{a_v} \exp \left[s \left(\frac{\varphi_v}{\omega} - t_0 \right) \right] \right\} v^0 = 0; \quad (2.38)$$

$$\left\{ L_{10}^{-1}(s) + 2(k + s\beta) - Z(a_{10}) \exp [St_0] \right\} u_{10}^0 = 0; \quad (2.39)$$

$$\left\{ L_{10}^{-1}(s) + 2(k + s\beta) + Z(a_{10}) \frac{a_{10}}{a_{20}} \exp \left[s \left(\frac{\varphi_{20}}{\omega} - t_0 \right) \right] \right\} u_{20}^0 = 0. \quad (2.40)$$

Подставляя в уравнения (2.38) – (2.40) $s = j\omega$, используя выражение (1.26) и разделяя вещественную и мнимую части, получим:

$$2Z_0(a_{10}) \frac{a_{10}}{a_v} \cos(\varphi_v - \xi\tau) = \xi \operatorname{ctg} \xi + 2k_0 \equiv U; \quad (2.41)$$

$$2Z_0(a_{10}) \frac{a_{10}}{a_v} \sin(\varphi_v - \xi\tau) = B + 2\beta_0 \xi \equiv V; \quad (2.42)$$

$$Z_0(a_{10}) \cos \xi\tau = \xi \operatorname{ctg} \xi + 2k_0 \equiv U; \quad (2.43)$$

$$Z_0(a_{10}) \sin \xi\tau = -[B + 2\beta_0 \xi] \equiv V; \quad (2.44)$$

$$Z_0(a_{10}) \frac{a_{10}}{a_{20}} \cos(\varphi_{20} - \xi\tau) = \xi \operatorname{ctg} \xi + 2k_0 \equiv U; \quad (2.45)$$

$$Z_0(a_{10}) \frac{a_{10}}{a_{20}} \sin(\varphi_{20} - \xi\tau) = B + 2\beta_0 \xi \equiv V. \quad (2.46)$$

Исключая в уравнениях (2.41)–(2.46) τ с учетом (2.4), получим выражения, определяющие амплитудно-частотную характеристику относительного движения стержней и каждого из них:

$$a_v = 2a_{10} = 2a_{20} = \frac{\delta_p}{\sqrt{U^2 + V^2}}. \quad (2.47)$$

Из (2.47) следует, что собственные резонансные частоты ударного движения определяются условием $\xi \operatorname{ctg} \xi + 2k_0 = 0$, а совместные колебания отсутствуют. Отметим, что в работе [51] наблюдалось изменение разности фаз верхнего и нижнего преобразователей от 0 до 180° при изменении технологических условий и частоты возбуждающего генератора.

Отсутствие совместного движения контактирующих сечений позволяет рассматривать отдельно каждый стержень как взаимодействующий с упругим ограничителем. Поскольку автоколебательная схема возбуждения с запаздыванием вязкоупругого стержня, взаимодействующего с ограничителем, позволяет осуществлять устойчивые самовозбуждаемые режимы [99, 103, 104], предложенная схема позволяет выбором запаздывания стабилизировать ударные резонансные колебания с удвоенной амплитудой в системе двух взаимодействующих магнестрикторов при больших поджатиях.

2.8. Расчеты длин ультразвуковых отражателей с учетом нелинейного взаимодействия с магнестрикционным преобразователем

С целью изоляции места крепления отражателя 2 (рис. 27, б) от вибраций и повышения добротности системы необходимо отражатель делать такой длины, чтобы место крепления находилось в узле стоячей волны 2. Обычно используемый отражатель длиной, равной половине длины волны продольного ультразвука на частоте холостого хода и закрепленный посередине, не может обеспечить эффективной акустической изоляции колебательной системы в процессе обработки. Это объясняется тем, что нелинейное ударное

взаимодействие двух стержней под нагрузкой приводит к увеличению собственной частоты колебательной системы. При надлежащем выборе запаздывания адаптивные свойства автоколебательной системы обеспечивают установление стоячей волны в нагруженной части волновода между местами крепления концентратора и отражателя при изменившейся под нагрузкой частоте. Нижний же торец отражателя свободен, поэтому для установления в колебательной системе стоячей волны необходимо, чтобы длина l_1 нагруженной части отражателя от места крепления до свободного торца равнялась четверти длины волны ультразвука на частоте виброударного режима под рабочей нагрузкой. Для повышения добротности системы именно в рабочих условиях длину нагруженной части отражателя следует установить исходя из конкретного процесса обработки. Задавая усилие прижима G , которое рассчитывается в каждом конкретном процессе обработки металлов давлением и уточняется экспериментально, из (2.31) находим резонансную частоту ударного режима. Затем высчитываем необходимую длину нагруженной части отражателя из соотношения

$$l_1 = \frac{l\pi}{2\xi}.$$

Предложенная методика позволяет совместно рассматривать динамику нагруженной колебательной системы с технологическим процессом, определять оптимальные условия технологического процесса, стабилизировать требуемый резонансный режим с учетом резонансных размеров волноводов.

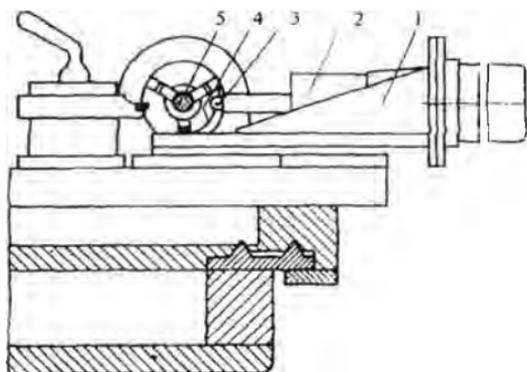
Глава 3. ВИБРОУДАРНЫЕ КОЛЕБАНИЯ В УЛЬТРАЗВУКОВЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ УСТАНОВКАХ С ПОДВИЖНЫМ ИНСТРУМЕНТОМ

3.1. Ультразвуковые колебательные системы с подвижным инструментом

При поверхностной ультразвуковой обработке материалов [2–21] применяют ультразвуковые колебательные системы, в которых сам процесс осуществляется подвижным инструментом, не имеющим жесткой связи с магнитострикционным преобразователем. В [5] разработана колебательная система (рис. 35), в которой деформирующим элементом служит шарик из стали ШХ15 диаметром 12,5 мм, прижатый к торцу концентратора плоской пружиной с силой 0,1–0,5 Н. Такая колебательная система, возбуждаемая излучателем ПМС-15А-18, закрепляется в суппорте токарно-винторезного станка, а между изделием и шариком устанавливается зазор порядка 0,1–0,3 мм. Обработка круглых образцов из титанового сплава ВТ-22 диаметром 7,5 мм проводилась при различных амплитудах колебаний ультразвукового излучателя. Было установлено, что минимальная шероховатость поверхности наблюдалась при следующих режимах обработки: амплитуда колебаний – 30 мкм, скорость вращения образца – 0,055 м/с, продольная подача суппорта – 0,05 мм/об, зазор между образцом и деформирующим элементом – 0,1 мм. С помощью специальной электрической схемы измерялась средняя частота колебаний шарика, которая изменялась в пределах от 2 до 10 кГц для различных режимов обработки, а для оптимального режима составляла 3,5 кГц. Основным критерием оптимальности рабочего режима служила шероховатость обрабатываемой поверхности, так как микротвердость менялась незначительно. Обработанные на описанной установке образцы имели более высокий предел выносливости, а долговечность их увеличива-

лась на порядок. Полученные свойства авторы объясняют сглаживанием поверхностных микронесоднородностей и созданием сжимающих напряжений в приповерхностном слое, что повышает усталостную прочность металлов. При амплитудах ультразвука более 40 мкм отмечалось шелушение поверхности, связанное с перенаклепом, и вследствие нагрева происходило заметное потемнение поверхности, вызванное окислением.

Рис. 35. Схема установки для ультразвуковой обработки цилиндрических деталей: 1 – излучатель ПМС-15А-18; 2 – ступенчатый трансформатор скорости; 3 – шар диаметром 12,5 мм; 4 – плоская пружина; 5 – образец



В [6] при обработке подвижным шариком изучалась зависимость диаметра отпечатка от величины зазора между шариком и образцом в пределах от 0 до 0,8 мм при заданной амплитуде колебаний и силе прижима плоской пружины (рис. 36). Характер зависимостей для всех заданных значений амплитуд одинаков: с увеличением зазора от нулевого значения размер отпечатков несколько уменьшается, затем – возрастает до максимума и снова уменьшается. Оптимальный зазор, при котором размер отпечатков максимальный, растет с увеличением амплитуды колебаний торца концентратора. Отмечается незначительное влияние массы шарика на резонансную частоту излучателя и отсутствие вибраций обрабатываемых изделий. Наличие оптимального зазора, для которого величина отпечатка при обработке подвижным подпружиненным шариком максимальна, объясняется тем, что при таком зазоре увеличивается сила удара по обрабатываемой поверхности [6]. Силу удара можно выразить

$$F_y = mv / \tau_y, \quad (3.1)$$

где τ_y – время контакта шарика с деталью.

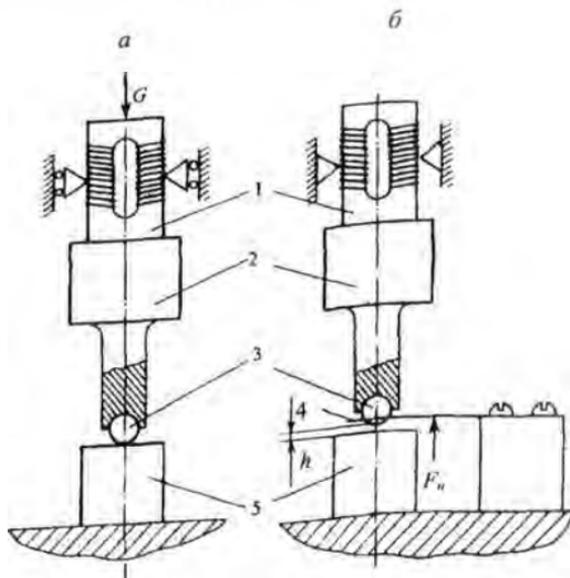


Рис. 36. Схема ультразвуковой обработки: а – акустическая система свободно перемещается, деформирующий элемент (шарик) припаян; б – акустическая система жестко укреплена в узловых точках, деформирующий элемент прижат пружиной к торцу излучателя; 1 – магнитострикционный преобразователь; 2 – трансформатор скорости; 3 – деформирующий элемент; 4 – плоская пружина; 5 – образец

Это время определяется размерами шарика и материалом обрабатываемой детали

$$\tau_y = \pi / 2 \sqrt{m / 2\pi r \sigma_T}, \quad (3.2)$$

где m – масса шарика; r – радиус шарика; σ_T – предел текучести обрабатываемой детали.

Для рассматриваемого случая $\tau_y = 3,3 \cdot 10^{-5}$ с и является постоянной величиной. Так как τ_y и m – величины постоянные, изменение силы удара может происходить только за счет изменения скорости шарика, который закреплен в зазоре так, что может свободно перемещаться в вертикальном направлении. Плоская пружина с небольшой силой прижимает шарик к свободному торцу концентратора в режиме покоя. Когда концентратор начинает колебаться с частотой ω , шарик тоже колеблется в зазоре, попеременно ударяясь

о свободный конец концентратора и об обрабатываемую деталь. При ударе шарика о колеблющийся концентратор может происходить либо увеличение скорости (когда концентратор движется навстречу шарiku), либо ее уменьшение, если ударяющий шарик догоняет концентратор. Из этого следует, что для увеличения эффективности обработки следует создать такие условия, чтобы количество столкновений, при которых скорость увеличивается, превышало число столкновений, приводящих к уменьшению скорости. Анализ проведенных исследований показывает, что указанные условия достигаются подбором оптимального зазора опытным путем [6].

В [7] получено выражение для мощности, выделившейся при ударе шарика о поверхность:

$$\Delta W = \frac{4}{3}(1-R^2)\omega^2 a^2 r^2 \rho \sqrt{\frac{3\sigma_T}{2\rho}} \sin^2\left(\frac{\pi}{2}\omega r \sqrt{\frac{2\rho}{3\sigma_T}}\right), \quad (3.3)$$

где ρ – плотность материала шарика; a и ω – амплитуда и частота колебаний концентратора; R – коэффициент восстановления, равный отношению скорости шарика после удара к его скорости до удара. При этом предполагается, что зазор между шариком и обрабатываемой поверхностью равен нулю, частота соударений с деталью равна частоте ультразвука и при соударении с поверхностью детали шарик движется по гармоническому закону колебаний концентратора. Из (3.3) получена величина радиуса шарика, при которой передаваемая в обрабатываемое изделие ударная мощность максимальна:

$$r_0 \approx 0,18 \frac{2\pi}{\omega} \sqrt{\frac{3\sigma_T}{2\rho}} \quad (3.4)$$

При $r_{II} = (2/\omega)\sqrt{3\sigma_T/2\rho}$ выражение для мощности (3.3) обращается в нуль, т. е. при таком радиусе шарика для выбранной частоты ω и свойств обрабатываемой поверхности ультразвуковая обработка не должна приводить к упрочнению поверхности. Аналитические выражения хорошо совпадают с экспериментальными зависи-

мостями изменения микротвердости упрочненной поверхности и диаметра отпечатка.

В [8] изучено влияние виброударной ультразвуковой обработки на снижение остаточных напряжений и деформаций сварных соединений из тонколистовой высокопрочной стали (толщина 2 мм). Обработка сварных соединений осуществлялась либо непосредственно рабочей поверхностью торца ультразвукового экспоненциального концентратора диаметром 10 мм, либо через подвижный промежуточный деформирующий элемент (бойк) в виде цилиндра высотой 10 мм и диаметром 10 мм, расположенный между торцом концентратора и обрабатываемой поверхностью. Амплитуда торца концентратора, связанного с магнитострикционным преобразователем ПМС-15А-18, при ультразвуковой обработке как с бойком, так и без бойка составляла 65 мкм. Скорость перемещения инструмента по поверхности изделия равнялась 0,4 м/мин. Усилие прижима инструмента к обрабатываемой поверхности при обработке торцом концентратора составляло 50 Н, а при обработке с применением свободного бойка – порядка 8 Н. Установлено, что ультразвуковая контактная обработка тонколистовых сварных соединений без применения бойка снижает остаточные напряжения в 1,5–2 раза при незначительном уменьшении остаточных деформаций. Использование свободного цилиндрического бойка обеспечивает снижение остаточных напряжений на 90–95 % при деформации, равной нулю. Полученные результаты объясняются тем, что при ультразвуковой обработке без применения бойка снижение остаточных напряжений происходит в результате микропластических деформаций, протекающих под действием динамических напряжений, которые достигают в сумме с остаточными напряжениями значений, равных пределу текучести. Как показано в [9], предел текучести тонколистового металла при контактном способе введения ультразвука снижается вследствие акустического разупрочнения. Использование бойка приводит к образованию микропластической деформации по толщине листа [8], в результате чего достигается устранение остаточных пластических деформаций, а также снижение и перераспределение остаточных напряжений. Это свидетельствует о более высокой кинетической энергии свободного бойка, переходящей

в работу пластической деформации при соударении с изделием по сравнению с кинетической энергией колеблющегося торца концентратора.

В [13, 14] описан многобойковый инструмент для ультразвуковой обработки сварных соединений, позволяющий значительно повысить производительность процесса. Увеличение площади контакта обрабатываемой поверхности с деформирующими элементами позволяет осуществить равномерную обработку, увеличить передаваемую в обрабатываемое изделие энергию и устранить нежелательное переупрочнение и нагрев поверхности, наблюдающиеся при обработке однойбойковым инструментом [6]. Инструмент представляет собой обойму в виде П-образного стакана, в днище которого в шахматном порядке выполнены цилиндрические каналы (рис. 37). В них вставлены деформирующие элементы (ударники) с утолщениями на конце. Длина ударников – около 2 см. В процессе обработки деформирующие элементы соударяются с колеблющимся торцом концентратора и поверхностью изделия. В результате обработки образцов из аустенитной стали при скорости перемещения инструмента по обрабатываемой поверхности 0,5–1,5 м/мин в поверхностном слое глубиной до 1 мм: создаются остаточные сжимающие напряжения; в 1,5–2 раза повышается коррозионно-усталостная прочность; на 30 – 60 % снижается уровень остаточных сварочных напряжений.

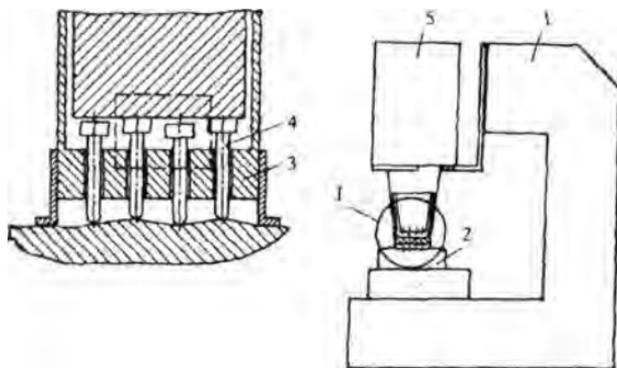


Рис. 37. Экспериментальная установка для ультразвукового ударного упрочнения: 1 – станина станка; 2 – образец; 3 – обойма; 4 – деформирующие элементы; 5 – ультразвуковой преобразователь

Для изучения процесса ударной обработки многобойковым инструментом в [14] применялся метод скоростной киносъемки. Регистрация процесса проводилась со скоростью съемки от 30 до 335 тыс. кадров в секунду при частоте ультразвуковых колебаний – 18,7 и 25,6 кГц, амплитуде колебаний концентратора – от 10 до 18 мкм и силе прижима – от 30 до 60 Н. Период ударных колебаний деформирующего элемента равен периоду ультразвуковых колебаний на частоте 18,7 кГц. В результате обработки кинограмм установлено, что торец концентратора за один период соприкасается не со всеми ударниками. Наблюдались случаи, когда после многократных ударов торца концентратора по одному из ударников наступали соударения торца концентратора с другим, ранее свободным ударником. Таким образом, ударная ультразвуковая обработка осуществляется в результате пластической деформации поверхности одиночным ударником, получаемым энергию при соударении с колеблющимся торцом концентратора. Измерение зазора между колеблющимся торцом концентратора и торцом свободного ударника, у которого между ним и торцом концентратора длительное время существует зазор, показало, что свободный ударник подскакивает вследствие изгибных колебаний обрабатываемой поверхности. Оцененная по скорости подскока свободного ударника амплитуда изгибной волны в образце вызывает снижение предела текучести материала на 40–50 % [14]. Таким образом, при ультразвуковой ударной обработке многобойковым инструментом происходит пластическое деформирование поверхности ударником и возбуждение упругих колебаний в образце, приводящее к снижению предела текучести.

В [44] изучалось дробление хрупких материалов на фиксированной и подвижной наковальнях с применением ультразвука. Мелкие частицы материала поступали в зазор между колеблющимся торцом концентратора и неподвижной массивной наковальней и разрушались в результате непосредственного механического удара. Показано, что на фиксированной наковальне разрушаются частицы, диаметр которых много больше амплитуды колебаний торца концентратора. Уменьшившись в размере, частицы материала проходят зону ударной обработки без дальнейшего дробления. Для полу-

чения мелких порошков с размерами частиц порядка и меньше амплитуды колебаний концентратора использовалась подвижная подпружиненная наковальня, отскакивающая при соударениях с торцом концентратора. Отмечается, что пружина придает наковальне малую частоту и большую амплитуду колебаний, периодически открывая зазор для свободного поступления частичек материала в зону обработки.

Ряд устройств для волочения проволоки с подвижным деформирующим инструментом описан в [3]. Большую степень деформации за проход (до 60–80 %) при незначительном усилии удастся получить при волочении тонкой проволоки из мягких материалов через разъемные волокна (рис. 38) с наложением ультразвуковых колебаний [16–21]. В результате соударения двух полуволокон на завершающей стадии единичного акта обжатия проволоки подвижная опора с половинкой волокна совершает низкочастотные колебания, частота и амплитуда которых определяется массой опоры, жесткостью пружины и амплитудой ультразвуковых колебаний.

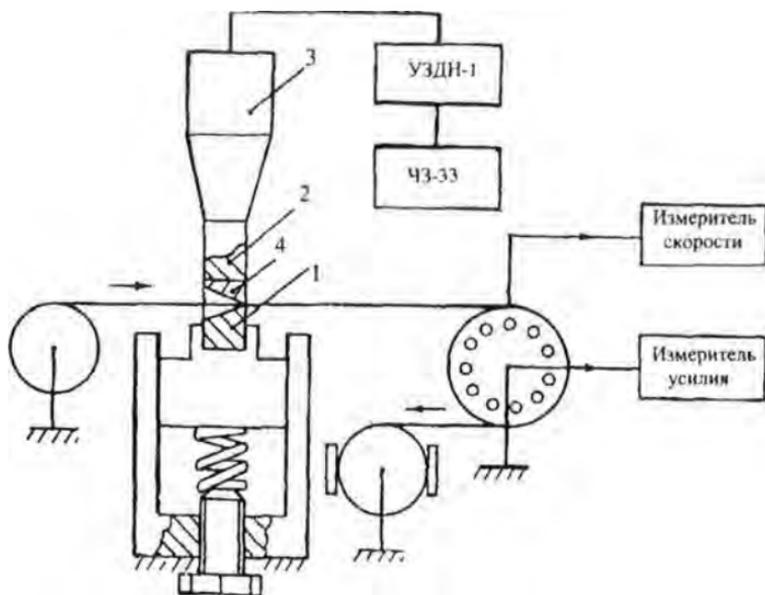


Рис. 38. Универсальная экспериментальная установка для волочения проволоки через разъемные волокна с наложением ультразвука

Экспериментальные исследования [3, 17] показали, что частота низкочастотных колебаний составляет 0,01–0,025 частоты ультразвука, а амплитуда в 10–15 раз больше амплитуды ультразвуковых колебаний. В этом случае пластическая деформация металла происходит в основном за счет энергии ультразвуковых колебаний, например усилие волочения алюминиевой проволоки со степенью деформации 60 % близко к нулю.

В [118] показано, что при ультразвуковом шаржировании распиловочных дисков акустическая система со свободно установленным деформирующим инструментом является наиболее благоприятной в плане контактного взаимодействия промежуточного деформирующего инструмента с обрабатываемой поверхностью. На рис. 39 приведена схема установки промежуточного деформирующего элемента при шаржировании распиловочных дисков.

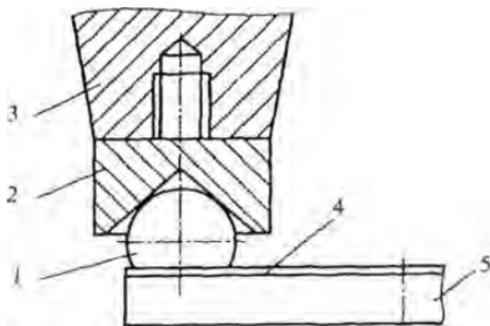


Рис. 39. Схема установки промежуточного деформирующего элемента при шаржировании распиловочных дисков: 1 – спиленный шарик; 2 – кончик; 3 – волновод; 4 – распиловочный диск; 5 – вращающийся столик

Для исследования процесса ультразвукового шаржирования боковых поверхностей распиловочных дисков была изготовлена экспериментальная установка, схема и общий вид которой приведены на рис. 40. Обрабатываемый распиловочный диск 3 укладывается на поворотный столик 4, центрируется относительно оси вращения по четырем штифтам 2 и зажимается винтом 1 со специальной шайбой. Столик закрепляется в шпинделе 6 с помощью трех винтов 5. Привод вращения шпинделя включает электродвигатель постоянного тока 7 и червячную пару 8.

Корпус ультразвукового преобразователя 9 устанавливается в шариковых направляющих 10 и предварительно уравнивается посредством трособлочной системы 12 и груза 11. Необходимое

значение статической нагрузки обеспечивается аттестованными грузами, устанавливаемыми на корпусе преобразователя. На выходном торце ступенчатого волновода закрепляется сменный накопчик, который сопрягается со сферической поверхностью деформирующего инструмента 13. Последний устанавливается относительно оси волновода с эксцентриситетом.

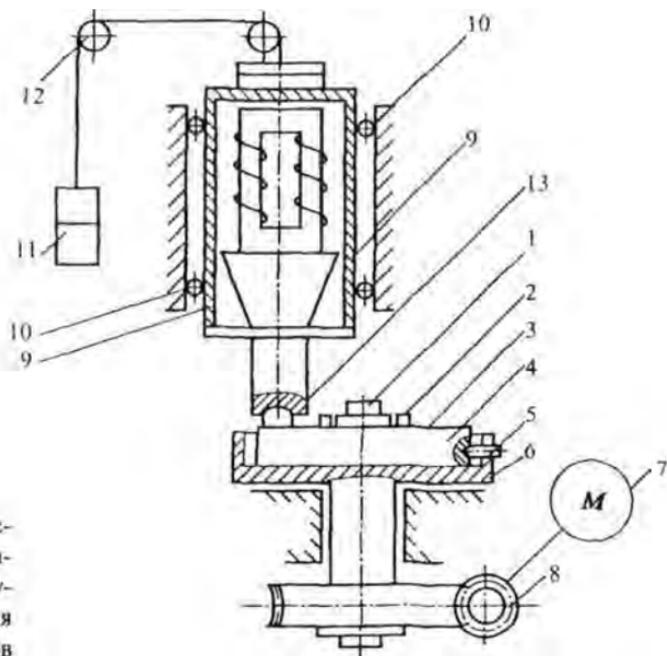


Рис. 40. Схема экспериментальной установки для ультразвукового шаржирования распиловочных дисков

С целью изучения режимов работы акустической колебательной системы в процессе ультразвукового шаржирования распиловочных дисков экспериментальная установка была оснащена специальным измерительным комплексом (рис. 41).

Комплекс содержит блок регистрации амплитуды колебательных смещений корпуса преобразователя, а также блок фиксирования временных параметров контактирования деформирующего элемента как с поверхностью волновода, так и с шаржируемой поверхностью распиловочного диска. При этом корпус преобразователя (4) электроизолировался от станины с помощью текстолитовой втулки 5, а столик 1 с шаржируемым диском 3 – посредством прокладки 2.

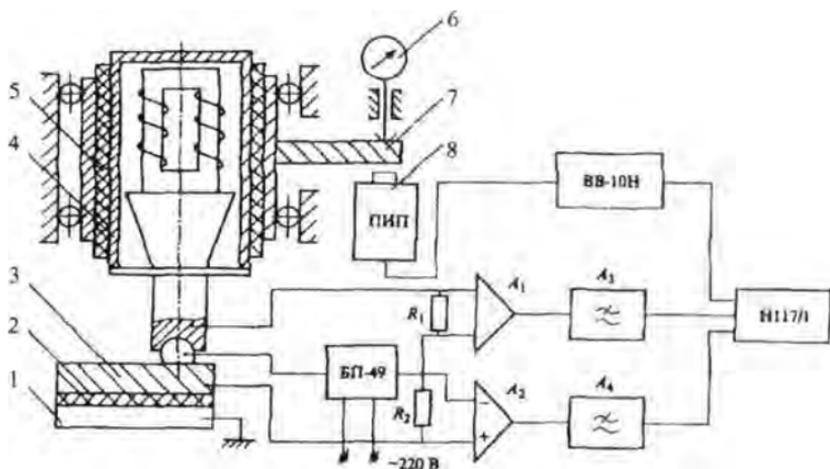


Рис. 41. Схема измерения параметров взаимодействия элементов акустической колебательной системы при ультразвуковом шаржировании распиловочных дисков

В качестве источника питания электрической схемы применен блок БП-49, обеспечивающий стабильные напряжения и силу тока в цепи. Блок регистрации вибросмещений корпуса преобразователя выполнен на базе прибора ВВ-10Н. В нем использован первичный измерительный преобразователь 8, который состоит из высокочастотного трансформатора и синхронного детектора и позволяет контролировать амплитуды микроперемещений изделий, изготовленных из токопроводящих неферромагнитных материалов (поэтому к корпусу преобразователя жестко крепилась латунная пластина 7 толщиной 10 мм). Сигнал о микроперемещении пластины, равному перемещению корпуса преобразователя, поступает на электронно-лучевую трубку прибора ВВ-10Н и вход светолучевого осциллографа Н117/1. Форма и амплитуда кривой на экране прибора и фотобумаге дают полную информацию о процессе вибросмещений корпуса преобразователя. Для визуального наблюдения за его перемещением использовалась микронная головка часового типа 6 с ценой деления 1 мкм.

Измерение временных параметров виброударного взаимодействия в системе «ультразвуковой преобразователь – промежуточный

деформирующий инструмент – обрабатываемая деталь» основано на изменении электрического сопротивления контакта элементов системы в зависимости от сил их взаимодействия. Контактное сопротивление при ударе тел в несколько раз меньше, чем при статическом нагружении, поэтому применение низкочастотных фильтров позволяет исключить помехи от случайных разрывов электрической цепи и выделить сигнал контактирования при ударе.

Фиксирование временных параметров процесса осуществлялось на фотобумаге. Для записи сигналов замыкания-размыкания элементов системы использовались гальванометры МО14-10000 с рабочей полосой частот до 7 кГц, а перемещений корпуса преобразователя – гальванометр МО14-3500 с рабочей полосой частот до 2,2 кГц. Таким образом, на диаграммной ленте синхронно фиксировались временные параметры контактного взаимодействия промежуточного деформирующего элемента как с поверхностью волновода, так и шаржируемой поверхностью распиловочного диска, а также амплитуда перемещений корпуса ультразвукового преобразователя.

В ходе экспериментов использовались столики, выполненные из стали, алюминия, фторопласта. Сменные наконечники, закрепляемые на торце волновода, изготавливались из стали и латуни. В качестве промежуточного деформирующего элемента использовался спиленный шарик из стали ШХ-15 диаметром 8 мм и массой 3,5 г.

В результате анализа полученных осциллограмм установлено, что основное влияние на режим работы акустической колебательной системы оказывают следующие факторы: амплитуда ультразвуковых колебаний, характеризующая интенсивность ее возбуждения; статическая нагрузка, определяющая величину предварительного натяга элементов системы, и факторы, отражающие контактные условия их взаимодействия (наличие алмазной пасты между инструментом и шаржируемой поверхностью, продолжительность работы системы с момента ее ультразвукового возбуждения).

Как показали исследования, можно выделить три характерных режима работы данной акустической системы: начального возбуж-

дения; безотрывный колебательный; виброударный взаимодействия звеньев. Исходное ультразвуковое воздействие на систему определяет начало переходного процесса возбуждения периодических перемещений корпуса ультразвукового преобразователя. Одновременно под действием ультразвука происходят изменения температуры в зоне контакта, вязкости и толщины алмазной пасты, что в свою очередь приводит к изменению упругих и демпфирующих характеристик контакта, а также величины сближения взаимодействующих поверхностей.

Развитие данной ситуации во времени можно проследить по диаграммам, приведенным на рис. 42, *а*. Сначала наблюдаются отдельные импульсы контактного взаимодействия, продолжительность и интенсивность которых постепенно увеличивается, а их появление приобретает периодический характер. Следует отметить, что на этом временном промежутке деформирующий инструмент контактирует с волноводом и заготовкой практически синхронно. В зависимости от интенсивности ультразвуковых колебаний и контактных условий время возбуждения системы $t_{\text{в}}$ изменяется от 0,001 до 0,2 с.

Для характеристики временных интервалов взаимодействия звеньев акустической колебательной системы при анализе двух других режимов ее работы выделим следующие параметры: период T и величину смещения корпуса преобразователя h ; время колебательного взаимодействия элементов системы $t_{\text{нк}}$ и разрыва контакта между ними $t_{\text{р}}$ ($t_{\text{нк}}$ и $t_{\text{р}}$ лучше определять не за период T , а за определенный промежуток времени, к примеру 0,02 с).

В безотрывном режиме (рис. 42, *б*) корпус преобразователя перемещается с периодически изменяющейся частотой и амплитудой. Траектория его движения напоминает форму бисней, хотя имеет более сложный вид. Кинематика процесса в этом случае определяется не только периодическим возмущающим воздействием ультразвука, но и наложением периодических колебаний с частотами, отличающимися на порядок и более. Безотрывный режим характеризуется средней длительностью колебательных перемещений $t_{\text{нк}}$ и длительностью возбуждения $t_{\text{в}}$ за 0,02 с.

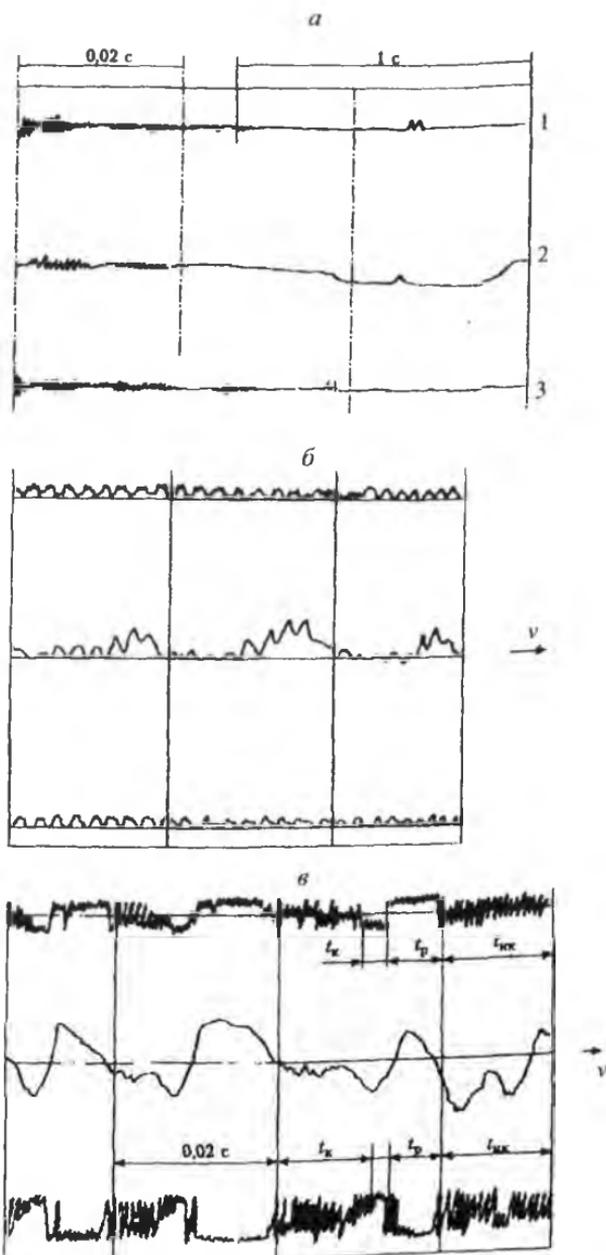


Рис. 42. Осциллограмма режимов работы колебательной системы: *a* – возбуждения; *б* – безотрывного; *в* – виброударного; 1, 3 – контактирование инструмента соответственно с преобразователем и столом; 2 – смещение преобразователя

При достижении определенной интенсивности ультразвукового воздействия (в условиях экспериментов $A_0 = 4-6$ мкм) в акустической колебательной системе устанавливается виброударный режим взаимодействия ее элементов (рис. 42, в). Корпус ультразвукового преобразователя периодически смещается вверх до 30–50 мкм, а время размыкания контактов вырастает до 0,016–0,018 с за одно перемещение длительностью до 0,02 с. Как видно из осциллограмм, процесс взаимодействия элементов системы носит выраженный периодический характер и состоит из совокупности однотипных циклов. При этом в каждом из них последовательно реализуется режим возбуждения системы, затем – режим безотрывных колебаний ее звеньев и, наконец, – виброударный режим их взаимодействия. На временные интервалы проявления этих режимов в одном цикле существенно влияют интенсивность ультразвуковых колебаний, статическая нагрузка, а также условия контактирования взаимодействующих тел.

Повышение интенсивности ультразвуковых колебаний вызывает возрастание величины смещения и периода перемещений корпуса преобразователя, т. е. происходит увеличение продолжительности одного цикла. Причем оно сопровождается сокращением времени возбуждения $t_{в}$ и времени колебательного режима $t_{нк}$ за счет возрастания времени t_p , характеризующего продолжительность виброударного режима взаимодействия элементов системы.

Применение промежуточного деформирующего инструмента большего размера и массы, увеличение статической нагрузки, снижение твердости материалов стола и наконечника при неизменной интенсивности ультразвука приводит к уменьшению величины смещений и периода перемещений корпуса преобразователя (продолжительность цикла уменьшается), что сопровождается сокращением времени t_p , т. е. доля виброударного режима в цикле падает.

Сравнительные исследования режимов работы акустической системы при отсутствии и наличии алмазной пасты в зоне обработки показали, что она оказывает демпфирующее влияние на условия контактного взаимодействия элементов системы. Последнее проявляется в снижении уровня виброударного режима ее работы,

в частности в уменьшении величины и периода перемещения корпуса преобразователя, а также в сокращении t_p в одном цикле. В ходе экспериментов было замечено, что с увеличением времени ультразвукового возбуждения системы в силу уменьшения вязкости пасты и ее частичного вытеснения из зоны обработки демпфирующие свойства системы снижаются. Данный процесс сопровождается повышением доли виброударного режима взаимодействия ее звеньев.

Применение спектрального анализа (прибор – TERZ-ОКТАV-ANALISATOR 01004 фирмы RFT) позволило определить частотный диапазон колебаний, возникающих при ультразвуковом возбуждении системы. Измерения проводились сравнительным методом, чтобы исключить помехи работающей аппаратуры. Анализ полученных осциллограмм (рис. 43) показал, что частоты колебаний элементов системы охватывают широкий диапазон, в котором по интенсивности звука можно выделить ряд частот, составляющих спектр колебаний.

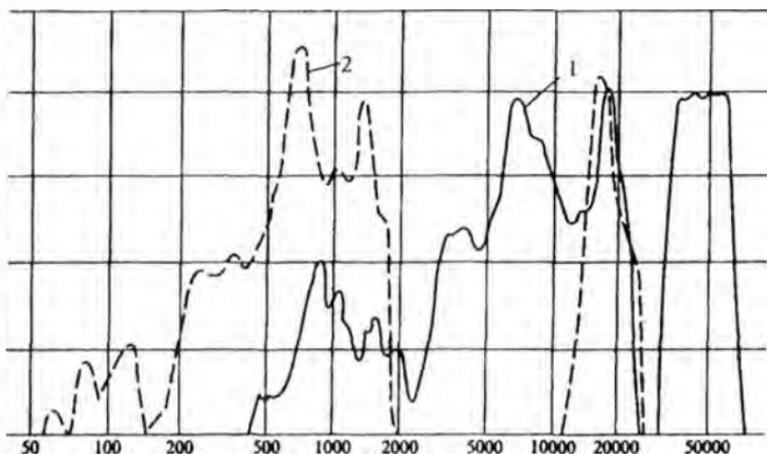


Рис. 43. Спектр частот: 1 – колебаний акустической виброударной системы в режиме возбуждения: $A_0 = 4$ мкм; $P_{cr} = 4,0$ Н; 2 – резонансных колебаний в устойчивом отрывном режиме

В режиме возбуждения преобладают высокочастотные колебания (2–5 кГц), а в безотрывном и виброударном режимах взаимодействия элементов системы спектр частот смещается в область

0,2–2 кГц. Следует подчеркнуть, что режимы с возбуждением низкочастотных колебаний с частотой менее 2–5 кГц элементов системы возможны только в условиях резонанса, которые обеспечиваются при определенных соотношениях интенсивности ультразвуковых колебаний, статической нагрузки, геометрии контактирующих элементов, вязкости алмазной пасты и т. д. Для процесса шаржирования наиболее эффективным является виброударный режим работы акустической колебательной системы, при котором реализуется следующая кинематика движения ее звеньев. В начале ультразвукового воздействия возбуждаются колебания корпуса с периодом 0,001–0,002 с и промежуточного деформирующего элемента с более высокой частотой. При этом необходимо подчеркнуть, что частота возмущающих ультразвуковых колебаний значительно выше собственных частот колебаний этих звеньев. Поэтому собственные частоты колебаний корпуса и деформирующего инструмента оказываются кратными частоте возмущающего ультразвукового воздействия. В результате в системе возбуждаются резонансные или околорезонансные колебания с возрастающей амплитудой. Помимо этого на кинематику движения элементов системы существенное влияние оказывают два нелинейных эффекта: затягивания и динамического увода [45, 52]. Первый из них приведен на рис. 44. Заштрихованная часть схемы соответствует области устойчивых виброударных режимов работы системы, а пунктиром показана ее амплитудно-частотная характеристика в линейном режиме. В обоих случаях на систему воздействуют фиксированной частотой возбуждения. Допустим, что в начальный момент система работала в линейном режиме (точка А). Сообщив ей некоторый дополнительный импульс, можно перевести систему в виброударный режим. Увеличивая затем расстояние между ограничителями, можно «затянуть» систему на периодические режимы с амплитудами, значительно превышающими исходную амплитуду линейных колебаний, вплоть до значения a_{\max} (точка Б), при котором происходит срыв виброударного режима. В результате удары системы об ограничитель прекращаются, вызванные ими колебания системы затухают, и она вновь возвращается в линейный режим. Такой квазистатический процесс увеличения амплитуды колебаний виброударной системы

при фиксированной частоте возбуждения называют ее «затягиванием» по амплитуде.

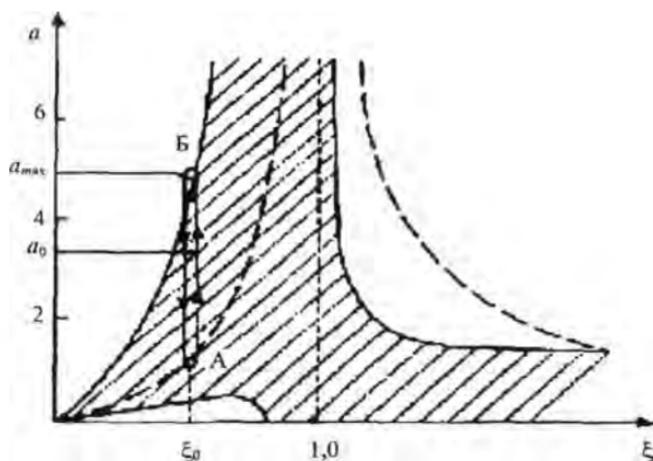


Рис. 44. Схема эффекта «затягивания» виброударной системы по амплитуде

Реализация этого эффекта непосредственно связана с явлением динамического увода ее подвижного звена — корпуса ультразвукового преобразователя. В результате его периодических перемещений величина зазора между торцом волновода и шаржируемой поверхностью изменяется. По мере увеличения зазора, когда торец волновода вместе с преобразователем перемещается от шаржируемой поверхности, происходит «затягивание» промежуточного деформирующего инструмента на виброударный режим с возрастающей амплитудой его колебаний. При достижении критической для данных условий возбуждения величины зазора наступает срыв виброударного режима, и корпус преобразователя под действием статической нагрузки перемещается к шаржируемой поверхности до момента силового замыкания элементов системы, когда она возвращается на линейный режим работы. Затем вновь происходит «затягивание» системы на виброударный режим и т. д.

Таким образом, установлено, что в разработанной акустической системе технологического назначения взаимодействие звеньев при ультразвуковом возбуждении представляет собой совокупность повторяющихся переходных процессов «затягивания» системы на виброударный режим и «срыва» с него. При этом наличие низко-

частотных колебаний создает благоприятные условия для надежно-го попадания алмазных частиц в зону обработки, а их динамическое вдавливание в материал подложки осуществляется главным образом за счет высокочастотной области спектра колебаний в периоды процесса «затягивания» системы на виброударный режим.

Проведенный анализ научно-технической литературы показывает, что ультразвуковые виброударные системы с подвижным инструментом нашли широкое применение в различных технологических процессах, а в ряде случаев являются единственно возможными в силу технологических особенностей процесса. Однако систематическое исследование эффективности применения ультразвуковых виброударных систем в литературе отсутствует.

Провести последовательный и строгий анализ влияния акустических и технологических факторов на процессы при использовании ультразвуковых колебательных систем с подвижным инструментом не представляется возможным, поскольку эксперименты различных исследователей проводились в неодинаковых условиях и зачастую в работах отсутствуют необходимые для сопоставления данные.

В настоящее время основным аппаратом теоретического исследования виброударных колебательных систем с сосредоточенными параметрами являются точные методы нелинейной механики, основанные на припасовывании решений, описывающих смежные интервалы движений, разделенные моментом удара. Эти методы позволили подробно изучить сложную динамическую картину движений ряда систем и выявить многие присущие им фундаментальные свойства. Полученные в этом направлении результаты в значительной мере отражены в монографиях А. Е. Корбинского и А. А. Корбинского [45], а также В. Л. Рагульскене [46]. Однако следует отметить, что ультразвуковые виброударные колебательные системы с подвижным инструментом обладают рядом специфических особенностей в отличие от виброударных систем, изучаемых в [45, 46]. Такими особенностями, присущими ультразвуковым виброударным системам, являются следующие: время контакта сравнимо с периодом ультразвуковых колебаний, собственная частота подвижного инструмента много меньше ультразвуковой частоты магнитострик-

ционного преобразователя. Поэтому следует ожидать, что определенная специфика ультразвуковых виброударных систем внесет свои особенности в динамическую картину движения.

3.2. Исследование устойчивости основного режима в ультразвуковой колебательной системе с упругой билинейной характеристикой

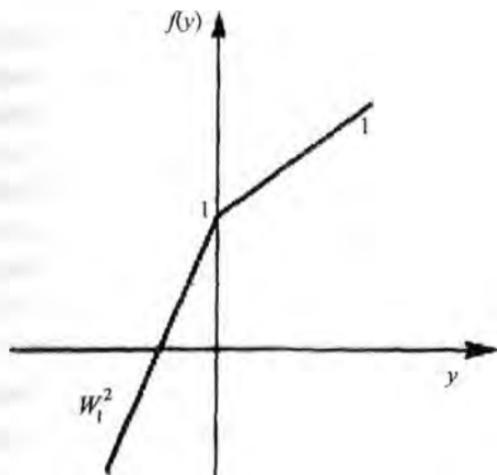


Рис. 45. Билинейная упругая характеристика колебательной системы

Рассматривается динамическая модель (рис. 45): масса m на пружине жесткости c_1 поджата к торцу магнитострикционного преобразователя с жесткостью c_2 , который движется по гармоническому закону с частотой ω , большей собственной частоты массы на пружине [142]. Уравнения движения рассматриваемой колебательной системы имеют вид:

$$m \ddot{x} + c_1 x + G = 0 \quad (3.5)$$

– уравнение движения массы до взаимодействия с ограничителем, где G – сила поджатия;

$$m \ddot{x} + c_1 x + c_2(x - a \cos \omega(t + t_0)) + G = 0, \quad (3.6)$$

– уравнение движения массы во время взаимодействия с ограничителем, который движется по гармоническому закону $\Delta = a \cos \omega(t + t_0)$, где a – амплитуда колебаний.

Переходя в (3.5) и (3.6) к новой переменной Z по формуле

$$Z = x - a \cos \omega(t + t_0)$$

и вводя безразмерные величины:

$$y = c_1 Z / G; \quad \tau = \Omega t; \quad \Omega^2 = c_1 / m; \quad W = \omega / \Omega;$$

$$W_1^2 = 1 + c_2 / c_1 > 1; \quad b = a(m\omega^2 - c_1) / G,$$

получим следующие уравнения относительного движения массы m :

$$\ddot{y} + y + 1 = b \cos W(\tau + \tau_0) \quad \text{при } y \geq 0; \tag{3.7}$$

$$\ddot{y} + W_1^2 y + 1 = b \cos W(\tau + \tau_0) \quad \text{при } y \leq 0.$$

Учитывая отмеченную в [82] инвариантность топологии разбиения фазового пространства на траектории при различных видах вынуждающей силы и условие, что эти силы обладают одинаковыми свойствами симметрии, рассмотрим колебательную систему с упругой билинейной характеристикой, описываемую (3.7) без правой части, на которую действует периодическая система двусторонних симметричных мгновенных импульсов S . Решение будем рассматривать на четырех участках. Первому участку соответствуют: $y \geq 0$; $\dot{y} \geq 0$, второму — $y \leq 0$; $\dot{y} \geq 0$, третьему — $y \leq 0$; $\dot{y} \leq 0$ и, наконец, четвертому — $y \geq 0$; $\dot{y} \leq 0$. Начало отсчета времени на всех участках соответствует точкам $y = 0$. Время движения на первом участке изменяется в пределах $-\tau_1 \leq \tau \leq 0$, на втором — в пределах $0 \leq \tau \leq \tau_2$, на третьем — в пределах $-\tau_3 \leq \tau \leq 0$ и на четвертом — в пределах $0 \leq \tau \leq \tau_4$, причем мгновенные импульсы S_2 и S_1 действуют при переходе со второго на третий и с четвертого на первый участки соответственно. Диссипацией в системе пренебрегаем. Решение уравнений (3.7) имеет вид:

$$y_i = \cos \tau + B_i \sin \tau - 1 \quad \text{при } i = 1, 4; \tag{3.8}$$

$$y_i = W_1^{-2} \cos W_1 \tau + B_i \sin W_1 \tau - W_1^{-2} \quad \text{при } i = 2, 3.$$

Последовательно проводя припасовывание решений (3.8) на отдельных участках с учетом условий периодичности, получим:

$$B_1 = (S_1 \sin \tau_4 - 1 + \cos(\tau_1 + \tau_4)) / \sin(\tau_1 + \tau_4);$$

$$B_2 = (1 - \cos W_1(\tau_2 + \tau_3) - S_2 W_1 \sin W_1 \tau_3) / W_1^2 \sin W_1(\tau_2 + \tau_3); \quad (3.9)$$

$$B_3 = (S_2 W_1 \sin W_1 \tau_2 - 1 + \cos W_1(\tau_2 + \tau_3)) / W_1^2 \sin W_1(\tau_2 + \tau_3);$$

$$B_4 = (1 - \cos(\tau_1 + \tau_4) - S_1 \sin \tau_1) / \sin(\tau_1 + \tau_4).$$

Рассмотрим случай, при котором $S_1 = -S_2 = S > 0$. Из уравнений (3.9) найдем:

$$\tau_1 = \tau_4; \quad \tau_2 = \tau_3;$$

$$(S - 2 \sin \tau_1) / \cos \tau_1 = (S W_1 + 2 \sin \alpha) / W_1 \cos \alpha, \quad (3.10)$$

где $\alpha = W_1 \tau_2 = W_1 \tau_3$.

Исследуем полученное решение на устойчивость с целью выяснения области неустойчивости основного режима. Для этого дадим малые начальные возмущения периодическому режиму и затем, последовательно припасовывая решения, с учетом периодического решения (3.8) получим следующую систему конечно-разностных уравнений, связывающих начальные Δy_n , $\Delta \dot{y}_n$ и конечные возмущения Δy_{n+1} , $\Delta \dot{y}_{n+1}$:

$$\Delta y_{n+1} = a_1 \Delta y_n + b_1 \Delta \dot{y}_n; \quad (3.11)$$

$$\Delta \dot{y}_{n+1} = a_2 \Delta y_n + b_2 \Delta \dot{y}_n,$$

где

$$a_1 = b_2 = \cos 2\alpha \cos 2\tau_1 - 0,5 W_1 \sin 2\alpha \sin 2\tau_1 - 0,5 W_1^{-1} \sin 2\alpha \sin 2\tau_1;$$

$$a_2 = -W_1 \cos^2 \tau_1 \sin 2\alpha + W_1^{-1} \sin^2 \tau_1 \sin 2\alpha - \cos 2\alpha \sin 2\tau_1;$$

$$b_1 = \cos 2\alpha \sin 2\tau_1 - W_1 \sin^2 \tau_1 \sin 2\alpha + W_1^{-1} \cos^2 \tau_1 \sin 2\alpha.$$

Характеристическое уравнение системы (3.11) имеет вид

$$\lambda^2 - (a_1 + b_2)\lambda + (a_1 b_2 - a_2 b_1) = 0. \quad (3.12)$$

Неустойчивость исследуемого решения будет иметь место, если хотя бы один из корней уравнения (3.12) по модулю будет больше единицы [82], т. е. при выполнении одного или двух условий:

$$q_1 = |(a_1 + b_2)/2| > 1; \quad q_2 = |a_1 b_2 - a_2 b_1| > 1. \quad (3.13)$$

Для рассматриваемой недиссипативной системы $q_2 = 1$, поэтому условие неустойчивости основного режима имеет вид

$$|\cos 2\alpha \cos 2\tau_1 - ((W_1^2 + 1)/2W_1) \sin 2\alpha \sin 2\tau_1| > 1. \quad (3.14)$$

Исследуя неравенство (3.14) и уравнение (3.10), отметим, что для области неустойчивости основного режима рассматриваемой колебательной системы выражение, стоящее под знаком модуля неравенства (3.14), должно быть меньше нуля. При этом границам неустойчивости соответствует равенство минус единице левой части неравенства (3.14). В этом случае получаем границы неустойчивости основного режима:

$$\cos \alpha = \sin 2\tau_1 / (S \sin \tau_1 - 2); \quad W_1 = \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \tau_1; \quad (3.15)$$

$$\cos^2 \alpha - \cos \alpha \cos \tau_1 - (2/S) \sin \tau_1 = 0; \quad W_1 = \operatorname{ctg} \alpha \operatorname{ctg} \tau_1. \quad (3.16)$$

Карта неустойчивости основного режима на плоскости параметров, построенная по соотношениям (3.15), (3.16) и с учетом того, что $\tau_1 + \tau_2 = \pi/W$, представлена на рис. 46. Неустойчивости основного режима соответствуют заштрихованные области. При $W/W_1 \rightarrow 0$ области неустойчивости сужаются и сгущаются. Границы областей неустойчивости пересекаются в точках с координатами $W_1 = 1$ и $W/W_1 = 2/(2n+1)$, где $n = 0, 1, 2, \dots$ [82]. Области неустойчивости при $W_1 < 1$ для рассматриваемой колебательной системы отсутствуют в отличие от колебательной системы, рассмотренной в [82]. Также следует отметить, что область неустойчивости основного режима, отмеченная на рис. 46 цифрой 1, существует при $S > 2$. Построение областей притяжения по методу точечных отображений [82, 83] на стробоскопической плоскости на ПК для уравнений (3.7), которыми описывается реальная колебательная система, подтвердило структуру областей неустойчивости

основного режима, построенного на рис. 46. При неустойчивости основного режима и контактной жесткости, намного большей жесткости пружины, топология областей притяжения аналогична структуре областей притяжения, полученной в [76], где контактная жесткость предполагалась бесконечной, а время удара – нуль. Следует отметить еще одну особенность колебательной системы с упругой билинейной характеристикой. Она заключается в том, что основной режим в такой системе может быть устойчив при частотах колебаний упругого ограничителя на порядок выше собственной частоты массы на пружине в отличие от аналогичной колебательной системы с бесконечной контактной жесткостью, в которой основной режим неустойчив при таких соотношениях частот всегда [76].

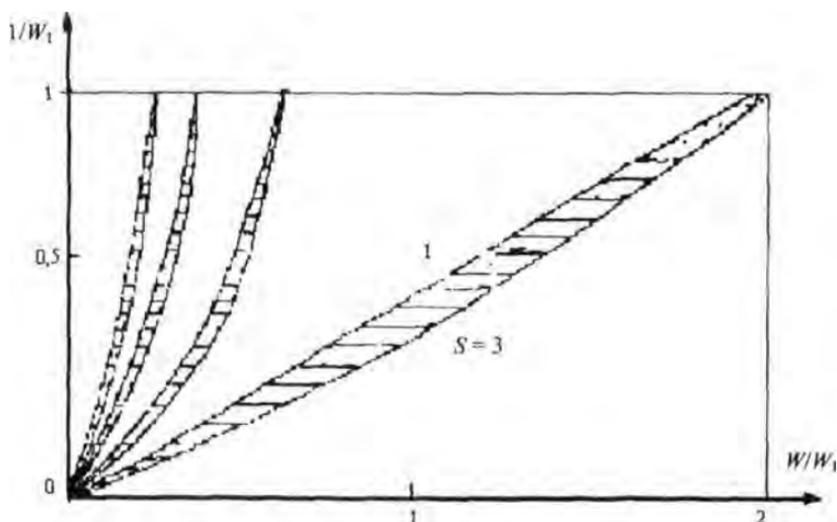


Рис. 46. Карта неустойчивости (заштрихованные области) основного режима

Рассмотрим взаимодействие шарика с торцом концентратора, считая, что такое взаимодействие подчиняется закону Герца, т. е. $P = kx^{3/2}$, где P – сжимающая сила; x – смещение; k – коэффициент пропорциональности [84]. Линеаризуя $P(x)$, как это делается

в [85], и вычисляя коэффициент линеаризации (контактную жесткость) c_2 из условия равенства работы деформирования при взаимодействии шарика с торцом концентратора, получим

$$c_2 = 8,6m / t_y^2, \quad (3.17)$$

где t_y – время продолжительности соударения шарика с торцом концентратора; m – масса шарика.

Учитывая выражение (3.17), найдем:

$$W_1^{-1} = 0,34t_y \sqrt{c_1 / m}; \quad W / W_1 = 0,34\omega t_y. \quad (3.18)$$

На рис. 47 построены нижние границы области неустойчивости основного режима (эта область отмечена на рис. 46 цифрой 1) по соотношению (3.16) для различных амплитуд S мгновенных импульсов и параметрическая кривая (3.18) при $W = 10$. Из рис. 47 видно, что при $S = 300$ устойчивость основного режима зависит от величины контактной жесткости c_2 . При $S = 50$ основной режим устойчив всегда.

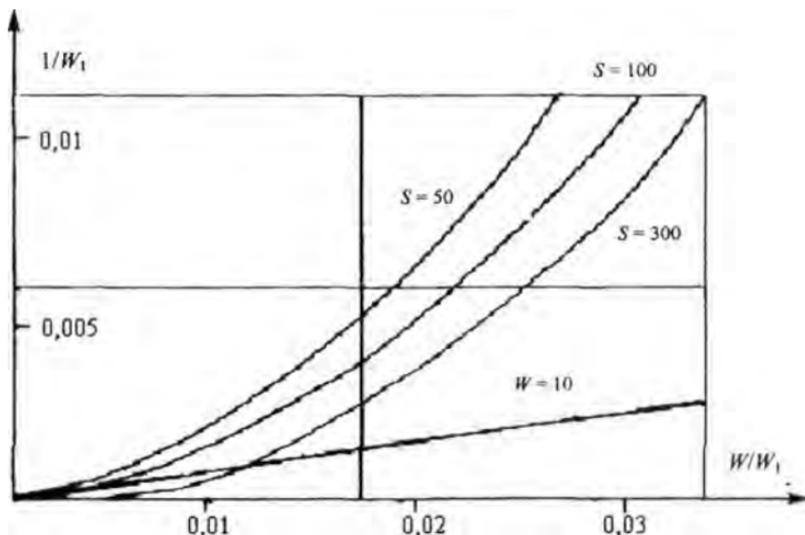


Рис. 47. Нижние границы области неустойчивости, отмеченной на рис. 46 цифрой 1, для различных амплитуд S мгновенных импульсов и параметрическая кривая, построенная по уравнению (3.18) при $W = 10$

Для проверки теоретических расчетов были проведены экспериментальные исследования. На рис. 48 представлена схема экспериментальной установки [141]. Установка включает: 1 – магнито-стрикционный преобразователь с волноводом; 2 – шарик из стали ШХ-15, закрепленный жестко на упругой балке. Через колебательную систему пропускали постоянный ток. С сопротивления R снимался сигнал на осциллограф С8-12. По замыканию и размыканию цепи постоянного тока можно определить время удара и частоту соударений. Для регистрации колебаний шарика с амплитудой, много большей амплитуды торца концентратора, использовалась оптическая система, которая состояла из электрической схемы с фотосопротивлением ФС-3 и источника света с параллельным пучком. Сигнал, пропорциональный амплитуде колебаний шарика, подавался на осциллограф С8-12. Амплитуду торца концентратора определяли по анодному току лампы генератора. Силу поджатия измеряли динамометром. В процессе экспериментов исследовали влияние параметров колебательной системы на виброударные режимы движения шарика, поджатого к торцу концентратора магнито-стрикционного преобразователя.

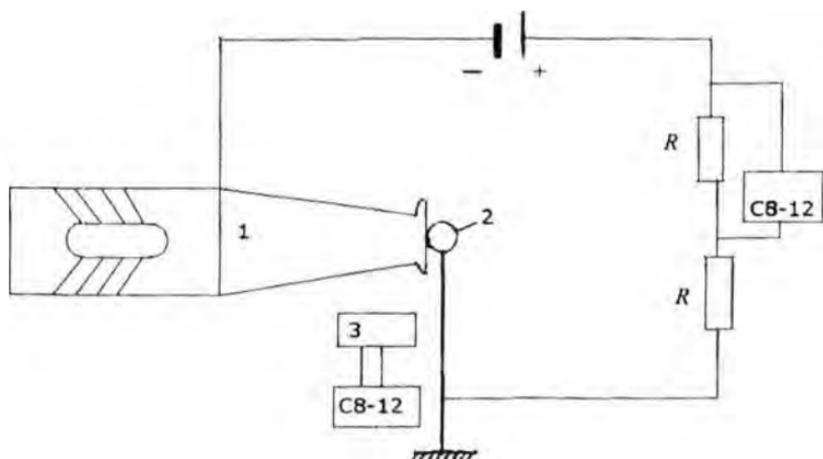


Рис. 48. Схема экспериментальной установки

Изменяли следующие параметры колебательной системы: амплитуду колебаний торца концентратора – от 5 до 20 мкм, силу поджатия – от 1 до 5 Н, диаметр шарика – от 0,6 до 1 см. Установлено, что при фиксированной амплитуде колебаний торца концентратора и силе поджатия существует предельный диаметр шарика, при котором возможна неустойчивость основного режима, например при $a = 20$ мкм; $G = 2$ Н предельный диаметр шарика равен $d_0 = 0,85$ см. При диаметрах шарика $d > d_0$ основной режим устойчив и удары шарика о торец концентратора происходят с частотой ультразвуковых колебаний магнитострикционного преобразователя, равной 22 кГц. При $d < d_0$ основной режим неустойчив. Экспериментально получить субгармонические колебания шарика не удалось.

Рис. 47 дает наглядное представление о результатах эксперимента. При $d < d_0$ параметры колебательной системы таковы, что она находится в области неустойчивости основного режима. При увеличении диаметра шарика параметры колебательной системы изменяются согласно соотношениям (3.17) и (3.18) ($c_2 \sim d$; $W_1 \sim \sqrt{d}$; $W/W_1 \sim d$) [76] и система переходит в область устойчивости основного режима. Таким образом, плоскость параметров для колебательной ультразвуковой системы с подвижным инструментом делится на области, в которых основной режим: 1) устойчив; 2) неустойчив. Интересным представляется изучение возможных виброударных режимов движения во второй области.

3.3. Исследование областей притяжения стационарных режимов в виброударной системе с натягом при гармоническом движении ограничителя

Рассматривается динамическая модель: масса на пружине поджата к абсолютно жесткой плоскости, которая движется по гармо-

ническому закону с частотой, большей собственной частоты массы на пружине [76].

Для такой модели в [73, 74] исследовано влияние параметров колебательной системы и технологических условий на субгармонические периодические движения, построены области существования и устойчивости этих режимов в пространстве параметров системы, показана многорежимность. В связи с многорежимностью в колебательной системе важной задачей является определение областей притяжения в фазовом пространстве с учетом возможных изменений параметров системы.

В данном параграфе методом точечных отображений построим области притяжения возможных стационарных режимов, т. е. области начальных условий движения, из которых система будет стремиться при наличии диссипации к определенному типу ударного режима движения, и исследуем топологию этих областей при изменении параметров системы [76].

Уравнения движения рассматриваемой системы имеют вид:

$$m\ddot{x} + cx + G = 0; \quad Z = a \cos \omega(t + t_0), \quad (3.19)$$

где m – масса; c – жесткость пружины; G – сила поджатия; a и ω – амплитуда и частота колебаний плоскости; x и Z – координаты, описывающие движение соответственно массы и плоскости.

Удар массы о плоскость считается мгновенным и описывается уравнением

$$v - \dot{z} = -R(u - \dot{z}), \quad (3.20)$$

где u и v – скорость массы до и после соударения с плоскостью соответственно; R – коэффициент восстановления; \dot{z} – скорость плоскости в момент удара. Вводя безразмерные величины:

$$y = cx / F; \quad \tau = \sqrt{k / mt}; \quad W = \omega / \Omega; \quad A = ca / F; \quad \Delta = cz / F,$$

где $\Omega = \sqrt{k / m}$ – собственная частота колебаний массы на пружине, запишем (3.19) в виде:

$$\ddot{y} + y + 1 = 0; \quad \Delta = A \cos W(\tau + \tau_0). \quad (3.21)$$

Анализ большого числа решений в нелинейных неавтономных колебательных системах показал, что основные нелинейные эффекты в этих системах – это проявление внутренних колебательных свойств системы, т. е. свободных колебаний. Поэтому можно на основе анализа свободных колебаний системы и параметров вынуждающей силы предсказать проявление тех или иных нелинейных эффектов.

Рассмотрим свободные колебания массы на пружине, соударяющейся абсолютно упруго с неподвижной плоскостью. Уравнением движения такой системы является уравнение (3.21). Его решение имеет вид

$$y = c_1 \sin \tau + c_2 \cos \tau - 1. \quad (3.22)$$

Найдем скелетную кривую свободных колебаний такой системы. При $\tau = 0$ $y = a$; $\dot{y} = 0$. В этом случае уравнение (3.22) примет вид

$$y = (a + 1) \cos \tau - 1. \quad (3.23)$$

Можно считать, что свободные колебания имеют период kT , где $k = 1, 2, 3, \dots$. При $\tau = \pi k / \omega$ из уравнения (3.23) получим скелетную кривую для свободных колебаний шарика на пружине, соударяющегося с неподвижной плоскостью:

$$a = 1 / \cos(\pi k / \omega) - 1. \quad (3.24)$$

Зная ω из выражения (3.24), можно оценить возможные номера субгармонических колебаний в системе.

При субгармонических колебаниях в системе возникают квазисвободные колебания, поддерживаемые внешней силой, частота которой в целое число раз больше частоты свободных колебаний.

Построение областей притяжения производится по методу точечных отображений на стробоскопической плоскости. При этом исследования осуществляются в основном для недиссипативной системы ($R = 1$), так как инвариантные кривые точечного отображения в этом случае, как правило, замкнуты, что облегчает построение областей притяжения.

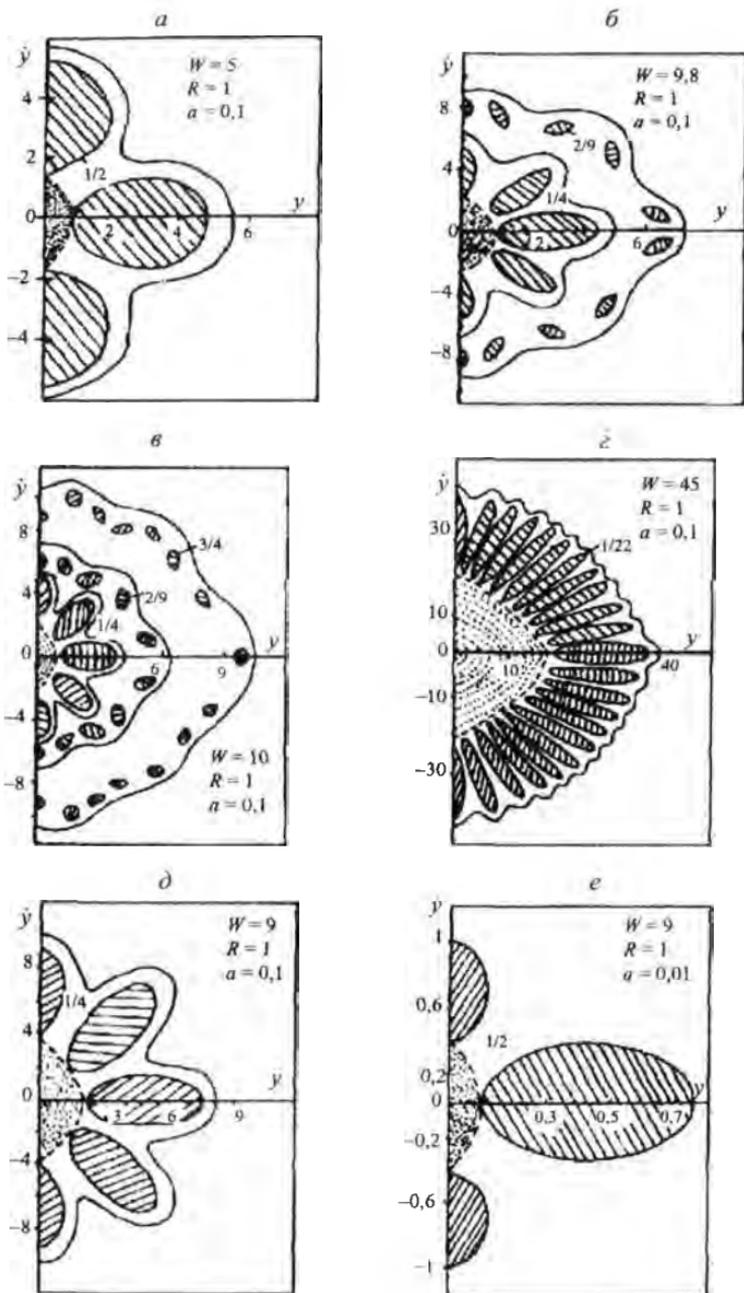


Рис. 49. Структура плоскости точечного отображения

Изменение топологии плоскости точечного отображения при изменении частот W представлено на рис. 49 при $a = 0,1$; $\tau_0 = 0$. Фазовая плоскость разделяется на области притяжения периодических и стохастических режимов, причем с повышением частоты область притяжения стохастического режима увеличивается. Причиной роста области притяжения стохастического режима с повышением частоты является увеличение числа возможных режимов движения, многие из которых неустойчивы. Сравнивая рис. 49, б, в и д, отметим, что небольшое изменение частоты W приводит к существенной перестройке плоскости точечного отображения и появлению областей притяжения субгармонических режимов порядка $2/9$ и $3/14$, наряду с субгармоническим режимом порядка $1/14$, наблюдавшимся при $W = 9$.

На рис. 49, д, е представлено изменение топологии пространства точечных отображений при изменении амплитуды колебаний ограничителя. Получено, что с уменьшением амплитуды возбуждения исчезают области 4-й и появляются области притяжения 3-й субгармоники, т. е. с уменьшением амплитуды возбуждения система стремится к основному режиму. Таким образом, показано, что в рассматриваемой модели могут устанавливаться целые и дробные субгармонические и стохастические режимы движения. Для модели построены области притяжения стационарных режимов, найдены изменения в структуре областей в зависимости от собственной частоты колебаний системы и амплитуды возбуждения, обнаружена высокая чувствительность системы к изменению собственной частоты. В связи с наличием на плоскости параметров колебательной системы широкой области стохастических виброударных колебаний, существование которых подтверждено экспериментально [141], важной задачей синтеза колебательных систем целевого технологического назначения является анализ влияния параметров колебательной системы на спектральные характеристики виброударных режимов взаимодействия [147]. Спектры строятся по уравнениям (3.21) следующим образом: задается количество ударов и подсчитывается время между ними, а затем массив данных с временем обрабатывается и строится диаграмма в координатах – время

между ударами и количество ударов, попадающих в данный временной интервал.

В результате анализа спектров установили, что для получения спектра стационарных режимов достаточно 20 ударов. Все спектры, приведенные в данной работе, построены при 400 ударах и более. Начальные условия для первого удара при различных параметрах колебательной системы во всех экспериментах фиксированы.

Изменение спектра в зависимости от амплитуды колебаний плоскости показано на рис. 50. Как видно, с увеличением амплитуды спектр виброударных колебаний смещается в низкочастотную область, т. е. реализуются более интенсивные режимы.

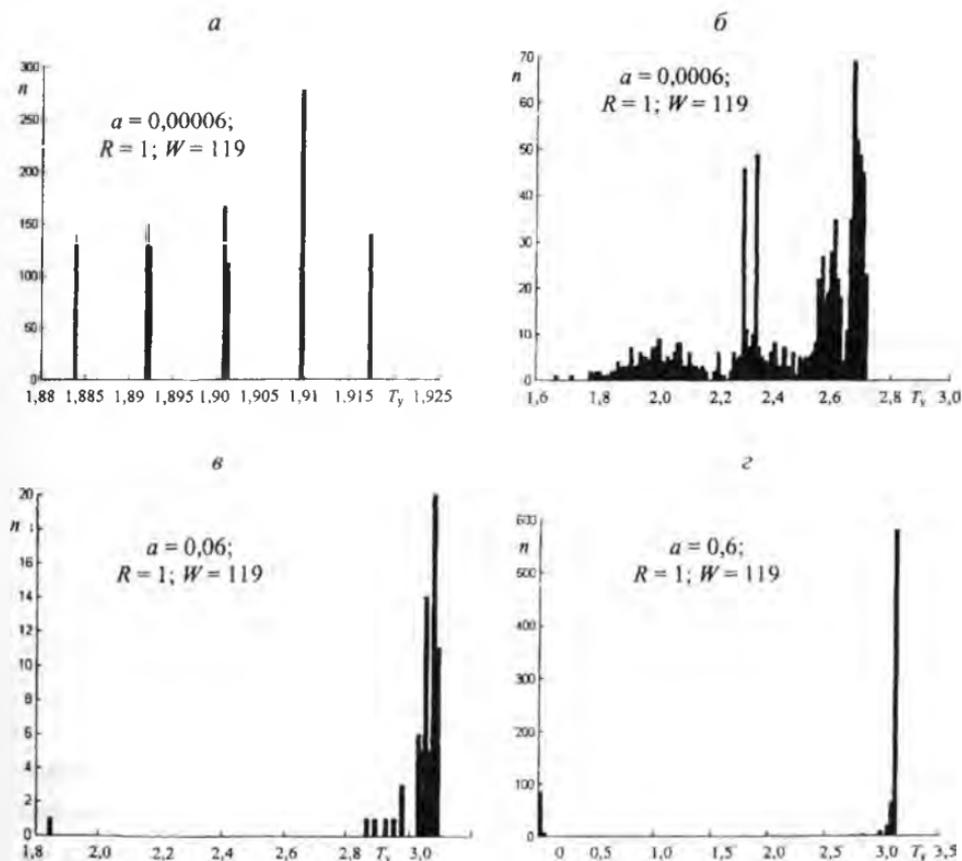


Рис. 50. Структура спектров при различных амплитудах колебаний плоскости

Влияние диссипации на структуру спектра виброударных колебаний показано на рис. 51. Диссипация устраняет более высокие гармоники и смещает спектр в высокочастотную область.

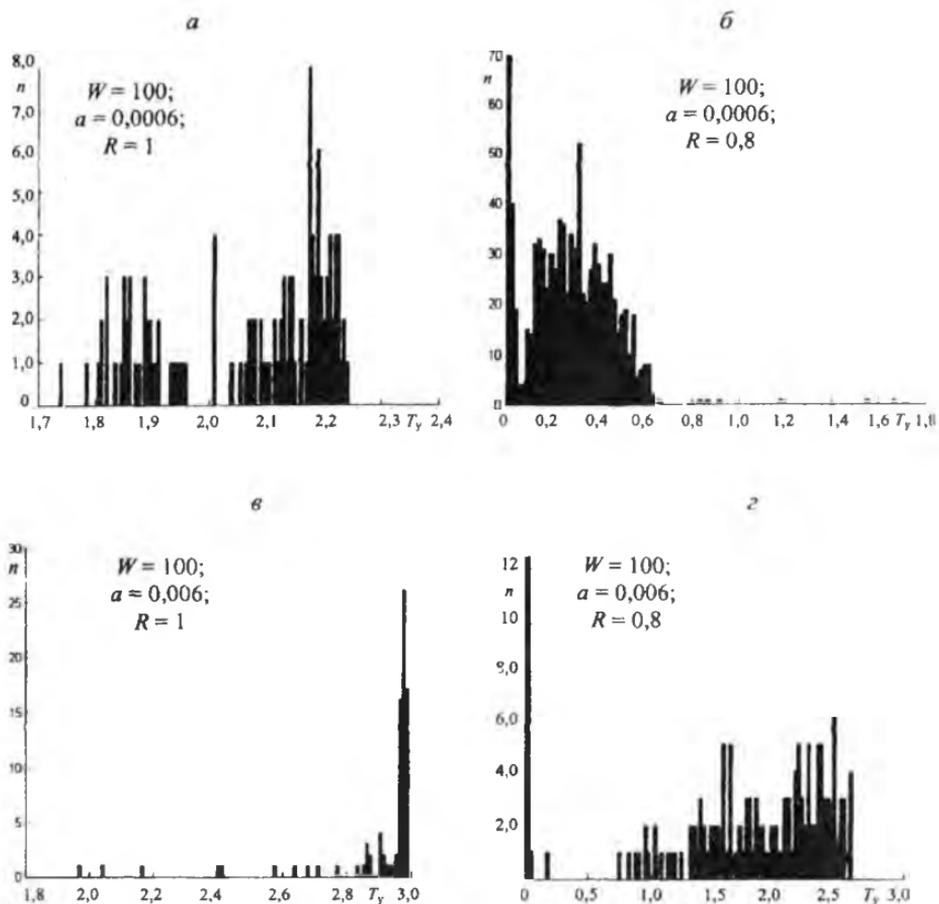


Рис. 51. Влияние диссипации в системе на структуру спектров

Влияние частоты W на структуру спектра виброударных колебаний показано на рис. 52. Как видно, изменение частоты колебаний плоскости: W в небольших пределах практически не влияет на структуру спектра.

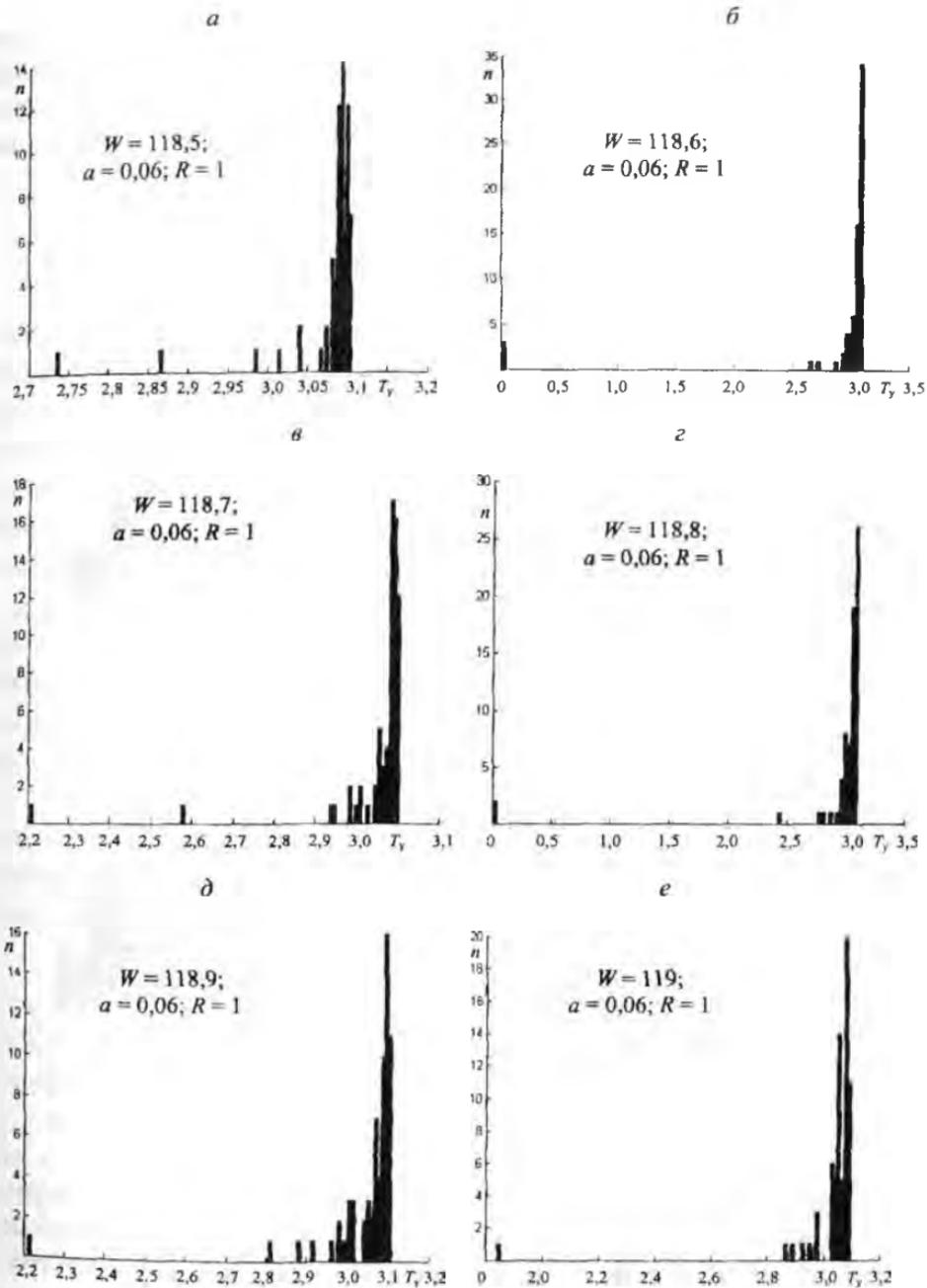
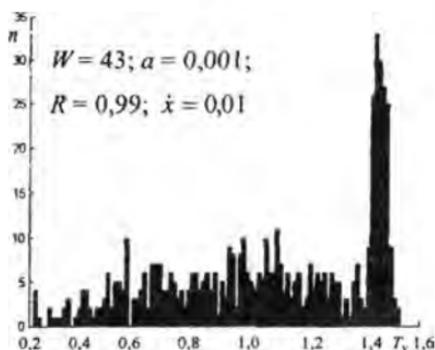


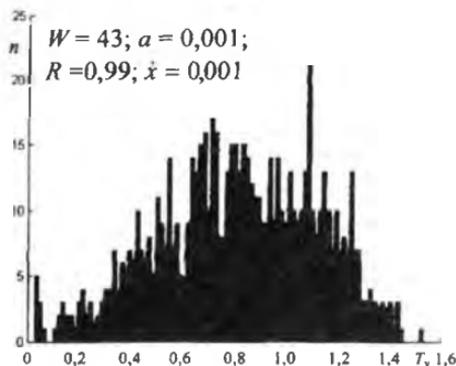
Рис. 52. Влияние частоты на структуру спектров

На рис. 53 показано влияние начальных условий первого соударения, а именно начальной скорости при фиксированной координате на структуру спектра при виброударных колебаниях системы. Начальные условия практически не меняют ширину спектра, но они влияют на интенсивность различных гармоник.

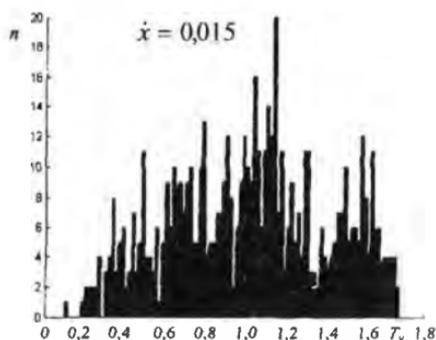
a



б



в



г

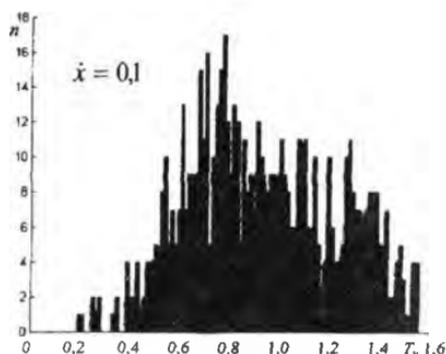


Рис. 53. Зависимость параметров спектра от начальных условий первого соударения

Таким образом, разработана программа, позволяющая моделировать стационарные режимы движения и строить спектральные характеристики виброударных режимов взаимодействия в ультразвуковой системе с натягом при гармоническом движении ограничителя. Полученные спектральные характеристики служат основой

для синтеза ультразвуковых устройств различного технологического назначения [147].

3.4. Исследование виброударных режимов инструмента, движущегося между неподвижным и колеблющимся ограничителями

Колебательная система, представляющая собой шарик на пружине, который находится между неподвижным и колеблющимся ограничителями, широко используется для различных видов ультразвуковой обработки [5–7]. В связи с этим представляет интерес теоретическое изучение виброударных режимов движения шарика между двумя ограничителями с целью выявления возможных и выбора оптимальных для конкретных видов ультразвуковой обработки материалов.

При решении задачи применяется специальная замена переменных [94], устраняющая бесконечные разрывы в уравнении движения виброударной системы, что позволяет далее использовать процедуру усреднения, значительно упрощающую исследование виброударной системы в целом.

Рассмотрим движение шарика на пружине, находящегося между двумя ограничителями. Он поджат к одному из ограничителей, который движется по гармоническому закону, силой G [143]. Уравнение движения рассматриваемой системы имеет вид

$$m \ddot{x} + \gamma \dot{x} + c_1 x + G + F_1(x) = 0, \quad (3.25)$$

где m – масса шарика; c_1 – жесткость пружины; γ – коэффициент пропорциональности, характеризующий диссипацию в системе; x – координата, описывающая движение массы.

Функция $F_1(x)$ представляет собой условную запись, отражающую ударное взаимодействие шарика с ограничителями. Вводя безразмерные величины:

$$y = c_1 x / G + 1; \quad \tau = \sqrt{c_1 / m} t,$$

где $\Omega = \sqrt{c_1 / m}$ – собственная частота колебаний массы на пружине, запишем уравнение (3.25) в виде

$$\ddot{y} + \gamma \frac{\Omega}{c_1} \dot{y} + y + \frac{m}{G} F_1(y) = 0. \quad (3.26)$$

В уравнении (3.26) сделаем замену переменных $y \rightarrow z$ согласно формуле $y = S(\tau) \Pi(z)/\pi$, где $\Pi(z) - 2\pi$ – периодическая функция, определенная в [80] как:

$$\Pi(z) = -z - \pi \quad \text{при } -\pi \leq z \leq -\pi/2;$$

$$\Pi(z) = z \quad \text{при } -\pi/2 \leq z \leq \pi/2;$$

$$\Pi(z) = -z + \pi \quad \text{при } \pi/2 \leq z \leq \pi;$$

$$S(\tau) = \frac{c_1}{G} (l + a \sin w \tau); \quad w = \omega/\Omega,$$

где l – расстояние между ограничителями; a и ω – амплитуда и частота колебаний подвижного ограничителя.

В новых переменных уравнение (3.26) примет форму

$$\ddot{z} + \Pi(z)M(z) = -\eta \dot{z} - \varepsilon z \cos w \tau + \mu \Pi(z)M(z) \sin w \tau, \quad (3.27)$$

где $M(z) = \Pi'(z)$; $\eta = \gamma \Omega/c_1$; $\varepsilon = 2aw/l$; $\mu = aw^2/l$; причем η , ε , μ считаем величинами малыми, одного порядка.

В уравнении (3.27) сингулярная функция $F_1(y)$, характеризующая ударное взаимодействие с ограничителями, исчезла [94]. В этом и состоял смысл замены, предложенной В. Ф. Журавлевым [94], обеспечивающей точное выполнение всех условий удара для любых движений, для которых $\dot{z} > 0$. В отличие от (3.26) уравнение (3.27) содержит только разрывы первого рода, что позволяет корректно применять метод усреднения [95]. Перепишем (3.27) в нормальной форме Коши ($z = z_1$; $\dot{z} = z_2$):

$$\begin{aligned} \dot{z}_1 = z_2; \quad \dot{z}_2 = & -\Pi(z_1)M(z_1) - \eta \dot{z}_1 - \varepsilon \dot{z}_1 \cos w \tau + \\ & + \mu \Pi(z_1)M(z_1) \sin w \tau. \end{aligned} \quad (3.28)$$

При $\eta = \varepsilon = \mu = 0$ система (3.28) имеет первый интеграл

Определив из него E , из первого уравнения системы (3.30) находим выражение для фазы θ

$$\cos \frac{\pi n}{2} \cos \theta = \eta \frac{w^2}{2\varepsilon - \mu n}. \quad (3.31)$$

Следует отметить, что при $n = 2k + 1$, где $k = 1, 2, 3, \dots$, резонанс в системе отсутствует. Резонанс возможен при $n = 2k$, т. е. четном. Из (3.31) условие существования резонансных режимов примет вид

$$\frac{wl}{2a} \eta \leq (kw - 2). \quad (3.32)$$

Рассмотрим устойчивость стационарных режимов, для чего составим уравнения в вариациях усредненной системы (3.30):

$$\begin{cases} \delta \dot{E} = -2\eta \delta E - 2 \left(\frac{\varepsilon}{n^2} - \frac{\mu}{2n} \right) \cos \frac{\pi n}{2} \sin \theta \delta \theta; \\ \delta \dot{\theta} = \frac{n}{\sqrt{2E}} \delta E. \end{cases}$$

Характеристическое уравнение написанной линейной системы имеет вид

$$\lambda^2 + 2\eta\lambda + \frac{2}{\sqrt{2E}} \cos \frac{\pi n}{2} \sin \theta \left(\frac{\varepsilon}{n} - \frac{\mu}{2} \right) = 0. \quad (3.33)$$

Из (3.33) получим условие устойчивости стационарных режимов

$$\cos k\pi \sin \theta < 0. \quad (3.34)$$

Из условия существования резонансных режимов (3.32) и условия устойчивости (3.34) видно, что при заданных параметрах системы (w, a, k) существует интервал фаз θ , соответствующий определенному интервалу зазора l между ограничителями, при котором заданный режим существует и устойчив. Найдем оптимальную величину зазора l и соответствующую ей фазу θ , при которых

скорость удара максимальна. Возвращаясь к переменной y , получим выражение для скорости удара шарика о неподвижный ограничитель

$$\dot{y} = (-1)^k \frac{c_1 wa}{2\pi G} \left[\pi \cos \theta - \frac{\sin \theta}{k} + (-1)^k \frac{l}{ka} \right]. \quad (3.35)$$

Исключив из выражения (3.35) с помощью соотношения (3.31) $(-1)^k l / ka = 2(2 - wk) \cos \theta / \eta wk$, получим зависимость скорости удара от фазы θ

$$\dot{y} = (-1)^k \frac{c_1 wa}{2\pi G} \left[\left(\pi - \frac{2(wk - 2)}{\eta wk} \right) \cos \theta - \frac{\sin \theta}{k} \right]. \quad (3.36)$$

Из (3.36) видно, что скорость удара шарика о неподвижный ограничитель максимальна при $\operatorname{ctg} \theta = 2(wk - 2) / \eta w - \pi k$, или с учетом порядка величин, входящих в выражение, можно приближенно считать, что

$$\theta = \eta / 2k + \pi(k - 1). \quad (3.37)$$

С учетом (3.37) из выражений (3.31) и (3.36) с точностью до величин второго порядка малости найдем оптимальный зазор l_k и максимальную ударную скорость \dot{y}_k , соответствующую этому зазору:

$$l_k = 2ak / \eta; \quad \dot{y}_k = c_1 wa / \pi G \eta. \quad (3.38)$$

Запишем (3.38) в исходных переменных:

$$l_k = 2ak \sqrt{c_1 m} / \gamma; \quad v_k = a \omega \sqrt{c_1 m} / \pi \gamma. \quad (3.39)$$

Как видно из (3.39), максимальная ударная скорость шарика о неподвижный ограничитель не зависит от номера n субгармонического режима и определяется амплитудой колебаний подвижного ограничителя и параметрами колебательной системы.

При оптимальном зазоре l_k мощность P , передаваемая шариком при соударении с неподвижным ограничителем, определяется следующим соотношением:

$$P = \frac{mv_k^2}{2} \frac{\omega}{n} = \frac{a^2 \omega^3 m^2 c_1}{2n\pi^2 \gamma^2}. \quad (3.40)$$

Следует отметить, что согласно (3.40) ударная мощность шарика пропорциональна квадрату амплитуды a подвижного ограничителя и обратно пропорциональна номеру субгармоники $n = 2k$. Отсюда следует, что режим, при котором максимальная передаваемая ударная мощность при заданной амплитуде максимальна, будет при $n = 2$. Также необходимо обратить внимание на следующий факт, типичный для нелинейных колебательных систем, – это возможность существования одновременно нескольких устойчивых режимов в колебательной системе при заданных параметрах. Выход на тот или иной режим будет определяться начальными условиями процесса. Однако если колебательная система вышла на определенный субгармонический режим, то оптимальным выбором зазора l_k , согласно (3.38), можно настроить систему на режим с максимальной ударной мощностью, соответствующей данному режиму, что подтверждается экспериментально [6]. Однако следует отметить, что согласно экспериментальным данным [5] изменением зазора l удавалось получать виброударные режимы колебаний шарика с частотой вплоть до $\omega/2$. Проанализируем результаты эксперимента. Из (3.31) найдем

$$l = \frac{2ka}{\eta} (-1)^{k+1} \cos \theta. \quad (3.41)$$

Анализ выражения (3.41) показывает, что путем изменения зазора возможно получать различные субгармонические режимы только в том случае, если изменение фазы θ незначительно для различных субгармонических режимов, т. е. $\cos \theta \approx 1$. Это возможно тогда, когда соударения шарика с колеблющимся ограничителем

происходят в области, близкой к положению равновесия, относительно которого колеблется ограничитель, что соответствует реальной кинематике взаимодействия шарика с торцом концентратора в момент включения магнестрикционного преобразователя. Таким образом, в связи с такой особенностью кинематического взаимодействия шарика с ограничителем появляется возможность управлять колебательными режимами шарика, находящегося между неподвижным и колеблющимся ограничителем.

Идея возможности управлять колебательными режимами и выбирать режимы с максимальной ударной энергией за счет изменения зазора в описанной выше виброударной системе была использована при создании устройства для волочения проволоки через разъемную волоку. Устройство защищено авторским свидетельством [75]. Изобретение относится к волочильному производству и может быть использовано при волочении проволоки и фасонного профиля из мягких материалов.

Известное устройство [19] не позволяет регулировать частоту и амплитуду стохастических колебаний нижней половины волоки при постоянной жесткости пружины. Это не дает возможности максимально использовать энергию ультразвуковых колебаний при волочении изделий различных типоразмеров, а следовательно, достигнуть максимальной производительности процесса волочения. Цель изобретения – увеличение производительности процесса волочения. Поставленная цель достигается тем, что устройство дополнительно снабжено жестким регулируемым упором, установленным под подпружиненной половиной волоки. На рис. 54 показано устройство, продольный разрез А–А которого представлен на рис. 55. Устройство состоит из магнестрикционного преобразователя (не показан), к торцу которого крепится ленточная пружина 2 с закрепленными на ней половинками волок 3 и 4, скобы 5, закрепленной в узле колебаний волновода 1, в которой установлен микрометрический винт-упор 6, обеспечивающий регулировку зазора. Устройство работает следующим образом. Перед началом волочения пружину 2 разжимают и в волоку вставляют проволоку. Затем

включают ультразвуковой генератор и тянущее устройство (не показано). С помощью микрометрического винта опытным путем устанавливают оптимальный зазор l . Регулируя величину зазора l , можно добиться стабильной работы устройства в резонансном режиме, что приводит к увеличению степени деформации за проход, скорости волочения и улучшению качества поверхности протягиваемой проволоки.

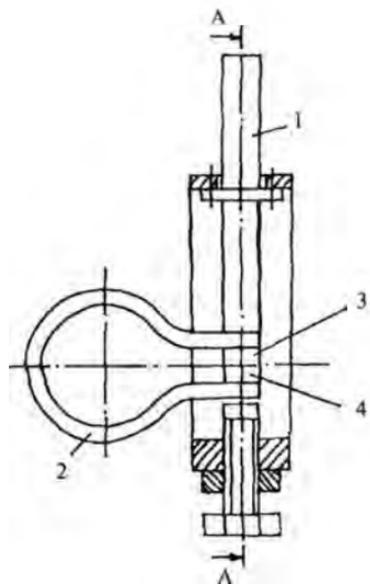


Рис. 54. Устройство для волочения металла

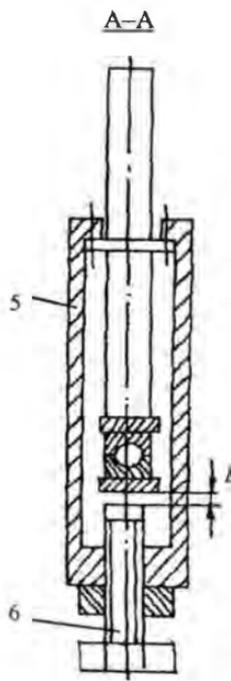


Рис. 55. Разрез А-А устройства для волочения (рис. 54)

Глава 4. УЛЬТРАЗВУКОВАЯ ВИБРОУДАРНАЯ ИНТЕНСИФИКАЦИЯ ПРОЦЕССОВ ВОЛОЧЕНИЯ

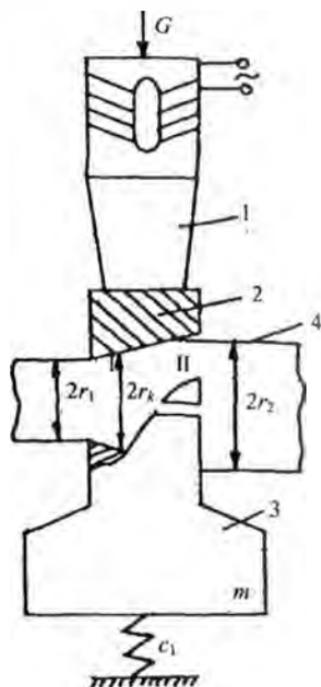
4.1. Исследование областей существования устойчивых субгармонических режимов в процессе волочения через разъемную волоку

Интенсификация процесса волочения с ультразвуком в значительной степени определяется способом подведения энергии ультразвуковых колебаний в очаг деформации [22]. Рассмотренный в [86, 87] способ волочения через разъемную волоку с наложением ультразвука позволяет вводить в очаг деформации большую акустическую мощность и изменять схему напряженно-деформированного состояния. При этом пластическое деформирование осуществляется в основном за счет энергии колебательного движения полуволокон в направлении, перпендикулярном направлению волочения. В данном параграфе методами теории виброударных систем [45] исследован процесс волочения через разъемную волоку с наложением ультразвука. В отличие от [86] такой подход позволяет выявить влияние параметров колебательной системы и технологических условий на процесс субгармонических периодических режимов волочения через разъемную волоку с ультразвуком [73, 74].

Схема колебательной системы и очага деформации представлены на рис. 56. Нижняя полуволока массой m прижата пружиной жесткости c_1 к ультразвуковому концентратору, на торце которого жестко закреплена вторая половина волоки. Высокочастотная (ультразвуковой концентратор) и низкочастотная (масса m на пружине) колебательные системы разделены вязкопластической прослойкой деформируемого материала. Диссипацию энергии в очаге

деформации при соударениях полуволокон будем описывать коэффициентом восстановления R , что справедливо, если время соударения значительно меньше периода ультразвуковых колебаний. Эквивалентная динамическая модель виброударной системы – шарик на вибрирующей плоскости – исследована в [45]. В отличие от [45] в данном случае коэффициент восстановления определяется не только свойствами деформируемого материала, но и условиями технологического процесса (например, скорость волочения, геометрия очага деформации) и параметрами установившегося виброударного процесса (скорость и фаза удара, время между ударами). Поэтому анализ процесса проведен на основе совместного решения системы уравнений, описывающих очаг деформации и виброударное движение массы, из которых определяются характеристики виброударного процесса и соответствующее процессу значение коэффициента восстановления.

Рис. 56. Схема колебательной системы и очага деформации для волочения проволоки через разъемную волоку с наложением ультразвука: 1 – ультразвуковой концентратор; 2 – верхняя полуволока, прикрепленная к концентратору; 3 – нижняя полуволока; 4 – заготовка



Вязкопластическое деформирование металла в очаге деформации при соударении рассчитываем на основе теоремы о рассеянии энергии [88].

Считая напряженно-деформированное состояние осесимметричным [86], из условия постоянства объема найдем скорость истечения металла в осевом направлении

$$\dot{u}_z = \frac{\dot{s}}{2} \operatorname{ctg} \alpha \left[1 - \frac{r_k^2}{(r_1 + z \operatorname{tg} \alpha)^2} \right], \quad (4.1)$$

где \dot{s} – скорость сближения полуволоок; α – полуугол конусности волоки; r_k – радиус критического сечения, от которого течение металла происходит в сторону сужения (зона I) и в сторону уширения (зона II) конуса.

Используя (4.1), найдем интенсивность скоростей деформаций сдвига

$$H = \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{r_k^2 \dot{s}}{(r_1 + z \operatorname{tg} \alpha)^3} \left[1 + \frac{3}{4} \frac{r^2 \operatorname{tg} \alpha}{(r_1 + z \operatorname{tg} \alpha)^2} \right], \quad (4.2)$$

где r, z – цилиндрические координаты.

Мощность внутренних сил для вязкопластической среды с точностью до членов первого порядка малости по углу α выражается формулой [88]

$$N_{\text{вн}} = \iiint_V (\mu H^2 + \tau_s H) dV = \pi a \operatorname{ctg} \alpha \left[\tau_s \ln \frac{r_2}{r_1} + \mu \frac{a}{3} \frac{r_2^3 - r_1^3}{r_1^3 r_2^3} \right], \quad (4.3)$$

где $a = \sqrt{\frac{3}{2}} r_k^2 \dot{s}$; τ_s – предел текучести на сдвиг; μ – коэффициент вязкости.

Мощность сил внешнего трения складывается из мощностей сил трения в зонах I и II и равна

$$N_{\text{тр}} = \eta \tau_s \pi \dot{s} \operatorname{ctg} \alpha \left[r_k^2 \ln \frac{r_k^2}{r_1 r_2} + \operatorname{ctg} \alpha \frac{r_1^2 + r_2^2 - 2r_k^2}{2} \right], \quad (4.4)$$

По теореме о рассеянной энергии [88]

$$N_{\text{вн}} + N_{\text{тр}} = P_{\text{в}} V_{\text{в}} + F \dot{s}, \quad (4.5)$$

где $P_{\text{в}}$ и $V_{\text{в}}$ – сила и скорость волочения соответственно; F – сила воздействия полуволоок на заготовку в очаге деформации, действующая вдоль оси концентратора,

$$F = \pi \sqrt{\frac{3}{2}} r_k^2 \operatorname{ctg} \alpha \left[\tau_s \ln \frac{r_2}{r_1} + \mu \frac{1}{3} \sqrt{\frac{3}{2}} r_k^2 \dot{s} \frac{r_2^3 - r_1^3}{r_1^3 r_2^3} \right] + \eta \tau_s \pi \operatorname{ctg} \alpha \left[r_k^2 \ln \frac{r_k^2}{r_1 r_2} + \operatorname{ctg} \alpha \frac{r_2^2 + r_1^2 - 2r_k^2}{2} \right] - P_n \frac{\operatorname{ctg} \alpha}{2} \left[1 - \frac{r_k^2}{r_1^2} \right] \quad (4.6)$$

Для определения положения критического сечения запишем уравнения равновесия для очага деформации:

$$P_n = P \sin \alpha + F_{\text{тр}} \cos \alpha; \quad (4.7)$$

$$F = P \cos \alpha - F_{\text{тр}} \sin \alpha$$

или

$$F + F_{\text{тр}} / \sin \alpha = P_n \operatorname{ctg} \alpha.$$

Сила трения на внутренней поверхности очага деформации равна

$$F_{\text{тр}} = \eta \tau_s \int_A dA = \eta \tau_s \pi \operatorname{ctg} \alpha r_1^2 \left[2 \frac{r_k^2}{r_1^2} - \frac{r_2^2}{r_1^2} - 1 \right]. \quad (4.8)$$

Из уравнений (4.6)–(4.8), задавая силу волочения и определяя скорость на выходе из волокна по формуле (4.1), найдем положение критического сечения r_k . Как показано в работе [86], при волочении через разъемную волоку может осуществляться такой режим волочения, когда деформирование происходит в основном за счет энергии ультразвука, при котором сила волочения мала. Ограничиваясь этим наиболее важным случаем и полагая $P_n = 0$, получим уравнение для нахождения r_k

$$\begin{aligned} & \frac{r_k^2}{r_1^2} \ln \left(\frac{r_k^2}{r_1^2} \right) \frac{r_1}{r_2} + \frac{\operatorname{ctg} \alpha}{2} \left(\frac{r_2^2}{r_1^2} + 1 - 2 \frac{r_k^2}{r_1^2} \right) + \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{r_k^2}{r_1^2 \eta} \ln \frac{r_2}{r_1} + \\ & + \frac{1}{2} \frac{\mu \dot{s}}{\eta \tau_s} \left(\frac{r_k^2}{r_1^2} \right)^2 \frac{r_2^3 - r_1^3}{r_1 r_2^3} + \frac{1}{\sin \alpha} \left[2 \frac{r_k^2}{r_1^2} - \frac{r_2^2}{r_1^2} - 1 \right] = 0. \end{aligned} \quad (4.9)$$

Рассматривая процесс волочения через разъемную волоку как соударение абсолютно жестких полуволокон с вязкопластическим промежуточным элементом, придем к уравнению [89]

$$m\ddot{s} + G - F = 0. \quad (4.10)$$

Для упрощения рассмотрим прослойку как жесткопластическую, тогда сила F не зависит от скорости сближения волокон. Решение уравнения (4.10) имеет вид:

$$s = \frac{F - G}{2m} t^2 - V_0 t + h. \quad (4.11)$$

При начальных условиях: $t = 0$; $s = h$; $\dot{s} = -V_0$, где h – величина подачи материала в очаг деформации за период колебаний; V_0 – относительная скорость сближения полуволокон в начальный момент соударения.

Используя уравнение (4.11), найдем время удара и коэффициент восстановления:

$$t_y = \frac{V_0 - \sqrt{V_0^2 - 2h(F - G)/m}}{F - G} m; \quad (4.12)$$

$$R = 2\sqrt{1 - 2h(F - G)/mV_0^2} - 1. \quad (4.13)$$

Как видно из выражений (4.12) и (4.13), время удара t_y и коэффициент восстановления R зависят от скорости соударения полуволокон, величины подачи, силы поджатия, геометрии очага деформации, сил трения и массы полуволоки. На рис. 57 представлены зависимости времени удара и коэффициента восстановления от скорости сближения полуволокон, рассчитанных по формулам (4.12), (4.13), со следующими значениями конструктивных и технологических параметров, характерных для эксперимента [86, 87]: $m = 0,02$ кг; $c_1 = 10^5$ Н/м; $\xi = 0,02$; $a = 10$ мкм; $\omega = 4\pi \cdot 10^4$ рад/с; $r_1 = 0,3$ мм; $r_2 = 0,39$ мм; $V_0 = 0,1$ м/с; $\tau_s = 9,2 \cdot 10^7$ Н/м²; $\eta = 0,2$; $\alpha = 8$.

Отметим, что время соударения меньше периода ультразвука, когда коэффициент восстановления мало отличается от единицы, и в этой области выполняются приближения теории.

Предположим, что в нашей системе установилось периодическое движение, сопровождающееся соударениями с частотой, равной или кратной частоте ультразвука. Запишем законы движения в интервале между соударениями для верхней полуволокны, закрепленной на торце концентратора:

$$x = \sin(\tau + \varphi) \quad (4.14)$$

и для нижней полуволокны, прикрепленной к пружине:

$$\chi = \sigma + c \sin(\xi\tau + \psi). \quad (4.15)$$

Здесь введены безразмерные величины:

$$x = \frac{x^*}{a}; \quad \chi = \frac{\chi^*}{a}; \quad \tau = \omega t; \quad \xi = \omega_0 / \omega; \quad \sigma = Q/a; \quad c = c^*/a, \quad (4.16)$$

где x^* и χ^* – координаты соударяющихся поверхностей верхней и нижней полуволокон, отсчитанные от положения статического равновесия при включении ультразвука; a и ω – амплитуда и частота ультразвуковых колебаний; Q – величина начального натяга; ω_0 и c^* – собственная частота и амплитуда колебаний нижней полуволокны на пружине.

Начало отсчета времени совместим с моментом соударения. Координаты и скорости нижней полуволокны на пружине и верхней полуволокны, прикрепленной к концентратору на границах интервала безударного движения, связаны условиями периодичности:

$$\begin{aligned} x = \chi = \chi_c; \quad \dot{x} = \cos\varphi; \quad \dot{\chi} = V; \quad \tau = 0; \\ x = \chi = \chi_c; \quad \dot{x} = \cos\varphi; \quad \dot{\chi} = U; \quad \tau = 2\pi l. \end{aligned} \quad (4.17)$$

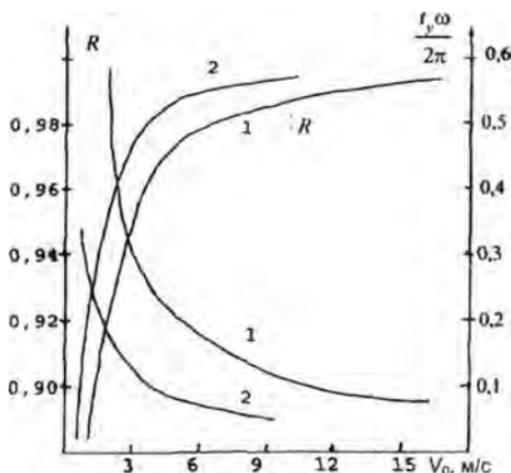


Рис. 57. Зависимость времени удара и коэффициента восстановления от скорости сближения полуволокон: 1 – $G = 10$ Н; 2 – 80 Н

Здесь U и V – скорости полуволокны до и после соударения с концентратором; l – коэффициент кратности режима.

Значения U и V связаны со скоростью концентратора в момент соударения и с коэффициентом восстановления R уравнением удара

$$V - \cos \varphi = -R(U - \cos \varphi). \quad (4.18)$$

Пользуясь условиями (4.17) и уравнением удара (4.18), найдем c и ψ , соответствующие периодическому движению системы:

$$c = \frac{1+R}{1-R} \frac{\cos \varphi}{\xi \cos \psi}; \quad \psi = \pi(n + \frac{1}{2} - l\xi); \quad (4.19)$$

$$\varphi_{1,2} = \arcsin \frac{\sigma \mp b\sqrt{b^2 - \sigma^2 + 1}}{b^2 + 1}; \quad b = -\frac{1+R}{1-R} \frac{1}{\xi} \operatorname{ctg} \pi l \xi, \quad (4.20)$$

где n – целое число, однозначно определяемое условием $|\psi| < \pi/2$, вытекающим из положительности импульса, передаваемого концентратором поджатой полуволокне. Области существования и устойчивости субгармонических режимов определяются следующими неравенствами:

$$\xi l < 0,5; \quad \frac{\operatorname{ctg} \pi l \xi}{\xi} \geq \frac{1-R}{1+R} \sqrt{\sigma^2 - 1}; \quad R^2 < 1; \quad -1 - R^2 < d < 1 + R^2, \quad (4.21)$$

где

$$d = 2R \cos 2\pi l \xi + \frac{1-R^2}{2\xi} \sin 2\pi l \xi \operatorname{tg} \varphi - (1+R)^2 \cos^2 \pi l \xi.$$

Из неравенства (4.21) следует, что устойчивый режим осуществляется с фазой удара

$$\varphi_1 = \arcsin \frac{\sigma - b\sqrt{b^2 - \sigma^2 + 1}}{b^2 + 1}. \quad (4.22)$$

При этом скорости нижней полуволокны до и после соударения равны по абсолютной величине и определяются выражением

$$U = -V = \frac{1+R}{1-R} \frac{\sigma b + \sqrt{b^2 - \sigma^2 + 1}}{b^2 + 1}. \quad (4.23)$$

В нашем рассмотрении условие $R^2 < 1$ наряду с выражением (4.13) дает верхнюю оценку для величины статического поджатия $G \leq F$, означающую, что пластическое деформирование не может осуществляться под действием только статической силы.

На рис. 58 показаны области существования и устойчивости, рассчитанные для значений R , близких к единице, из неравенств (4.21), и дана верхняя граница $G = F$ для различных субгармонических режимов. Из рисунка видно, что с увеличением номера субгармоники области существования и устойчивости сужаются и смещаются в сторону уменьшения безразмерной собственной частоты. Отметим, что в [90] построены области существования и устойчивости рассматриваемой системы при малых поджатиях $\sigma \geq -1$.

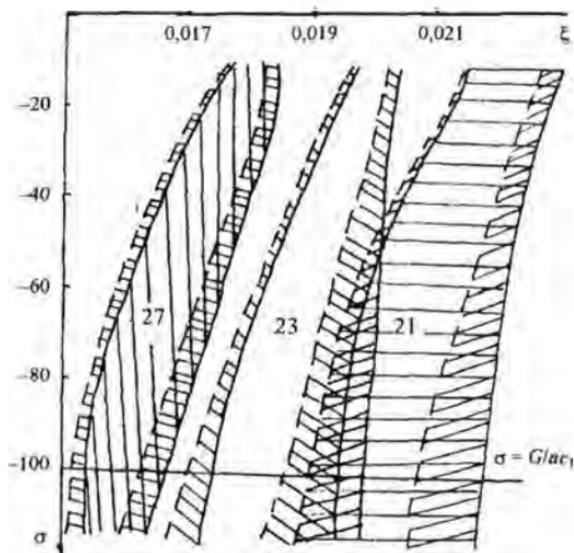


Рис. 58. Области существования и устойчивости субгармонических режимов. Граница $G = F$ построена для значения $a = 10$ мкм. Сплошной линией показаны границы области для $R = 0,90$, пунктирной — $R = 0,99$, расплывание границ для изменения R в пределах $R = 0,90-0,99$ — наклонной штриховкой. Область существования и устойчивости субгармоники $l = 21$ показана горизонтальной штриховкой; $l = 27$ — вертикальной; $l = 23$ — не заштрихована

Решая уравнения (4.13), (4.21)–(4.23) методом последовательных приближений, найдем параметры виброударного процесса и величину G коэффициента восстановления для различных субгармонических режимов. Задавая в качестве нулевого приближения

значение коэффициента восстановления R , близкое к единице, из графика (рис. 57) находим величину V_0 при заданной подаче материала. Зная V_0 и ξ , с учетом (4.22) подбираем значения σ и l в области устойчивости и существования (рис. 58) и находим следующее приближение для R . Расчет повторяем до тех пор, пока относительное изменение скорости движений нижней полуволоки не станет меньше ранее заданной величины 10^{-5} . Расчеты проводились на ЭВМ, заданная точность достигалась за 15–20 приближений. Результаты расчетов представлены в табл. 2, где приведены значения параметров виброударного процесса для $l = 23$ при разных амплитудах колебаний концентратора и одинаковом статическом поджатии. Существование 23-го субгармонического режима при разных σ следует из рис. 58. Отметим, что с увеличением амплитуды уменьшается фаза удара (т. е. ударная скорость концентратора приближается к максимальной для данной амплитуды при $\varphi = 0$). Несмотря на то, что амплитуды колебаний концентратора в указанных режимах различаются почти на порядок, скорости концентратора в момент удара почти одинаковы, что приводит к близким значениям скорости подлета и максимальному отклонению нижней полуволоки.

Таблица 2

Параметры субгармонического режима $l = 23$ при $G = 20$ Н и $V_n = 0,1$ м/с
(W – скорость торца концентратора в момент удара)

a , мкм	φ^0	R	$t_y \omega / 2\pi$	c^* , м	W , м/с
19	89	0,989	0,18	$17,5 \cdot 10^{-4}$	0,025
2	82	0,985	0,20	$15,7 \cdot 10^{-4}$	0,033

Перекрытие областей существования и устойчивости различных субгармонических режимов (рис. 58) указывает на многорежимность процесса ультразвукового волочения при одних и тех же конструктивных (m , c_1), технологических (σ , V_n) параметрах. Из всех возможных режимов, удовлетворяющих условиям существования и устойчивости, наиболее эффективным является такой, при котором скорость концентратора в момент удара и частота соударений максимальны (т. е. $\varphi = 0$, l – минимальное), так как в этом

случае энергия ультразвуковых колебаний используется наиболее полно. Такой субгармонический режим всегда существует и устойчив, поскольку условия (4.21) выполняются, если в выражении (4.22) положить $\varphi = 0$. Из (4.22) найдем безразмерное поджатие для оптимального режима

$$\sigma = \frac{1+R}{1-R} \frac{1}{\xi} \operatorname{ctg} \pi l \xi \quad (4.24)$$

Уравнение (4.24) наряду с условиями (4.21) и (4.22) позволяет рассчитывать параметры оптимального режима с учетом конструктивных особенностей установки (масса инструмента, жесткость пружины) и технологических условий процесса (амплитуда ультразвука, скорость волочения, сила поджатия). Отметим, что для приведенных значений параметров оптимальный режим не достигается, однако из представленных в табл. 2 режимов с $a = 19$ и 2 мкм последний является более экономичным.

4.2. Оптимизация процесса волочения проволоки в разомкнутых ультразвуковых системах

Рассмотрим возможности достижения максимальной производительности на примере ультразвукового волочения через разъемную матрицу [73, 110].

На рис. 59 представлена экспериментальная зависимость усилия волочения P_v от статического поджатия колебательной системы при волочении через разъемную волоку.

Как видно из рисунка, для каждого материала существует оптимальное значение статического поджатия, при котором усилие волочения минимально. При уменьшении статической нагрузки усилие волочения возрастает. Это связано с тем, что усилие прижима недостаточно для пластической деформации материала и деформирование происходит в основном за счет тянущего усилия. Кроме того, при малых усилиях прижима образуется большой заусенец по плоскости разъема волоки, что приводит к искажению профиля получаемого изделия. Силы трения в заусенце увеличивают усилие волочения, а повышение статического поджатия также приводит к

возрастанию усилия волочения, что обусловлено нарушением резонансного режима работы колебательной системы.

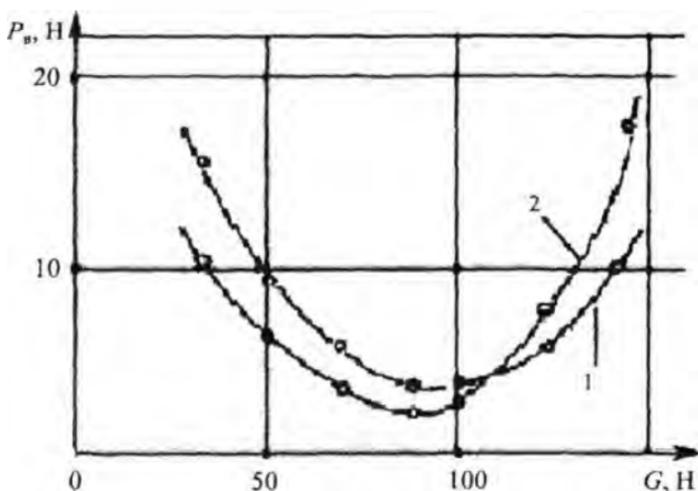


Рис. 59. Зависимость усилия волочения от статической силы поджатия: 1 – для сверхчистого алюминия 99,999; 2 – для припоя ПОС-30-2; степень обжатия – 40 %; скорость волочения – 0,1 м/с

На рис. 60 приведены кривые изменения усилия волочения от скорости протягивания для различных степеней обжатия.

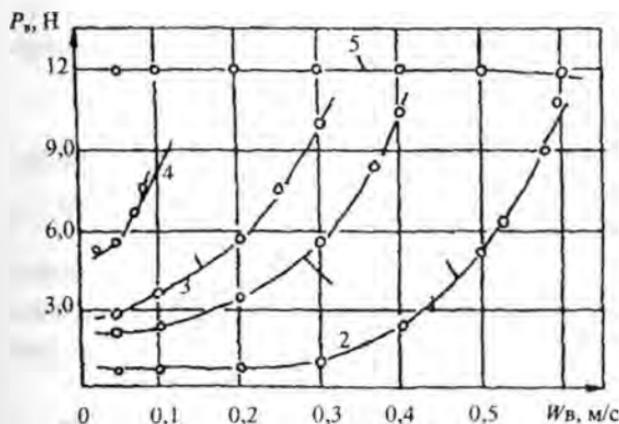


Рис. 60. Зависимость усилия волочения от скорости протяжки Al 99,999 для переходов: 0,78–0,72 (1, 5); 0,78–0,6 (2); 0,78–0,45 (3); 0,78–0,35 (4); 1, 2, 3, 4 – волочение через разъемную волоку с наложением ультразвука; 5 – волочение без наложения ультразвука

Анализ экспериментальных данных свидетельствует о сложной зависимости между технологическими и акустическими параметрами.

рами, влияющими на производительность процесса волочения через разъемную волоку, что в свою очередь затрудняет экспериментальный выбор наиболее производительных режимов волочения металлов и сплавов.

Проанализируем теоретически влияние акустических и технологических параметров на процесс волочения через разъемную волоку [149]. Для этого рассчитаем усилие сопротивления пластической деформации D исходя из условий в очаге деформации. В течение периода колебаний системы процесс обработки можно разделить на два этапа: подача в очаг деформации и деформирование материала. Средняя скорость деформирования материала в направлении оси концентратора W за время деформирования t_1 равна

$$W = \frac{a_v - \Delta}{t_1}, \quad (4.25)$$

где Δ – значение координаты относительного движения контактирующих торцов колебательной системы в начальный момент взаимодействия с обрабатываемым материалом.

Пластическое деформирование металла в очаге деформации при соударении половинок матрицы, которые прикреплены к контактирующим торцам, рассчитано в [73] и описано в предыдущем параграфе. Согласно соотношению между скоростью волочения и скоростью сближения половинок матрицы, полученному в работе [73], найдем среднюю скорость волочения W_a за время деформирования t_1 :

$$W_a = \frac{W}{2} \operatorname{ctg} \alpha \left[\left(\frac{r_k}{r_1} \right)^2 - 1 \right], \quad (4.26)$$

где α – полуугол конусности матрицы; r_k – радиус критического сечения, от которого движение металла осуществляется в стороны сужения и расширения конуса; r_1 – радиус выходного отверстия матрицы.

В 4.1 получена система двух уравнений, позволяющая определить r_k и D в зависимости от степени обжатия, силы волочения, коэффициента трения и геометрии очага деформации:

$$D = \pi \sqrt{\frac{3}{2}} r_k^2 \operatorname{ctg} \alpha \tau_s \ln \frac{r_2}{r_1} + \eta \tau_s \pi \operatorname{ctg} \alpha \left[r_k^2 \ln \frac{r_k^2}{r_1 r_2} + \operatorname{ctg} \alpha \frac{r_2^2 + r_1^2 - 2r_k^2}{2} \right] -$$

$$- P_b \frac{\operatorname{ctg} \alpha}{2} \left[\frac{r_k^2}{r_1^2} - 1 \right];$$

$$D + \eta \tau_s \pi \frac{\operatorname{ctg} \alpha}{\sin \alpha} r_1^2 \left[2 \frac{r_k^2}{r_1^2} - \frac{r_2^2}{r_1^2} - 1 \right] = P_b \operatorname{ctg} \alpha,$$

где r_2 – радиус входного отверстия матрицы; η – коэффициент трения между обрабатываемым металлом и матрицей; P_b – сила волочения; τ_s – предел текучести на сдвиг.

Полагаем, что материал поступает в очаг деформации со средней скоростью волочения, тогда подача материала в очаг деформации в направлении колебаний за время t_2 равна $\frac{(a_v - \Delta)}{2}$, т. е.

$$t_2 W_b \operatorname{tg} \alpha = \frac{(a_v - \Delta)}{2}. \quad (4.27)$$

Учитывая (4.25)–(4.27) и то, что $t_1 + t_2 = T$, где T – период ударных колебаний, найдем:

$$t_1 = T \left[1 - \left(\frac{\ddot{r}_1}{r_k} \right)^2 \right]; \quad t_2 = T \left(\frac{r_1}{r_k} \right)^2. \quad (4.28)$$

Среднюю скорость волочения рассчитаем из (4.27) с учетом (4.28) и соотношения $\frac{\Delta}{a_v} = \cos \left(\frac{2\pi \delta_G}{D_0} \right)$, полученного в [105]:

$$W_b = \operatorname{ctg} \alpha \frac{a_v \omega}{4\pi} \left(\frac{r_k}{r_1} \right)^2 \left(1 - \cos \frac{2\pi \delta_G}{D_0} \right). \quad (4.29)$$

Амплитуда колебаний половинок матрицы a_v существенно зависит от величины поджатия G . В случаях малых поджатий G и малых усилий D деформирования металла, что соответствует тонкой

проволоке из мягких материалов, изменением амплитуды можно пренебречь. Тогда из уравнения (4.29) найдем оптимальную силу поджатия и максимальную скорость волочения:

$$G = \frac{D}{2}; \quad W_{\text{в}} = \text{ctg} \alpha \frac{a_v \omega}{2\pi} \left(\frac{r_k}{r_1} \right)^2 \quad (4.30)$$

Следует отметить, что для эффективного волочения труднодеформируемых металлов нужно осуществлять резонансную настройку системы под нагрузкой. На рис. 61 с учетом (2.29) и (2.31) построена зависимость скорости волочения от усилия прижима. Откуда видно, что функция имеет максимум. Исключая из выражения (4.29) амплитуду a_v с помощью выражения (2.29) из условия

$\frac{dW_{\text{в}}}{d\delta_G} = 0$ найдем усилие прижатия G , при котором скорость волочения максимальна:

$$G = \frac{EF}{4l} \sqrt{\frac{a_{10}^* \psi D_0 \pi}{8}}; \quad (4.31)$$

$$W_{\text{max}} = \text{ctg} \alpha \left(\frac{r_k}{r_1} \right)^2 \frac{a_{10}^{*2} \psi^2 \xi c \pi^2}{8192 D_0 B l}. \quad (4.32)$$

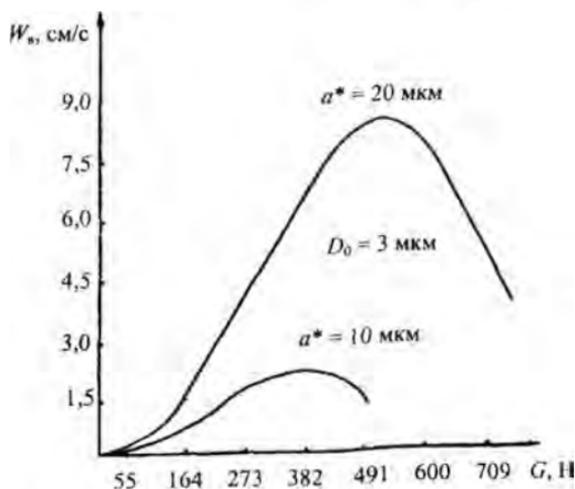


Рис. 61. Зависимость скорости волочения от усилия прижатия

Наличие оптимальной силы поджатия, при которой скорость волочения максимальна, объясняется тем, что с увеличением статического усилия поджатия G повышается сила удара, что в свою очередь дает возможность увеличить степень обжатия металла. Но с ростом усилия поджатия падает амплитуда колебаний контактирующих торцов колебательной системы, что приводит к уменьшению силы удара. Эти два противоположных процесса и определяют оптимальную силу поджатия в зависимости от конструктивных параметров ультразвуковой установки и материала проволоки. Полученные зависимости для оптимальной силы поджатия и скорости волочения позволяют определить наиболее производительный режим волочения в зависимости от технологических и акустических параметров колебательной ультразвуковой системы, что можно проиллюстрировать на примере: $\alpha = 8^\circ$; степень обжатия $\varepsilon = 69\%$; $r_1 = 0,5$ мм; $\delta_s = 520$ мПа; $P_b = 0,8\delta_s \pi r_1^2 = 327$ Н; $D = 2720$ Н; $\frac{r_k}{r_1} = 1,43$; $\delta_p = 0,15$ мкм; $\delta_G = 0,94$ мкм.

Из соотношения (4.31) находим $G = 340$ Н, из (2.31) – $\xi = 0,61\pi$, а из (4.32) следует $W_{\max} = 1$ м/мин. Необходимое запаздывание рассчитаем из условия: $\tau = \frac{3\pi}{2\xi}$; $t_0 = 3,6 \cdot 10^{-5}$ с. Следует отметить, что предложенная схема возбуждения и стабилизации ударных режимов дает возможность работать при усилиях прижима $\delta_G > \frac{\delta_p}{4}$, что невозможно получить при возбуждении магнестрикционного преобразователя от генератора.

4.3. Исследование силовых параметров процесса волочения с наложением продольных ультразвуковых колебаний

При волочении проволоки из стали 30Х13 в задачу исследования не входило определение максимальных частных обжатий за проход, а исследовались возможности увеличения суммарного обжатия до промежуточного отжига.

Проведен сравнительный анализ процесса волочения проволоки из стали 30X13 с исходным диаметром 1 мм с наложением продольных ультразвуковых колебаний на волоку и без наложения ультразвука. В результате проведенных экспериментов показано, что при волочении в обычных условиях (без УЗК) независимо от степени обжатия за один проход и скорости волочения ($0,1 \text{ м/с} \leq v_v \leq 3 \text{ м/с}$) удается протягивать проволоку без промежуточных отжигов до диаметра 0,31–0,29 мм и достичь суммарной степени обжатия $\varepsilon \approx 90,4 \%$ или суммарной вытяжки $\lambda = 11,1$. Предел прочности при этом достигает $\delta_b = 1,80 \pm 0,02 \text{ кН/мм}^2$.

При волочении с наложением продольных ультразвуковых колебаний на инструмент проводились исследования по выяснению влияния угла волоки, степени деформации, амплитуды колебаний и скорости волочения на достижение максимальной суммарной вытяжки до промежуточного отжига. Как известно [2], ультразвуковые колебания вызывают целый комплекс сложных явлений, протекающих в очаге деформации. Расположение очага деформации в пучности продольных смещений способствует снижению сил контактного трения, что смещает зону оптимальных углов в сторону меньших значений. Однако уменьшение неравномерности деформаций при волочении с наложением ультразвуковых колебаний способствует смещению зоны оптимальных углов в сторону больших значений. С увеличением единичных обжатий величина поглощаемой металлом акустической энергии повышается. Возрастает она и при увеличении угла волоки. Это приводит к более интенсивному упрочнению или разупрочнению и способствует перемещению зоны оптимальных углов в сторону больших значений. Совместное действие всех перечисленных факторов определяет зону оптимальных углов при волочении разных материалов с различными единичными обжатиями.

Изучение влияния степени деформации за один проход показало, что с увеличением степени обжатия повышается интенсивность процессов упрочнения-разупрочнения в проволоке, но большая степень обжатия понижает коэффициент запаса прочности и затрудняет заправку проволоки в волоку. При составлении маршрута

волочения на основании проведенных исследований рекомендуется выбирать степень единичного обжатия 20–26 %. При указанной степени единичного обжатия зона оптимальных углов входного конуса волокна составляет 20–25°, что выше, чем при волочении без ультразвука. Дальнейшее увеличение угла входного конуса волокна приводит к росту неравномерности деформации по сечению и ухудшает качество поверхности.

Известно, что амплитуда колебаний волокна ограничена конструктивными особенностями колебательной системы, но чем больше амплитуда колебаний в очаге деформации, тем сильнее влияет ультразвук на процессы упрочнения и разупрочнения [22]. Ввод ультразвуковой энергии высокой интенсивности может привести к разрушению проволоки. С учетом всех этих факторов при волочении проволоки из стали 30Х13 исходного диаметра 1 мм на диаметр 0,1 мм рекомендуется поддерживать амплитуду ультразвуковых колебаний в пределах $a = 10\text{--}15$ мкм. Исследования влияния скорости волочения на механические свойства проволоки показали наличие оптимального соотношения скорости волочения и колебательной скорости волокна. Как показали эксперименты, при $\frac{v_v}{a\omega} \approx \frac{2}{3}$

ультразвуковая колебательная система наилучшим образом согласуется с нагрузкой и в этом случае в проволоке наиболее интенсивно протекают процессы упрочнения и разупрочнения. На рис. 62 приведены кривые упрочнения при волочении проволоки, а на рис. 63 показана зависимость предела прочности от скорости волочения. Каждой точке на графиках соответствует среднее значение из пяти механических испытаний на растяжение. Отметим, что наложение продольных ультразвуковых колебаний и волочение с оптимальной скоростью позволяют достичь суммарной степени обжатия $\epsilon = 98$ % или вытяжки $\lambda \approx 51$ без промежуточных отжигов.

Известно [111], что в зависимости от исходного состояния металла (отожженный или предварительно упрочненный) приложение циклических напряжений может вызвать соответственно либо упрочнение, либо разупрочнение. Можно полагать, что часть упрочнения обусловлена образованием точечных дефектов, а другая часть связана, видимо, как и при знакопостоянной пластической

деформации, с повышением плотности дислокаций. При упрочнении, связанном с наличием точечных дефектов, механизм основан на том, что вакансии и вакансионные скопления представляют собой препятствия для дислокаций. Препятствия затрудняют начало движения (но не процесс движения) дислокаций, что обуславливает упрочнение металла. Большое значение имеет для процессов упрочнения и разупрочнения наличие примесей и их взаимодействие с дислокациями. При одновременном воздействии циклических и статических напряжений плотность подвижных дислокаций экспоненциально увеличивается с повышением ультразвуковых и статических напряжений. Процесс разупрочнения в основном регулируется вакансионным механизмом и закреплением дислокаций.

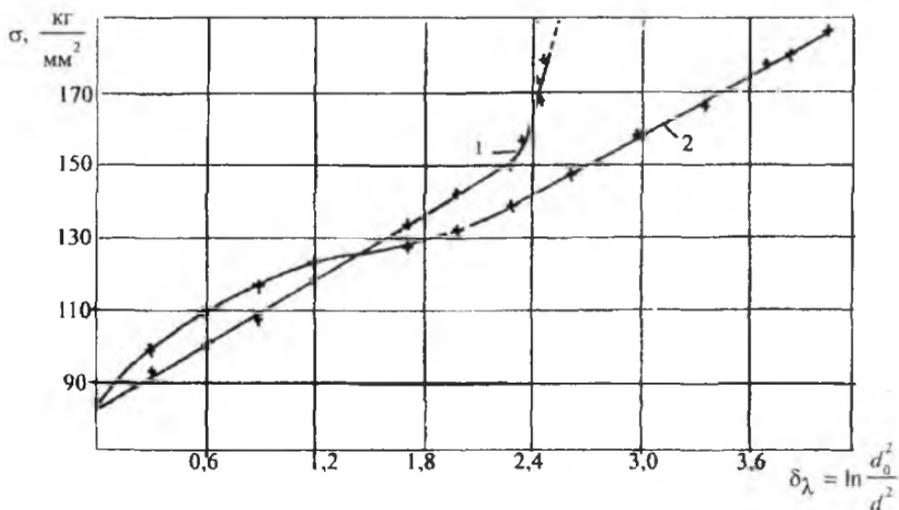


Рис. 62. Кривые упрочнения при волочении стали 30Х13: 1 – без наложения ультразвука; 2 – с наложением ультразвука; $a = 10$ мкм; $v_a = 1$ м/с

Анализ рис. 62 показывает, что при волочении проволоки из стали 30Х13 с наложением продольных ультразвуковых колебаний в области деформаций $0 \leq \delta_\lambda \leq 0,6$ металл упрочняется более интенсивно, чем при волочении в обычных условиях. В области деформаций $0,6 \leq \delta_\lambda \leq 1,3$ при волочении с ультразвуком процесс разупрочнения идет более интенсивно, чем процесс упрочнения,

а в области деформаций $1,3 \leq \delta_\lambda \leq 1,6$ скорости процессов упрочнения и разупрочнения примерно равны. При деформации $1,6 \leq \delta_\lambda \leq 3,8$ интенсивность упрочнения для стали 30X13 опережает интенсивность разупрочнения. Анализ рис. 63 свидетельствует о наличии

оптимальной скорости волочения при прочих одинаковых параметрах. Это связано с амплитудой ультразвуковых напряжений, которые создаются в проволоке при волочении. При малых скоростях волочения

$\frac{v_B}{a\omega} \leq 0,1$ в проволоку

вводится небольшая часть акустической энергии, и циклические напряжения в проволоке оказываются незначительными,

поэтому они практически не влияют на свойства материала. При достаточно больших скоростях волочения с наложением продольных ультразвуковых колебаний $\frac{v_B}{a\omega} > 0,9$ ультразвук становится неэффективным [28] и процесс приближается к обычному волочению.

Рассмотрим реологическую модель процесса волочения с наложением продольных ультразвуковых колебаний на инструмент [150]. Здесь рассеянием ультразвуковой энергии в проволоке пренебрегаем. На рис. 64 приведена диаграмма «удлинение—сила», которая позволяет связать усилие деформирования Φ с перемещением u и скоростью \dot{u} инструмента. На диаграмме: 1 – упругая зона

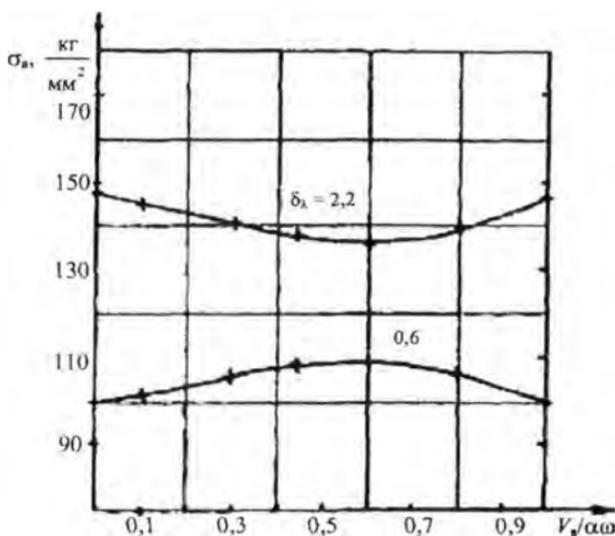


Рис. 63. Зависимость предела прочности для стали 30X13 от соотношения между скоростью волочения и колебательной скоростью при $a = 10$ мкм

$$\beta = \frac{q}{\omega\pi} [1,5 - \alpha - 0,5\alpha^2]. \quad (4.36)$$

Из рис. 64 видно, что величина остаточной деформации за один период колебаний равна $h = a - \Delta - \frac{D}{q} = a(1 - \alpha)$. В этом случае средняя скорость пластического деформирования будет

$$v_n = \frac{2h}{T} = \frac{a\omega(1 - \alpha)}{\pi}. \quad (4.37)$$

При резонансной настройке колебательной системы без учета рассеяния ультразвуковой энергии в проволоке из (2.24) с учетом (4.36) найдем амплитуду колебаний волокна под нагрузкой

$$a = \frac{\delta_p}{B + \frac{lq(1,5 - \alpha - 0,5\alpha^2)}{EF\pi}}. \quad (4.38)$$

Исключая из (4.37) амплитуду колебаний волокна под нагрузкой с помощью (4.38), найдем скорость волочения

$$v_n = \frac{\omega\delta_p(1 - \alpha)}{\pi \left[B + \frac{lq(1,5 - \alpha - 0,5\alpha^2)}{EF\pi} \right]}. \quad (4.39)$$

Анализ (4.39) показывает, что это монотонно убывающая функция на отрезке $-1 \leq \alpha \leq 1$, следовательно, максимальная скорость волочения при $\alpha = -1$ будет равна

$$v_n^{\max} = \frac{2\omega\delta P}{\pi \left(1 + \frac{2lq}{EF\pi B} \right) B}. \quad (4.40)$$

При $\alpha = -1$ выражения (4.33) и (4.34) примут вид:

$$P_n = D - \frac{qa}{2}; \quad (4.41)$$

$$k = \frac{q(2\pi + 3)}{4\pi}. \quad (4.42)$$

Оценим изменение частоты колебательной системы под нагрузкой. Из (2.22) и (4.42) получим уравнение скелетной кривой:

$$\xi \operatorname{ctg} \xi + \frac{l}{EF} \frac{E_n F_n}{l_n} \frac{(2\pi + 3)}{4\pi} = 0. \quad (4.43)$$

При $E_n = E$; $l = 6 \cdot 10^{-2}$ м; $l_n = 0,6$ м; $F = 10^{-4}$ м²; $F_n = 7,9 \cdot 10^{-7}$ м² из выражения (4.43) найдем, что частота под нагрузкой при волочении проволоки диаметром $d = 1$ мм изменится примерно на 6 Гц по сравнению с холостым ходом, что практически не влияет на резонансную настройку колебательной системы на холостом ходу.

Оценим величину оптимальной скорости волочения. При резонансной настройке колебательной системы на холостом ходу, согласно (2.30): $B = \frac{\pi\psi}{16}$ и $a_0 = \frac{\delta_p}{B}$. При коэффициенте поглощения ультразвука в материале волновода $\psi = 0,05$ и при приведенных выше параметрах волновода и проволоки найдем, что $\frac{2lq}{EF\pi B} \approx 5 \cdot 10^{-2}$. Следовательно, для проволоки диаметром 1 мм и меньше оптимальная скорость волочения согласно (4.40) будет равна

$$v_n^{\max} = \frac{2\omega a_0}{\pi}. \quad (4.44)$$

Следует отметить, что при волочении проволоки со скоростью, определяемой выражением (4.44), в очаг деформации вводится максимальная акустическая энергия, т. е. при такой скорости волочения колебательная система наилучшим образом согласована с нагрузкой, что подтверждается экспериментальными результатами.

На рис. 65 приведена зависимость силы волочения от расстояния между волокой и намоточным барабаном при $a = 20$ мкм и $v_n = 2$ м/с (переход $0,88 \rightarrow 0,76$). Теоретическая кривая построена по

уравнению (4.41). Величина D в выражении (4.41) определялась по одной экспериментальной точке. Отметим, что при волочении медной трубы качественная аналогичная зависимость усилия волочения от пути перемещения захвата машины получена в [28]. Таким образом, сила волочения зависит от акустических, технологических и конструктивных параметров установки и не может являться показателем эффективности волочения проволоки с наложением продольных ультразвуковых колебаний. Таким показателем является только отношение скорости волочения к колебательной скорости волоки (при волочении с продольными колебаниями), которое характеризует согласование ультразвуковой колебательной системы с нагрузкой.

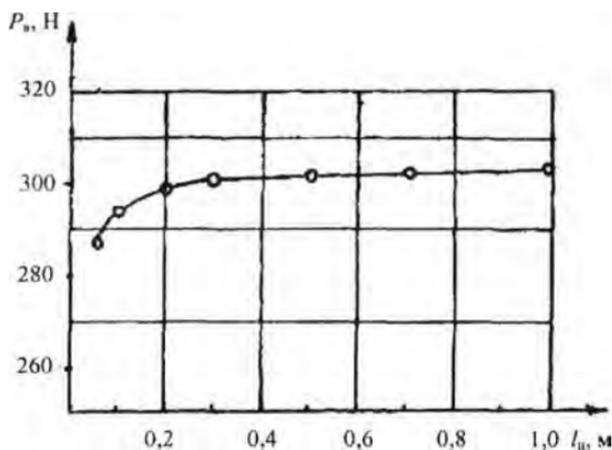


Рис. 65. Зависимость усилия волочения от расстояния между волокой и намоточным барабаном

Для определения правильности теоретических выкладок были проведены экспериментальные исследования процесса волочения проволоки из нержавеющей стали мартенситного класса 30X13 диаметром 0,88 мм, взятой в состоянии поставки с временным сопротивлением разрыву $\sigma_v = 800 \text{ Н/мм}^2$, с наложением ультразвуковых колебаний [150]. Единичная степень деформации составляла 20–25 %, скорость волочения – 0,2–1,2 м/с, амплитуда подводимых ультразвуковых колебаний – 4–20 мкм. После каждого перехода проводили измерения физико-механических свойств полученных

образцов. Предел прочности и относительное удлинение измеряли на универсальной испытательной машине «Инстрон». Электросопротивление определяли мостовым методом при помощи универсального прибора Р4833. Кривые намагничивания и коэрцитивную силу измеряли баллистическим методом [151]. На рис. 66 представлены кривые изменения предела прочности, удельного электросопротивления и коэрцитивной силы для стали 30Х13 в зависимости от величины отношения скорости волочения к колебательной скорости при $a = 10$ мкм. Анализ кривых показывает, что наложение ультразвуковых колебаний в процессе волочения оказывает максимальное воздействие на электрические и механические свойства протягиваемой проволоки при соотношении скорости волочения и колебательной скорости $v_b/a\omega = 2/3$. В этом случае изменение физико-механических свойств, а следовательно, и микроструктуры стальной проволоки, вызванное ультразвуковым воздействием, происходит наиболее интенсивно за счет максимального использования энергии ультразвука.

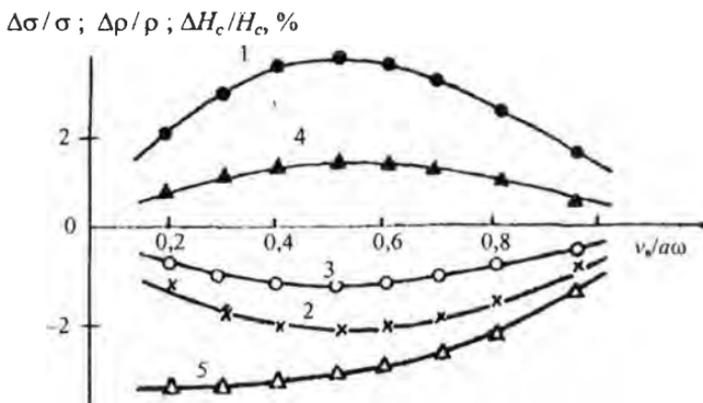


Рис. 66. Изменение физико-механических свойств проволоки, протянутой с ультразвуком: 1 – предел прочности $\Delta\sigma/\sigma$ для $\epsilon = 23$ %; 2 – $\epsilon = 77$ %; 3, 4 – удельное электросопротивление $\Delta\rho/\rho$ для $\epsilon = 23$ и 77 %; 5 – коэрцитивная сила $\Delta H_c/H_c$ для $\epsilon = 23$ %

Идея возможности увеличения производительности за счет повышения вытяжки за проход между промежуточными отжигами была использована при разработке способа изготовления тонкой проволоки из коррозионно-стойких сталей мартенситного класса. Способ защищен авторским свидетельством [148]. Изобретение относится к обработке металлов давлением, а именно к волочению тонкой проволоки из коррозионно-стойких сталей мартенситного класса. Поставленная цель достигается тем, что в способе изготовления тонкой проволоки из коррозионно-стойких сталей мартенситного класса, включающем волочение заготовки в несколько проходов, после волочения до общей вытяжки $\lambda = 3,32-3,59$ волочение в следующих проходах осуществляют с наложением продольных ультразвуковых колебаний, размещая волокна в пучности колебаний. При этом время на осуществление одного перехода для бухты проволоки составляет не более 9 ч, а скорость v_* волочения равна $v_* = 2a\omega/\pi$, где a , ω – амплитуда и круговая частота ультразвуковых колебаний.

Глава 5. ХАРАКТЕРНЫЕ ОСОБЕННОСТИ ВЛИЯНИЯ ВИБРОУДАРНЫХ УЛЬТРАЗВУКОВЫХ КОЛЕБАНИЙ НА ПРОЦЕССЫ СВОБОДНОЙ И ЗАКРЫТОЙ ОСАДКИ, ПЛЮЩЕНИЯ И КОВКИ МЕТАЛЛОВ И СПЛАВОВ

5.1. Влияние воздействия виброударных ультразвуковых колебаний на неравномерность распределения деформаций, микротвердости и микроструктуры в процессах свободной осадки [2]

Деформирование металла при осадке с наложением ультразвуковых колебаний можно проводить по следующим схемам: а) когда деформируемый металл находится в контакте с торцом концентратора (без статической нагрузки) (рис. 67); б) когда деформируемый металл расположен между торцами концентратора и отражателя, где находится пучность смещений стоячей волны замкнутой колебательной системы (рис. 68); в) когда деформируемый металл расположен в месте нахождения пучности напряжений стоячей волны (рис. 69).

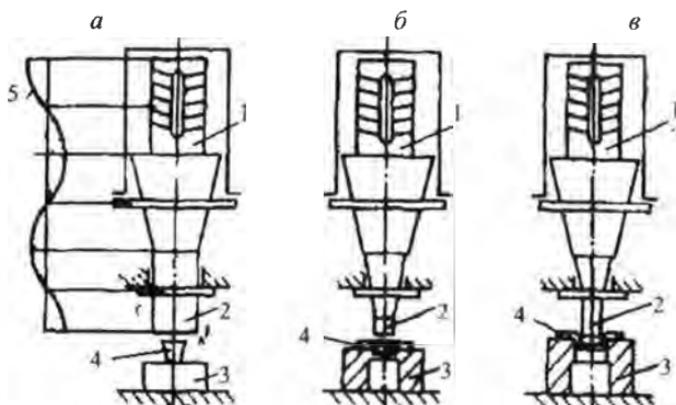


Рис. 67. Разомкнутые колебательные системы для выполнения операций: а – осадки; б – вырубки-пробивки; в – вытяжки; 1 – преобразователь колебаний; 2 – волновод-пуансон; 3 – матрица; 4 – заготовка; 5 – эпюра смещений

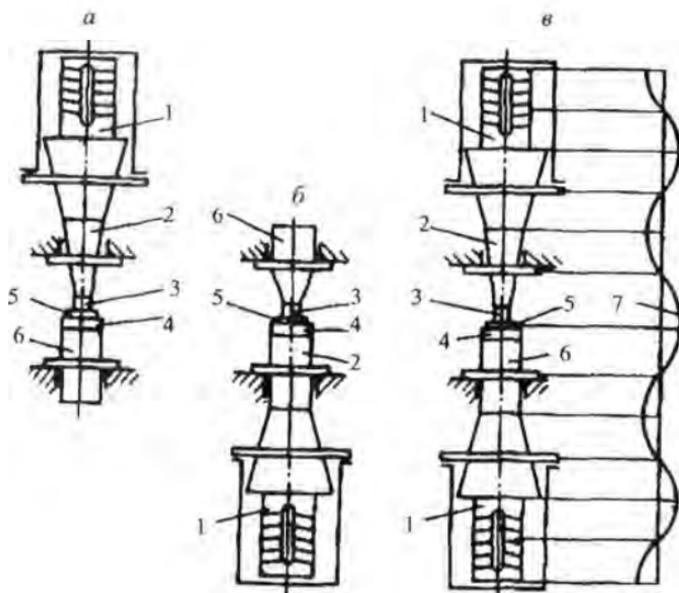


Рис. 68. Замкнутые резонансные колебательные системы с расположением очага деформации в пучности смещений: *а* – колебания совершает пуансон; *б* – матрица; *в* – оба инструмента; 1 – преобразователь колебаний; 2 — волновод; 3 – пуансон; 4 – матрица; 5 – заготовка; 6 – отражатель; 7 – эпюра смещений

В зависимости от схемы подведения энергии ультразвуковых колебаний к осаживаемому металлу изменяются: характер течения, неравномерность распределения деформации и микротвердости по объему образца, сопротивление деформированию и т. д. В связи с этим исследования деформации металлов осадкой проводились при трех схемах введения энергии ультразвука в пластически деформируемый металл.

Изучение влияния ультразвуковых колебаний на закономерности течения металла, распределение деформации и микротвердости при свободной осадке проводили на цилиндрических образцах диаметром 5–15 мм и высотой 5–25 мм из малоуглеродистой стали, армко-железа, технического алюминия, меди и свинца, имеющих различные механические и пластические свойства и отличающихся друг от друга значениями декрементов затухания ультразвуковых волн [152–159].

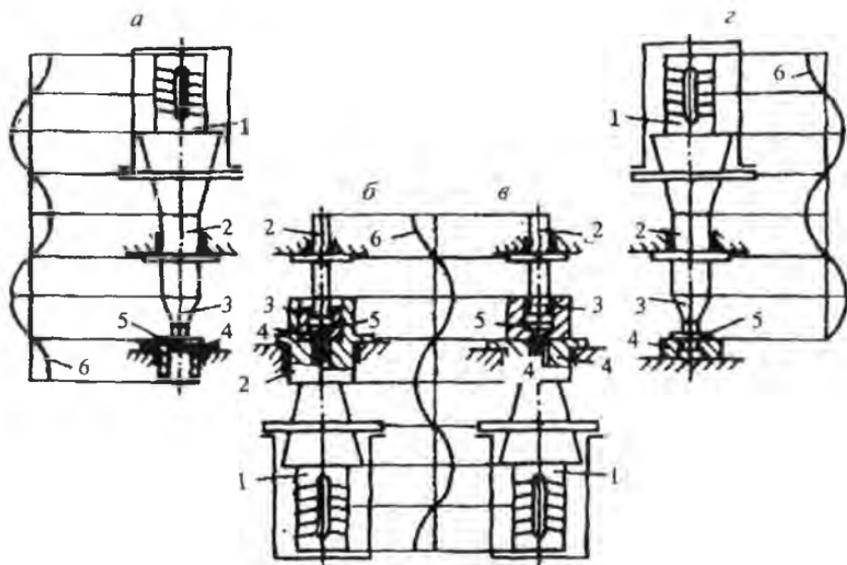


Рис. 69. Колебательные системы с расположением очага деформации в пучности напряжений: а, б, в – замкнутые; г – разомкнутые; 1 — преобразователь колебаний; 2 – волновод; 3 – пуансон; 4 – матрица; 5 – заготовка; 6 – эюра смещений

Исследование неравномерности деформации при осадке в обычных условиях и с наложением ультразвуковых колебаний проводили на свинцовых, медных и алюминиевых образцах диаметром 8–10 мм и высотой соответственно 12 и 15 мм, у которых просверливали отверстия и нарезали резьбу М2,5; М3 и М4 так, чтобы впадины резьбы с одной стороны совпадали с осью образца. Затем в нарезанные отверстия ввинчивали винты из того же материала. Для исследования распределения деформации по всему объему образца отверстия нарезались по диаметру на разных расстояниях от торца.

Свинцовые образцы вытачивали из прессованных прутков. Для изучения распределения деформации свинцовых образцов их изготавливали следующим образом. Цилиндрические прутки после отливки проковывали на молоте. Затем прокованные прутки прокатывали на прокатном стане. В результате такой обработки получали свинцовые листы нужной толщины и с определенными механическими свойствами, из которых вырезали шайбы диаметром 12 мм.

Шайбы паяли сплавом Вуда, наложив друг на друга. Для получения образцов заданных размеров после пайки их обтачивали на токарном станке.

Таким образом, зная толщину одной шайбы и их количество, а также общую высоту образца до деформации и после, можно было судить о степени деформации одной шайбы, находящейся в различных местах образца, и о распределении деформации по всей его высоте.

После деформации образцы разрезали по вертикальной плоскости, проходящей через ось винта, приготавливали микрошлифы и на инструментальном микроскопе измеряли шаг резьбы по всей длине винта. Истинная степень деформации ϵ_n на данном участке образца оценивалась по изменению шага резьбы по формуле

$$\epsilon_n = \frac{h_0 - h}{h_0} \cdot 100 \%, \quad (5.1)$$

где h_0 и h – толщина шайбы или шаг резьбы соответственно до и после деформации.

На основании данных измерений строили кривые, отображающие распределение деформации по высоте образца при осадке в обычных условиях и при наложении ультразвуковых колебаний. Каждую точку для построения кривых определяли как среднее арифметическое результатов измерений, проведенных на пяти образцах.

Для деформации образцов использовали 5-тонную испытательную машину, снабженную устройством для записи индикаторной диаграммы осаживания. При деформации по схеме рис. 67 колебательную систему укрепляли на нижней траверсе испытательной машины таким образом, чтобы торец концентратора являлся нижним бойком, на который устанавливали деформируемый образец, а верхним бойком служила верхняя траверса машины.

Следовательно, на одной и той же испытательной машине можно было производить деформацию исследуемых образцов в обычных условиях и с наложением ультразвуковых колебаний.

На рис. 70–72 представлены результаты исследования распределения деформации по высоте образцов, осажённых в различных условиях.

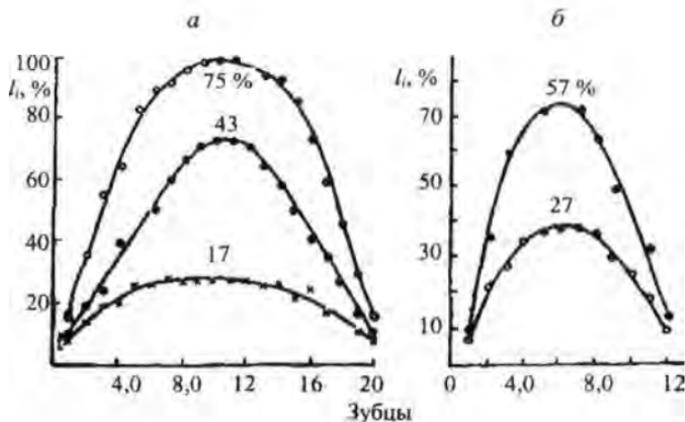


Рис. 70. Распределение деформации по высоте образцов, деформированных в обычных условиях: а – алюминиевого; б – медного (цифры у кривых показывают среднюю степень деформации)

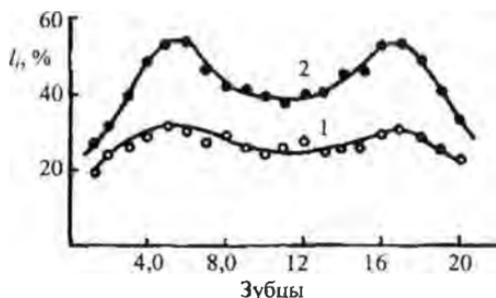
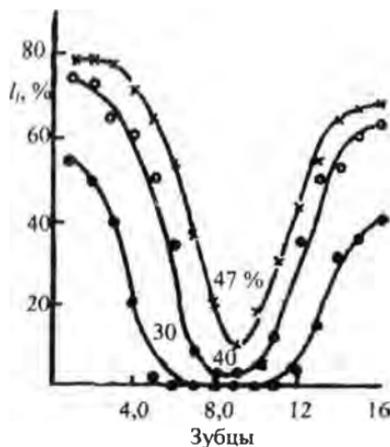


Рис. 71. Распределение деформации по высоте алюминиевого образца при его свободном осаживании

Анализ кривых, полученных при осадке образцов в обычных условиях (рис. 70), показывает, что деформирование сопровождается крайне неравномерным распределением деформации по высоте осаживаемого образца. Ее максимальную степень получает центральная зона образца, а зоны металла, прилегающие к контактным поверхностям, подвергаются наименьшей пластической деформации. Истинные деформации по всему сечению образца возрастают с увеличением ее общей степени. Абсолютные значения истинной степени деформации увеличиваются при этом незначительно у торцовых поверхностей, а в центральной зоне деформируемого образца возрастают очень интенсивно. Поэтому при максимальных об-

ших деформациях разница между ее истинной степенью в центре образца и у торцов достигает значительной величины. Степень неравномерности деформации с повышением общей деформации до 40 % возрастает, а при дальнейшем росте последней ее неравномерность уменьшается. Под степенью неравномерности деформации понимается отношение истинной степени деформации в центре образца, соответствующей определенной величине общей деформации, к этой же величине общей деформации. Эта закономерность наблюдается у всех исследованных металлов.

Рис. 72. Распределение деформации по высоте медных образцов, деформированных с наложением ультразвука при нулевой статической нагрузке (цифры у кривых показывают среднюю степень деформации)



Я. М. Охрименко [160] получил аналогичные результаты роста степени неравномерности деформации при осадке по мере увеличения ее общей степени до определенной величины, а затем — уменьшение при дальнейшем росте общей степени деформации. Мерой степени неравномерности деформации в исследовании Я. М. Охрименко была бочкообразность образца, которая является наиболее наглядным внешним признаком неравномерности деформации при свободной осадке.

Такой характер кривых, отображающих распределение деформации по высоте образца при различных ее общих степенях, объясняется с помощью приближенной модели распространения пластической деформации в деформируемом теле при его осадке, предложенной С. И. Губкиным [161] и основывающейся на предположе-

нии, что наибольшее течение металла возникает в местах действия максимальных сдвигающих напряжений.

На рис. 71 представлены кривые распределения деформации по высоте алюминиевого образца при его свободной осадке. Кривая 1 изображает распределение деформаций по высоте, проходящей через центр образца, кривая 2 – распределение деформаций по высоте того же образца, расположенной на расстоянии 3 мм от его центра.

Анализ приведенных кривых показывает, что, во-первых, наблюдается большая неравномерность распределения деформации по высоте, расположенной на расстоянии 3 мм от центра образца, по отношению к распределению деформации по высоте, проходящей через центр того же образца. Во-вторых, на торцовой поверхности при переходе от ее центра к периферии происходит увеличение степени деформации. Кроме того, максимальная истинная степень деформации наблюдается в местах пересечения высоты образца с линиями, образующими конуса течения металла. Деформирование осадкой алюминиевых и медных образцов с наложением ультразвуковых колебаний по схеме (рис. 67), так же как и при свободном осаживании, сопровождается крайне неравномерным распределением деформации по высоте образца, при этом картина распределения деформации получается обратной картине распределения деформации при обычной осадке образца (рис. 72).

Максимальную степень деформации получает объем металла, расположенный в зоне торцовой поверхности образца, которая непосредственно опирается на конец концентратора. Центральная зона образца подвергается наименьшей пластической деформации.

С увеличением общей степени деформации истинные деформации по всему сечению также возрастают. Этот рост при малых степенях общей деформации незначителен или почти отсутствует в центральной зоне образца и особенно интенсивен у торцовых поверхностей. При малых общих степенях деформации центральная зона образца не испытывает пластической деформации, а при увеличении общей степени деформации зона недеформированного металла уменьшается. Для алюминия, начиная с общей степени деформации, равной приблизительно 25–30 %, весь объем металла подвергается пластической деформации, т. е. центральная зона об-

образца получает небольшую истинную деформацию. Поэтому при общих степенях деформации, которые равны 25–30 %, абсолютная разница истинных степеней деформации у торцов и в центре образца достигает гораздо большей величины, чем при больших степенях деформации, так как в последнем случае наблюдается более интенсивный рост истинной деформации в центре образца по сравнению с ростом у торцовых поверхностей.

Значит, если при свободной осадке без воздействия ультразвуковых колебаний по мере удаления от контактной поверхности истинная деформация резко возрастает до максимальной величины, которая постоянна на некотором участке высоты образца, то при осадке с наложением ультразвуковых колебаний без статической нагрузки по мере удаления от контактной поверхности истинная деформация убывает от максимальной величины до минимальной; иначе говоря, во втором случае минимальная истинная деформация наблюдается не только в центре образца, но и на некотором удалении от него.

Участок высоты образца с минимальной постоянной истинной деформацией довольно значителен при малых общих степенях деформации, при этом величина этого участка зависит от рода материала: у меди он больше, чем у алюминия при одной и той же общей степени деформации. Такого отличия участка с максимальной истинной деформацией у различных металлов не наблюдается при обычной осадке.

С ростом общей степени деформации этот участок уменьшается и при общих деформациях, составляющих для алюминия 30 %, а для меди – 45 %, практически равен нулю, т. е. при указанных общих деформациях истинные деформации по мере удаления от торца уменьшаются и достигают минимальной величины в центре образца. При дальнейшем увеличении общей степени деформации наблюдается сужение участка высоты с минимальной истинной степенью деформации (рис. 72).

Таким образом, если характер кривых, отображающих распределение деформации по высоте при различных общих степенях деформации, хорошо объясняется приближенной моделью распространения пластической деформации в теле при его осадке в обыч-

ных условиях, то характер кривых, отображающих распределение деформации по высоте при осадке с наложением ультразвуковых колебаний без статической нагрузки (рис. 67, а), не может быть объяснен на основании этой модели.

Поскольку характер течения металла в процессе пластической деформации с наложением ультразвуковых колебаний при нулевой статической нагрузке значительно отличается от характера течения металла при осадке в обычных условиях, проводились исследования распределения деформации по всему объему образцов, деформированных с наложением ультразвуковых колебаний при нулевой статической нагрузке (рис. 67).

На рис. 73 представлены кривые распределения деформаций после осадки в ультразвуковом поле при нулевой статической нагрузке в различных сечениях образца при суммарной степени деформации $\epsilon_0 = 43\%$. Кривые 1–4 относятся к сечению, удаленному до деформации от торца образца на 2–6 мм соответственно.

Как видно из данных графиков, поперечные слои металла, расположенные ближе к торцам образца, получают гораздо большую степень деформации, чем центральные слои, что согласуется с полученным выше результатом. По диаметру образца в одном и том же сечении деформация неравномерна. Наибольшую деформацию получают объемы, расположенные вблизи оси образца. Эта неравномерность увеличивается по мере приближения к торцам образца, а также с ростом суммарной степени деформации. Распределение деформации в сечениях, расположенных вблизи торца, в этом случае имеет обратный характер по сравнению с обычной осадкой (рис. 74).

При осадке без ультразвуковых колебаний наличие зоны торможения, обусловленное силой трения вдоль поверхности контакта, затрудняет движение металла вдоль этих поверхностей. Распространение пластической деформации происходит по траекториям максимальных сдвигающих напряжений, что приводит к смещению металла к боковым сторонам образца, способствуя их выпучиванию. С увеличением обжатия части выпуклых боков, прилегающие к рабочему инструменту, вступают с ним в соприкосновение, увеличивая поверхность контакта с наружной стороны. В результате

первоначальная площадь торца после деформации оказывается внутри поверхности контакта. Скольжение на торцах имеет место при относительно больших обжатиях $\left(\frac{h_0 - h}{h_0} > 50 \%\right)$; при меньших обжатиях происходит выпучивание и переход металла с боковых поверхностей на торец. Явление перехода боковой поверхности на контактную при свободной осадке детально рассмотрено в [162].

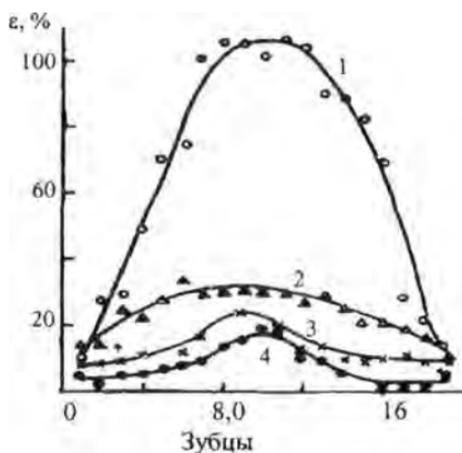


Рис. 73. Распределение деформации после осадки с ультразвуком при нулевой статической нагрузке в поперечных сечениях образца при суммарной степени деформации $\varepsilon = 43 \%$

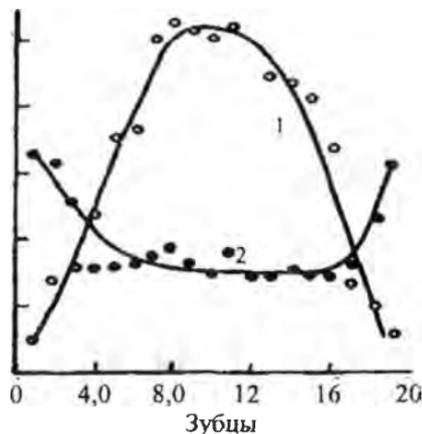


Рис. 74. Распределение деформации в поперечных сечениях образцов, удаленных от торца до деформации на 2 мм, при осадке: 1 – с наложением ультразвука; 2 – в обычных условиях

При осадке с наложением механических виброударных колебаний ультразвуковой частоты картина формирования торцов отличается от картины, описанной выше. В этом случае происходит интенсивное скольжение металла по торцам с наибольшими деформациями в центре торца (рис. 74). Одновременно имеет место течение центральных объемов образца в направлении торцов. Таким образом, при осадке с наложением ультразвуковых колебаний (рис. 67, а) распределение деформаций как по высоте, так и в поперечных сечениях отличается от распределения ее при обычной осадке.

Характер течения металла при его осадке с наложением ультразвуковых колебаний при нулевой статической нагрузке можно объяснить исходя из следующих соображений. При включении ультразвуковых колебаний происходит упругое удлинение и укорочение конца концентратора с большими ускорениями и скоростью. Поскольку деформируемый образец находится между верхней траверсой испытательной машины и концентратором, происходит его сжатие со скоростью, равной скорости перемещения торца концентратора. Сжатие с большой скоростью вызывает некоторую деформацию образца, подобную деформации при ударе быстро движущимся предметом по телу.

При очень высоких скоростях удара торцовая поверхность образца, получающая удар, начинает деформироваться по диаметру, и деформация постепенно распространяется в глубь образца. В этом случае боковое выпучивание не наблюдается, а будет лишь деформироваться область у торцовой поверхности, воспринимающая удар. Деформированный образец будет иметь коническую форму. Изменяя скорость удара, можно получить форму деформированного образца, приближающуюся к цилиндрической.

Картина изменения распределения деформации в зависимости от скорости удара является частично результатом инерционного сопротивления материала. Инерционными силами вызывается главным образом значительная местная деформация в зоне приложения нагрузки, величина которой зависит от скорости приложения нагрузки, а также свойств и рода материала. Чем выше скорость приложения нагрузки, тем больше величина местной деформации.

Таким образом, за один удар концентратора по образцу происходит частичная деформация его в зоне торцовой поверхности, которая максимальна на торце и уменьшается до нуля при переходе от торца по оси в глубь образца. После удара концентратора упругие колебания, возникающие в образце, будут распространяться вдоль него со скоростью звука. В результате этого произойдут аналогичный удар второй торцовой поверхностью образца о верхнюю траверсу испытательной машины и при этом местная деформация в зоне второй торцовой поверхности.

Следовательно, за один цикл колебаний концентратора происходит местная деформация образца в двух зонах, расположенных у торцовых поверхностей. С ростом числа циклов увеличивается общая степень деформации образца, а значит, и повышается неравномерность распределения деформации по высоте. Наибольшая степень деформации наблюдается в зоне торцовой поверхности, опирающейся на концентратор. Различие величин деформации по торцам и неравномерное распределение деформации, по-видимому, обуславливаются наличием градиента температур при осадке с наложением ультразвуковых колебаний [2]. При включении ультразвука происходит нагревание конца концентратора и образца. Верхняя же траверса почти не нагревается, а поэтому температура верхнего торца образца меньше, чем нижнего, ибо часть теплоты передается испытательной машине. Нижний торец, наоборот, накапливает теплоту при передаче энергии со стороны концентратора. Поэтому возникает градиент температуры, иначе говоря, максимальная температура наблюдается в зоне соприкосновения образца и концентратора. Но так как за 1 с совершается больше 20 тыс. колебаний, температура не успевает равномерно распределиться по всему объему образца, происходит локализация ее у контактной поверхности и понижение сопротивления деформированию в данной зоне образца. В результате понижения сопротивления деформированию создается интенсивное течение металла в этой области, а следовательно, и степень деформации будет наибольшая в зоне контакта образца с концентратором.

Наряду с действием инерционных сил и температуры при осадке в ультразвуковом поле существенную роль в процессе деформации образца играют силы трения на контактных поверхностях. Известно, что при деформации металлов под действием виброударных высокочастотных нагрузок сухое трение превращается в жидкостное и тем самым величина его сил заметно снижается [146, 169]. То же имеем и в данном случае.

Таким образом, все перечисленные факторы (инерционные силы, возникающие при больших ускорениях, температура и силы контактного трения, соотношение упругих и пластических деформаций) определяют неравномерное распределение конечных де-

формаций по объему образца при осадке с наложением ультразвуковых колебаний при нулевой статической нагрузке.

Распространение деформации в образце при осадке с наложением ультразвуковых колебаний с нулевой статической нагрузкой, вероятно, подобно распространению деформации вдоль стержня при ударе по нему телом массой m . При ударе уравнение динамического деформирования стержня для случая его цилиндрической формы ($F_0 = \text{const}$) будет

$$\rho_0 \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = \frac{\partial \sigma}{\partial x}, \quad (5.2)$$

где ρ_0 – первоначальная плотность материала стержня; u – смещение соответствующего сечения; x и t – координаты сечения и времени; σ – напряжение в соответствующем сечении.

Предположим, что напряжение σ является функцией только деформации $e = u_x$, т. е.

$$\sigma = \sigma(e). \quad (5.3)$$

При больших значениях деформации эта зависимость, будучи нелинейной, обладает следующей особенностью: вплоть до определенной величины e она имеет один и тот же вид при нагружении и разгрузении; в области больших деформаций виды функции $\sigma = \sigma(e)$ при нагружении и разгрузении значительно отличаются. В частности, при разгрузении зависимость $\sigma = \sigma(e)$ представляется прямой, параллельной начальному участку диаграммы нагружения. Таким образом, определение динамического напряженного и деформированного состояния стержней сводится к решению уравнения (5.2) при условии (5.3), или, что то же, к решению нелинейного дифференциального уравнения в частных производных второго порядка гиперболического типа

$$\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = a^2 \frac{\partial^2 u}{\partial x^2}, \quad (5.4)$$

где

$$a = \sqrt{\frac{1}{\rho_0} \frac{d\sigma}{de}}.$$

В [163] дается решение этого уравнения при распространении упругопластической волны в среде с переменным пределом упругости.

Рассматривая задачу о накоплении остаточных деформаций при нанесении по концу стержня повторных ударов, авторы [163] определяют величину остаточной деформации следующим образом:

$$e_n = \frac{(1-\lambda_1)^2(1-\beta^n)}{\lambda_1^2} (\bar{v}_0 - e_{s,0}), \quad (5.5)$$

где e_n – величина остаточной деформации на конце стержня после n ударов; $e_{s,0}$ – упругая деформация стержня при первом ударе;

$\bar{v}_0 = \frac{v_0}{a_0}$ – скорость ударов по концу стержня; $\beta = 1 - \lambda_1$; $\lambda_1 = \frac{a_1}{a_0}$

($a_1 = \sqrt{\frac{E'}{\rho_0}}$ – скорость распространения волн Римана третьей группы,

т. е. волн, вызывающих изменение деформации от $e_{s,0}$ до e_n);

$E' = \frac{d\sigma}{de}$ – для пластической части кривой σ – e с постоянным наклоном).

Из уравнения (5.5) видно, что с увеличением E' , т. е. с упрочнением деформируемого материала, величина e_n будет меньше для материалов, более склонных к наклепу, что подтверждается экспериментально. При нанесении ударов с большой частотой (19 кГц) необходимо учитывать изменение температуры в деформируемом конце стержня $E' = f(T)$.

Поэтому нужно знать изменение модуля упругости при увеличении температуры в процессе деформации. Учет изменения величины модуля упругости позволит уменьшить ошибку при расчете остаточной деформации.

Радиус концевого сечения стержня после n -го удара Х. А. Рахматулин определяет по формуле

$$r_n = \frac{r_0}{\sqrt{1-e_n}}, \quad (5.6)$$

где r_0 – первоначальный радиус стержня.

Угол наклона касательной к контуру стержня после n -го удара в любом сечении стержня можно получить, взяв первую производную $\frac{dr_n}{dx_n}$, где r_n описывается уравнением (5.6), а x_n – расстояние от искомого сечения до торца стержня. При $x = 0$ угол наклона касательной к контуру стержня после n -го удара на торце определится из выражений:

$$\operatorname{tg} \Theta_n = \left(\frac{dr}{dx} \right)_{x_n=0} = \frac{r_0}{2(1-e_n)^{5/2}} \left(\frac{de_n}{dx} \right)_{x=0}; \quad (5.7)$$

$$\frac{de_n}{dx} = -a(1-\lambda_1^2) \left[\bar{v}_0 k_1^{n-1} - \beta(\bar{v}_0 - e_{s,0}) \frac{k_1^n - k_1^{n-1} - \beta^n + \beta^{n+1}}{k_1 - \beta} \right], \quad (5.8)$$

где

$$k_1 = \frac{2(1-\lambda_1)(1-\lambda_1 + \lambda_1^2)}{(1+\lambda_1^2)(1-\lambda_1)}.$$

Используя формулы (5.7) и (5.8), авторы [163] рассчитали, что распределение остаточных деформаций вдоль оси образца носит асимптотический характер. Такой же характер распределения остаточных деформаций вдоль оси образца после осадки с наложением ультразвуковых колебаний с нулевой статической нагрузкой получен экспериментально.

Полученные рядом авторов [164–166] результаты по распределению остаточных деформаций вдоль и поперек оси для стержней, подвергнутых ударному воздействию, согласуются с соответствующими результатами, полученными при осаживании с наложением ультразвуковых колебаний при нулевой статической нагрузке.

При деформации осаживанием с наложением ультразвуковых колебаний по схеме (рис. 68) с наличием отражателя, когда деформируемый образец расположен в пучности смещений стоячей волны, характер течения, а следовательно, и распределение деформации по высоте образца также неравномерно.

Общий характер кривых совпадает с теми, которые были получены для осадки в обычных условиях (рис. 70). Деформация у торцов меньше, чем в центральной зоне образца. С ростом степени де-

формации эта разница несколько увеличивается, а абсолютное значение деформации по всей высоте образца возрастает. Однако различие в степени деформации центральных и поверхностных слоев образцов в этом случае значительно меньше, чем у образцов, осажженных без ультразвука, т. е. неравномерность распределения деформации, уменьшается. Это уменьшение неравномерности деформации подтверждает, что происходит снижение сил контактного трения между образцом, концентратором и отражателем при действии ультразвуковых колебаний. Боковая поверхность осажженных образцов близка к цилиндрической.

Поскольку общий характер распределения деформации при таком способе деформирования с наложением ультразвуковых колебаний совпадает с обычной осадкой, можно говорить, что влияние ультразвука при деформации по схеме, показанной на рис. 68, сходно с действием смазки. Поэтому деформация по всему объему образца распределяется более равномерно, что является положительным фактором.

Наряду с изучением распределения деформации по высоте образцов, осажженных в различных условиях, производили исследование распределения микротвердости как по высоте, так и по всему объему деформируемого образца после осаживания в обычных условиях и с наложением ультразвуковых колебаний при нулевой статической нагрузке.

Распределение микротвердости изучали на образцах из алюминия, меди и армко-железа диаметром 8 мм и высотой 12 мм. Перед осадкой все образцы отжигали в вакууме. Осадку образцов проводили на разную величину общей степени деформации. После деформации образцы разрезали по плоскости, проходящей через ось, и приготавливали шлифы для исследований микротвердости.

Как известно, способ приготовления шлифа, травление, время, прошедшее после приготовления и травления до исследования шлифа, играют большую роль при определении микротвердости. Поэтому во избежание ошибок при измерении микротвердости, связанных с указанными факторами, исследование проводили сразу же после приготовления шлифа при одинаковой нагрузке, во всех случаях равной 500 и 1000 Н. Кроме того, сопоставляли данные измерений микротвердости на образцах при механическом и электролитическом приготовлении шлифа. Измерение микротвердости

производили на приборе ПМТ-3 по всей плоскости сечения образца через одинаковые промежутки в направлении оси, начиная от торца. На основании полученных измерений строили кривые распределения микротвердости в сечениях образца, удаленных на разные расстояния от торца. Кривые распределения микротвердости строили для образцов, деформированных с наложением ультразвуковых колебаний постоянной интенсивности (рис. 67, а), и образцов, деформированных примерно на ту же величину общей степени деформации в обычных условиях.

На рис. 75 приведены кривые распределения микротвердости по высоте алюминиевого и медного образцов. Как видно, образцы, деформированные в обычных условиях, имеют максимальную микротвердость в центре и минимальную – в зоне торцовых поверхностей, а образцы, деформированные с наложением ультразвуковых колебаний с нулевой статической нагрузкой, наоборот: максимальную микротвердость имеют объемы металла, расположенные в зоне торцовых поверхностей, а минимальную – в центральной части образцов.

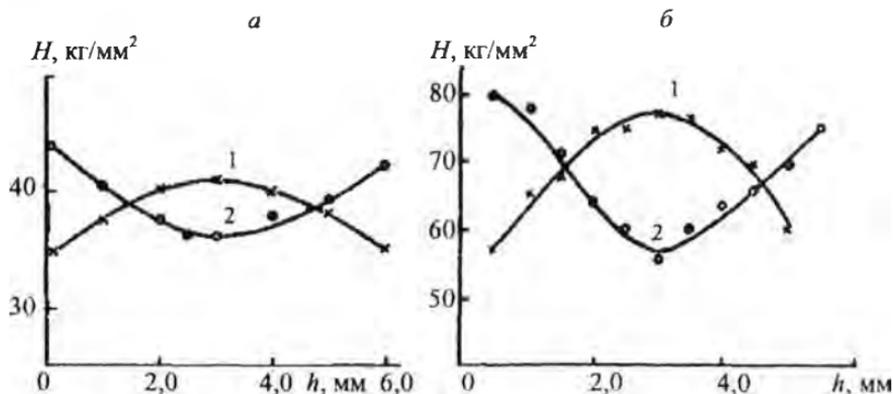


Рис. 75. Распределение микротвердости по высоте образцов: а – алюминиевого; б – медного; 1 – после осадки в обычных условиях; 2 – с наложением ультразвуковых колебаний

Распределения микротвердости по всему объему образцов из армо-железа после осаживания с наложением ультразвуковых колебаний и в обычных условиях приведены на рис. 76, 77.

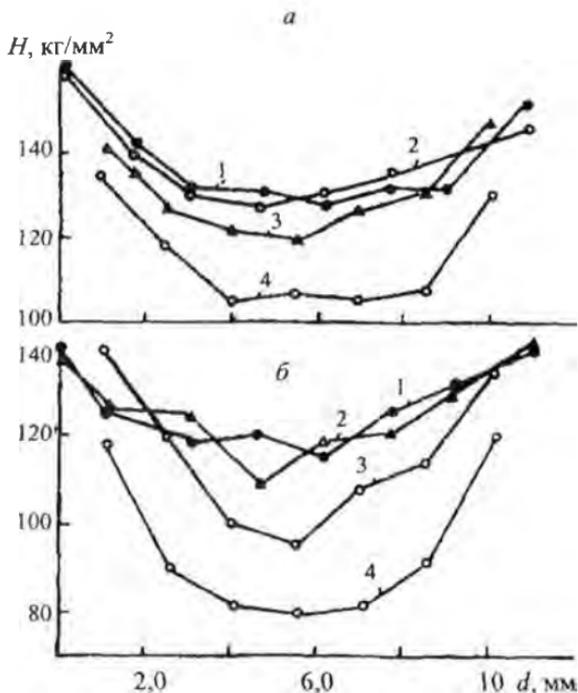


Рис. 76. Распределение микротвердости по объему образца после деформации его с наложением ультразвука: *а* – шлиф приготовлен механическим способом; *б* – электрополировкой; 1 – сечение удалено от торца на 0,2 мм; 2 – на 1; 3 – на 2,5; 4 – на 4 мм

Анализ приведенных кривых (рис. 76) показывает, что при деформации металла с наложением ультразвуковых колебаний при нулевой статической нагрузке (общая степень деформации $\varepsilon \approx 26\%$) поперечные слои металла, расположенные ближе к торцам образца, имеют значительно большее значение микротвердости, чем центральные. Кроме того, значение микротвердости по диаметру образца в одном и том же сечении неодинаково. Объемы металла, расположенные вдоль оси образца, имеют меньшее значение микротвердости, чем у боковой поверхности. Причем минимальное значение микротвердости наблюдается в центре образца. По мере удаления от центра образца к торцовой поверхности микротвердость возрастает. Максимальное значение микротвердости имеют объемы металла, расположенные на стыке боковой и торцовой поверхностей образца. По мере удаления от боковой поверхности к центральной оси образца микротвердость уменьшается по всему его сечению.

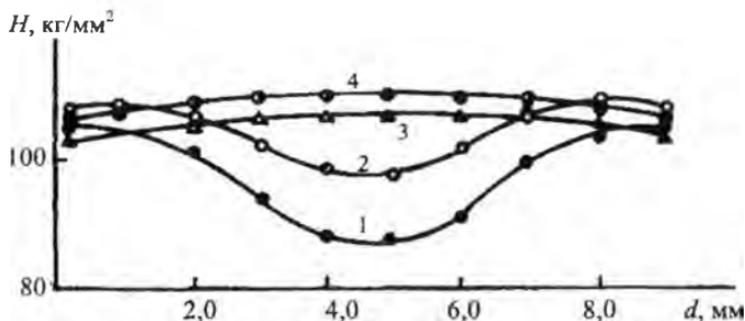


Рис. 77. Распределение микротвердости по объему образца после деформации его в обычных условиях: 1 – сечение удалено от торца на 4 мм; 2 – на 2,5 мм; 3 – на 1,0; 4 – на 0,2 мм

Характер распределения микротвердости по объему образца на рис. 76, а и б одинаков, но для шлифов, приготовленных на полировальном круге, среднее значение микротвердости примерно на 15 % больше, чем для шлифов, приготовленных электрополировкой, что вполне согласуется с данными других исследователей [167].

Анализ кривых, приведенных на рис. 77, показывает, что значение микротвердости в разных участках образца после деформации его в обычных условиях (общая степень деформации $\epsilon \approx 23\%$) также имеет неодинаковую величину. Максимальное значение микротвердости имеют объемы металла, расположенные в центральной части образца, минимальное – у торцовых поверхностей в непосредственной близости к оси. По мере удаления от центральной оси образца к боковой поверхности вдоль контактной поверхности и вблизи нее микротвердость возрастает и достигает величины, примерно равной значению микротвердости в центральной зоне образца. Кроме того, как видно на рис. 77, при переходе от торцовой поверхности в глубь образца в сечениях, перпендикулярных оси, неравномерность распределения микротвердости уменьшается. В сечении, проходящем через центры образца, микротвердость вблизи боковых поверхностей меньше, чем в центре образца.

С увеличением общей степени деформации величина микротвердости возрастает, а неравномерность распределения ее по сече-

нию образца, проходящему через ось, уменьшается независимо от того, деформирование металла осуществляется в обычных условиях или с наложением ультразвуковых колебаний.

При деформации металла с наложением ультразвуковых колебаний, когда образец находится в пучности смещений стоячей волны (рис. 68), микротвердость по объему образца распределяется почти равномерно [158].

Таким образом, сравнивая кривые на рис. 76 и 77, можно видеть, что характер распределения микротвердости по объему образца после его деформации в обычных условиях и при наложении ультразвуковых колебаний отличается. Если при осадке в обычных условиях максимальную микротвердость имеют объемы металла, расположенные в центральной части образца, а минимальную – у торцов, то при осадке с наложением ультразвуковых колебаний при нулевой статической нагрузке, наоборот, объемы металла, расположенные в центральной части образца, имеют минимальное значение микротвердости, а у торцов – максимальное, причем в этом случае микротвердость возрастает в зоне торцовых поверхностей в направлении от ее центра к краю.

Наблюдаемое различие в характере распределения микротвердости по образцу объясняется тем, что при осадке в обычных условиях (без ультразвука) наличие зон торможения вдоль поверхностей контакта, обусловленных силами трения, затрудняет там течение металла. По мере удаления от контактных поверхностей металл, обжимаясь под действием внешних сил, смещается в направлении боковых поверхностей, в результате чего происходит их выпучивание. Помимо выпучивания имеет место также переход металла из боковой поверхности на контактные. Поэтому в местах более интенсивного течения металла при осадке микротвердость выше, чем в зонах торможения. При деформации с наложением ультразвуковых колебаний (рис 67, а) характер течения металла значительно отличается от течения в обычных условиях: происходит интенсивное течение металла на контактных поверхностях и в прилежащих к ним зонах. Интенсивность течения уменьшается в направлении от торца к центру образца и зависит от параметров ультразвуковых колебаний и механических свойств деформируемого металла.

Исследование распределения микроструктуры по объему деформированных образцов проводили на медных образцах, изготовленных из круглого проката диаметром 10 мм. Для получения равномерной структуры образцы после изготовления отжигали в вакууме 10^{-2} мм рт. ст. при температуре 600 °С. Время выдержки в вакуумной печи изменяли от 20 до 90 мин. После осадки приготавливали металлографические шлифы в плоскости, проходящей через ось образца, и в плоскостях, перпендикулярных оси, на различных расстояниях от торца. Для выявления микроструктуры в качестве травителя использовали смесь из 25%-го раствора аммиака и 3%-го раствора перекиси водорода.

До деформации все образцы имели равномерное зерно. После осадки в обычных условиях со степенью деформации 43 % величина и форма зерен почти не изменились в зонах, расположенных у торцовых поверхностей (рис 78, а). В центре же образцов зерна приобрели очень вытянутую форму (рис 78, б), причем с повышением общей степени деформации вытянутость зерен увеличивается. При осадке образцов с наложением ультразвуковых колебаний при

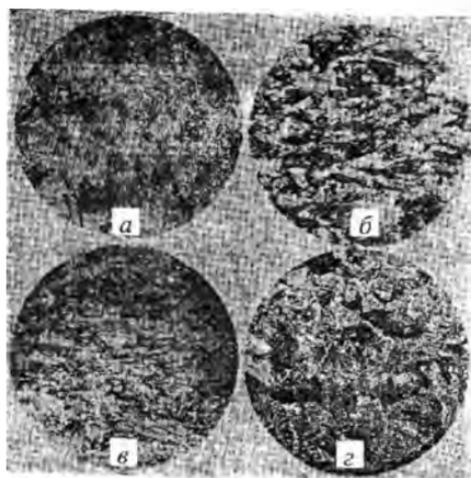


Рис. 78. Микроструктура меди после осадки: а, б – в обычных условиях; в, з – с наложением ультразвука; а, в – в зоне торцовой поверхности; б, з – в центре образца

нулевой статической нагрузке также происходит изменение формы и величины зерен. В этом случае максимальное изменение зерен (общая степень деформации $\epsilon \approx 40\%$) наблюдается в зонах, расположенных у торцовых поверхностей образца (рис. 78, в), в центре образца форма и величина зерен почти не изменились (рис. 78, з). При осадке с наложением ультразвуковых колебаний, когда образец расположен в пучности смещения стоячей волны (рис. 68), образцы деформируются по высоте почти равномерно (без следов обра-

зования бочки), а поэтому наблюдается относительно равномерное изменение зерен по всему объему образца.

Для более полного исследования характера изменения зерен металла по всему объему образца после его деформации проводили постадийное изучение микроструктуры в плоскостях, перпендикулярных их оси (в направлении от торца к центру). После деформации металла в обычных условиях в центральной части торцевой поверхности образцов наблюдается равномерное зерно, которое несколько увеличивается вблизи границы контактной и боковой поверхностей образца. По мере перехода от торца к центру образцов величина зерен в плоскостях, параллельных торцовым, возрастает и достигает максимума в центральном сечении. У образцов, деформированных с наложением ультразвуковых колебаний (рис. 67), наоборот, на торцевых поверхностях наблюдается максимальная величина зерна вблизи оси и несколько уменьшается в направлении боковой поверхности, а в центральном сечении – минимальная.

Таким образом, характер течения металла в процессе его пластической деформации осадкой зависит от условий приложения статической и знакопеременной нагрузки ультразвуковой частоты, интенсивности ультразвуковых колебаний и механических свойств деформируемых металлов, о чем убедительно свидетельствует распределение деформации, микротвердости и микроструктуры по высоте и всему объему осаженных образцов из различных металлов и при разных условиях нагружения.

5.2. Влияние виброударных ультразвуковых колебаний на характер течения металла при свободной осадке [2]

Главной задачей при изучении пластического течения металлов является установление соотношения между напряжениями и деформациями в любой момент времени протекания процессов деформации. Обычно указанная связь выражается экспериментальными кривыми, построенными по данным опытов на сжатие, растяжение и кручение. Величину усилия и работы для конкретного процесса обработки металлов давлением можно определить, имея кривые течения металла для различных условий деформации.

Свободная осадка между двумя плоскопараллельными плитами может протекать как при линейном, так и при объемном напряженном состоянии. Схема напряженного состояния в основном определяется отношением размера образца по высоте к размеру его диаметра и состоянием контактных поверхностей. При больших отношениях высоты к диаметру влияние контактных сил трения настолько мало, что напряжения, действующие в горизонтальной плоскости, практически отсутствуют, и схему напряженного состояния можно считать линейной, т. е. $\sigma_i \approx \sigma_1$, где σ_i – интенсивность напряжений; σ_1 – максимальное главное напряжение.

По мере уменьшения высоты осаживаемого образца и при перемещении частиц металла в радиальном направлении между торцами образца и плоскопараллельными плитами возникают силы трения, направленные в сторону, противоположную течению, т. е. по радиусу к центру. Действие этих сил трения обуславливает возникновение в осаживаемом образце объемно-напряженного состояния. В связи с тем, что действие касательных напряжений, вызванных силами трения на контактных поверхностях по высоте осаживаемого образца неравномерно (максимум – на контактной поверхности и минимум – на половине высоты осаживаемого образца), объемно-напряженное состояние и течение металла при осадке будут неравномерными.

Следовательно, при уменьшении отношения высоты к диаметру минимальные и главные средние напряжения возрастают, и дальнейшая пластическая деформация протекает в условиях объемной схемы напряженного состояния. В этом случае интенсивность напряжений, характеризующая механические свойства материала, выражается тремя главными напряжениями

$$\sigma_i = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}, \quad (5.9)$$

где σ_1 – максимальное главное напряжение; σ_2 – среднее главное напряжение; σ_3 – минимальное главное напряжение.

Для осесимметричных образцов, когда $\sigma_2 = \sigma_3$, интенсивность напряжений равна максимальной разности напряжений

$$\sigma_i = \sigma_1 - \sigma_3. \quad (5.10)$$

При расчете технологических процессов осадки влияние указанных параметров (H и D) учитывается при определении рабочих напряжений, которые являются средними напряжениями в плоскости контакта заготовки с инструментом. Среднее напряжение при условии постоянства сил контактного трения выражается следующей зависимостью [168]:

$$P_{\text{ср}} = \sigma_i \left(1 + \frac{\mu H}{3 D} \right), \quad (5.11)$$

где μ – коэффициент контактного трения; H и D – высота цилиндра и его диаметр.

Эта зависимость может служить в первом приближении критерием нелинейности напряженного состояния, так как характеризует степень возрастания усредненного максимального напряжения вследствие появления двух других компонент главных напряжений:

$$\eta = \frac{\sigma_i}{\sigma_{\text{ср}}} = \frac{1}{1 + \frac{\mu H}{3 D}}. \quad (5.12)$$

Таким образом, изменяя размеры и форму образцов, а также состояние рабочих поверхностей плит, можно получить различную величину гидростатического давления.

Неравномерность пластической деформации в поперечных сечениях, получение бочкообразной формы цилиндрическим образцом после сжатия и искажение линейного сжатия силами трения затрудняют определение истинной величины сопротивления металла пластической деформации сжатия. Особенно задача определения сопротивления деформированию усложняется при действии на образец в процессе его осадки знакопеременных напряжений ультразвуковой частоты.

Изучение влияния ультразвуковых колебаний на сопротивление деформированию большинство исследователей проводили при испытаниях на растяжение и кручение моно- и поликристаллических тел. Исследованию деформации металлов осадкой с наложением

ультразвуковых колебаний посвящено сравнительно небольшое количество работ. Поэтому изучение процесса деформации металлов осадкой с наложением ультразвуковых колебаний различной интенсивности и при различных схемах подведения энергии ультразвука к очагу деформации представляет значительный интерес.

Кроме того, необходимо отметить, что изучение влияния ультразвуковых колебаний на металл в процессе его пластической деформации методически наиболее правильно осуществлять на процессе осадки, так как в этом случае испытываемый образец, находясь в пучности колебаний, подвергается практически равномерному ультразвуковому воздействию, если его высота намного меньше длины волны ($H \ll \lambda$), что обычно имеет место при частотах около 20 кГц. При испытаниях на растяжение, ползучесть, кручение, напротив, ультразвуковые колебания оказывают неравномерное воздействие в различных сечениях образца. По его длине возникают как узлы колебаний, так и их пучности, поэтому разного рода изменения свойств и эффекты по длине образца при наложении ультразвука будут неоднородны.

При изучении и разработке процессов обработки металлов давлением с наложением ультразвуковых колебаний важно знать соотношение между напряжениями и деформациями на любом этапе деформирования, а также влияние ультразвуковых колебаний на факторы, обуславливающие тот или иной ход кривых упрочнения. Здесь необходимо, прежде всего, учитывать следующие основные причины, которые приводят к изменению величины рабочих напряжений под действием ультразвука:

1) изменение сил контактного трения и то, каким образом оно сказывается на рабочих напряжениях, при которых протекает пластическая деформация;

2) изменение величины критического сдвигающего напряжения (чаще в сторону его уменьшения), при котором происходит элементарный сдвиг. Соответствующее изменение будем иметь в ходе кривых упрочнения;

3) тепловой эффект, вызываемый рассеянием и поглощением ультразвуковой энергии на дефектах кристаллической решетки;

4) проявление инерционных сил, возникающих при больших

ускорениях, величина которых зависит также от свойств и рода материала.

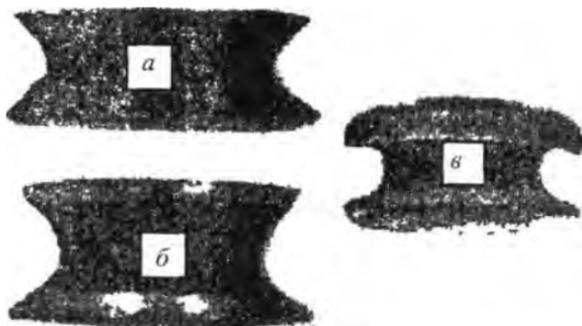
Важным является оценка роли каждого фактора в отдельности и их общий вклад в изменение течения металла при пластической деформации с наложением ультразвуковых колебаний.

Установлено, что когда интенсивность колебаний больше предельного значения, деформация образца происходит за счет ультразвуковой энергии, т. е. под действием динамической нагрузки. В результате этого осаживаемые образцы приобретают форму конуса (рис. 79) или обратной бочки (рис. 80), величина которой пропорциональна, с одной стороны, степени общей деформации при неизменной плотности ультразвука, а с другой – величине интенсивности ультразвуковых колебаний, подводимых к деформируемому образцу. Кроме того, форма осаживаемого образца при действии ультразвука зависит от рода материала.

Рис. 79. Свинцовый образец после деформации с наложением ультразвука



Рис. 80. Образцы после деформации с наложением ультразвука: а – медный; б – алюминиевый; в – стальной



Алюминиевые и медные образцы деформируются более или менее с равномерной обратной бочкой, а у остальных происходит интенсивное течение металла только в зоне контактных поверхностей.

Свинцовые образцы деформируются в зоне контактной поверхности, соприкасающейся с концентратором, в результате чего приобретают конусообразную форму. Конусообразная форма свинцовых образцов получается в результате того, что свинец почти не упрочняется при деформации, а также обладает большим декрементом затухания ультразвука. Ультразвуковая энергия, сообщенная свинцовому образцу со стороны концентратора, постепенно уменьшается при распространении в глубь образца, т. е. поглощается в результате внутреннего трения, при этом совершается деформация прироторной части образца.

5.3. Влияние виброударных ультразвуковых колебаний на характер течения металла при свободной осадке с истечением в полость [2]

В 5.2 показано, что при пластической деформации металлов и сплавов свободной осадкой ультразвуковые колебания значительно изменяют характер течения. В связи с этим встает вопрос, как ультразвуковые колебания оказывают влияние на заполнение полостей

штампа при холодной объемной формовке.

Исследования проводились на испытательной машине при применении колебательной системы, состоящей из двух магнитострикционных преобразователей типа ПМС-15А с концентраторами (рис. 81).

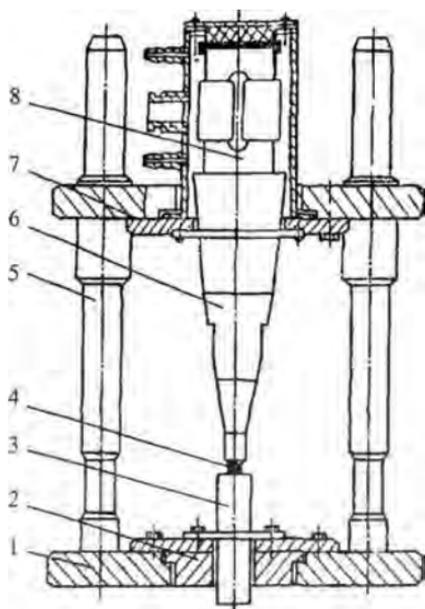


Рис. 81. Установка для штамповки с ультразвуком: 1 – нижняя плита; 2 – опорный фланец; 3 – отражатель; 4 – образец; 5 – направляющая колонка; 6 – концентратор; 7 – плита; 8 – преобразователь магнитострикционный

Ультразвуковые колебания подводились одновременно к пуансону, амплитуда которого в ненагруженном состоянии равнялась 0,015 мм, и к матрице с амплитудой колебаний 0,004 мм.

Образцы перед испытаниями отжигались в вакууме 10^{-2} мм рт. ст. в течение 3 часов с последующим охлаждением вместе с печью. Алюминиевые образцы отжигались при температуре 400 °С, медные – 600; из стали 20 – 900 °С.

Исследования проводились по следующим основным схемам холодной объемной штамповки: осадка только с истечением в полость, осадка с истечением в полость с образованием кольцевого заусенца и безоблойная объемная штамповка (формовка).

Во всех исследованиях при деформировании по указанным схемам холодной объемной штамповки алюминия, меди и стали 20 с наложением и без наложения ультразвуковых колебаний для предотвращения схватывания деформируемого металла с инструментом применялась смазка, состоящая из смеси: 80 % – технического воска и 20 % – олеиновой кислоты.

Общую степень деформации определяли по формуле $\varepsilon = \frac{h_0 - h}{h_0}$,

где h_0 – начальная высота заготовки; h – конечная высота фланца детали.

Исходные образцы имели размеры: для осадки с истечением в полость – $\varnothing 8 \times 12$ мм; для осадки с истечением в полость и образованием кольцевого заусенца – $\varnothing 7 \times 10,5$ мм; для безоблойной объемной формовки – $\varnothing 6,5 \times 8$ мм.

Для определения влияния ультразвуковых колебаний на характер течения металла при свободной осадке с истечением в полость строились кривые (рис. 82), где по оси ординат отложены величины H , D , M , характеризующие изменение общей высоты изделия, интенсивность течения металла во фланец и полость:

$$H = \frac{H_{2k}}{h_0} \cdot 100 \% ; D = \frac{D_{\phi}}{D_0} \cdot 100 \% ; M = \frac{H_6}{h_0} \cdot 100 \% , \quad (5.13)$$

где H_{2k} – общая высота изделия в данный момент деформации; D_{ϕ} – диаметр фланца в данный момент деформации; D_0 – начальный диаметр заготовки; H_6 – высота бобышки в данный момент деформации. По оси абсцисс отложена степень деформации в %.

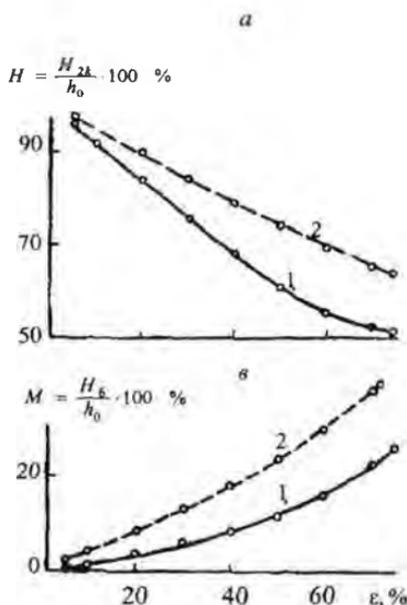


Рис. 82. Кривые изменения параметров при осадке с истечением в полость: а — общей высоты изделия; б — диаметра фланца; в — высоты бобышки; 1 — в обычных условиях; 2 — с наложением ультразвука

Кривые (рис. 82) построены по результатам измерения алюминиевых образцов при деформации в обычных условиях и с наложением ультразвуковых колебаний.

Согласно данным Я. М. Охрименко [153], в начале свободной осадки с истечением в полость в обычных условиях происходит уменьшение общей высоты заготовки (в данном случае H_{2k}). Это означает, что затекание металла в отверстие меньше, чем осадка исходной заготовки. Постепенно эта разница сглаживается, и наступает такой момент, когда $H_{2k} = h_0$.

На некоторой стадии осадки H_{2k} остается постоянной, а затем начинает возрастать, причем интенсивность роста повышается по мере увеличения степени деформации. Такой характер изменения высоты изделия свидетельствует о сложном и неодинаковом характере течения металла на различных стадиях осадки. На первой стадии осадки при уменьшении H_{2k} металл в основном течет из центральных областей к периферии во фланец, а на второй — при увеличении H_{2k} наблюдается движение частиц в противоположном направлении из периферийных частей изделия в отверстие. Однако следует отметить, что в зависимости от соотношений размеров за-

готовки и степени деформации осадка с истечением в полость может ограничиться только первой или первой и второй стадиями, а момент перехода от первой стадии ко второй зависит от условий внешнего трения.

Анализ кривых, приведенных на рис. 82, показывает, что при осадке с истечением в полость в обычных условиях с увеличением степени деформации общая высота изделия уменьшается за счет более интенсивного роста диаметра фланца и менее интенсивного течения металла в бобышку. При наложении ультразвуковых колебаний относительная величина изменения общей высоты изделия хотя и снижается с повышением степени деформации, но в меньшей мере, чем без ультразвука. Интенсивность течения металла во фланец при наложении ультразвуковых колебаний увеличивается в среднем в 1,1 раза, но с ростом степени деформации течение металла во фланец замедляется за счет повышения интенсивности течения в полость. При осадке с наложением ультразвуковых колебаний интенсивность течения металла в бобышку увеличивается примерно в два раза. Рост интенсивности течения металла при деформации с наложением ультразвуковых колебаний обусловлен уменьшением сил контактного трения.

Для определения влияния ультразвуковых колебаний на характер течения металла при осадке с истечением в полость и образованием кольцевого заусенца строились кривые (рис. 83), где по оси ординат отложены величины B , D , характеризующие интенсивность течения металла в заусенец ($B = \frac{H_3}{h_0} \cdot 100 \%$; $D = \frac{D_3}{D_m} \cdot 100 \%$; H_3 и D_3 – высота и диаметр заусенца в данный момент деформации; D_m – диаметр матрицы), и величина M , характеризующая глубину истечения металла в полость ($M = \frac{H_6}{h_0} \cdot 100 \%$; H_6 – высота бобышки в данный момент деформации), а по оси абсцисс – степень деформации. Кривые B , D , M были построены на основании данных измерений размеров алюминиевых образцов, которые деформировались в обычных условиях и с наложением ультразвуковых колебаний до фиксированных степеней деформации.

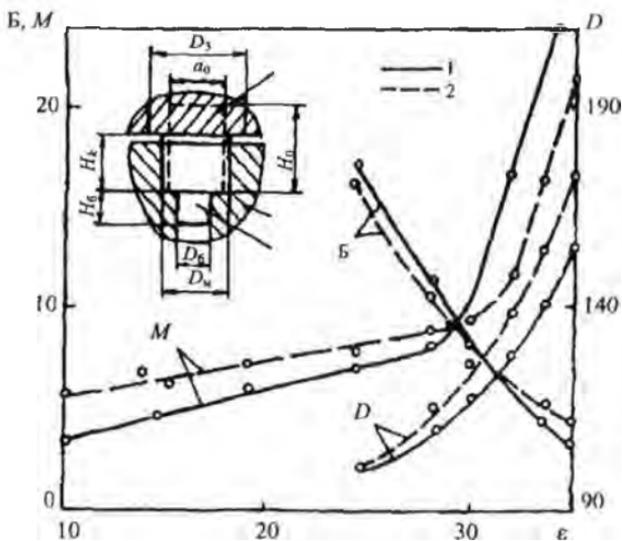


Рис. 83. Зависимость характеристик формообразования B , D , M (%) от степени деформации ϵ (%) при осадке с истечением в полость и образованием кольцевого заусенца: 1 – без ультразвука; 2 – с ультразвуком

Схему деформации (рис. 83) используют при холодной объемной формовке односторонних бобышек и местных утолщений. Получение изделий по такой схеме заключается в следующем. Заготовку помещают в приемную часть матрицы, диаметр которой несколько больший диаметра исходной заготовки. В начальный момент деформации заготовка осаживается между плоскостями пуансона и матрицы, заполняет пространство приемной части и образует кольцевой заусенец. С технологической точки зрения такая схема весьма эффективна, поскольку обеспечивает получение ступенчатых изделий с одновременным оформлением контура фланца, но она обладает и недостатками (повышенное сопротивление деформированию и износ инструмента). Течение металла при данной схеме можно разбить условно на два этапа. На первом – происходит деформирование до соприкосновения заготовки со стенками приемной части матрицы, т. е. металл течет по схеме, аналогичной свободной осадке с истечением в полость. После соприкосновения заготовки со стенками матрицы начинается второй этап. На этом этапе окончательно заполняется приемная часть матрицы и образуется кольцевой заусенец, а при дальнейшей деформации бобышка интенсивно увеличивается.

Экспериментально установили [2], что наложение ультразвуковых колебаний при осадке с истечением в полость и образованием

кольцевого заусенца интенсифицирует течение металла в полость на первом этапе штамповки (увеличивается в среднем в 1,4 раза), а на втором – течение металла в полость (образование бобышки) замедляется примерно на 20 %. Уменьшение течения металла в полость на втором этапе штамповки происходит за счет более интенсивного течения металла в углы штампа и в заусенец. При штамповке с наложением ультразвука высота заусенца на первом этапе снижается примерно на 6 % до степени деформации ≈ 30 %, а затем интенсивность уменьшения высоты снижается. При штамповке с наложением ультразвуковых колебаний диаметр заусенца увеличивается в большей мере (примерно на 8 %), чем в обычных условиях. Объем заусенца при штамповке в обычных условиях составляет 8 % от объема заготовки, а при штамповке с наложением ультразвуковых колебаний объем металла, идущий на образование заусенца, увеличивается на 30 % по сравнению с объемом металла, идущим на образование заусенца в обычных условиях.

Изменение характера течения металла при штамповке с наложением ультразвуковых колебаний можно объяснить следующим образом. Известно, что при деформации в обычных условиях силы трения затрудняют течение металла вдоль контактных поверхностей. Интенсивное течение металла наблюдается на некотором удалении от поверхности контакта, и металл, обжимаясь, смещается к боковой поверхности образца, в результате чего боковая поверхность выпучивается (бочка), кроме того, металл течет в полость штампа и образуется бобышка. На второй стадии штамповки после соприкосновения бочки образца со стенками приемной части матрицы металл течет в заусенец. При деформации с наложением ультразвуковых колебаний силы контактного трения резко уменьшаются, приконтактные слои металла нагреваются и сопротивление деформированию их несколько снижается, а поэтому интенсивное течение металла идет в зоне контактных поверхностей и как результат этого происходит течение металла в углы полости штампа, особенно – в заусенец.

Для изучения влияния ультразвуковых колебаний на течение металла при безоблойной объемной формовке строились кривые (рис. 84), где по оси ординат откладывали величину M

($M = \frac{H_6}{h_0} \cdot 100 \%$, H_6 – высота бобышки в данный момент деформации), характеризующую глубину истечения металла в полость, а по оси абсцисс – степень деформации.

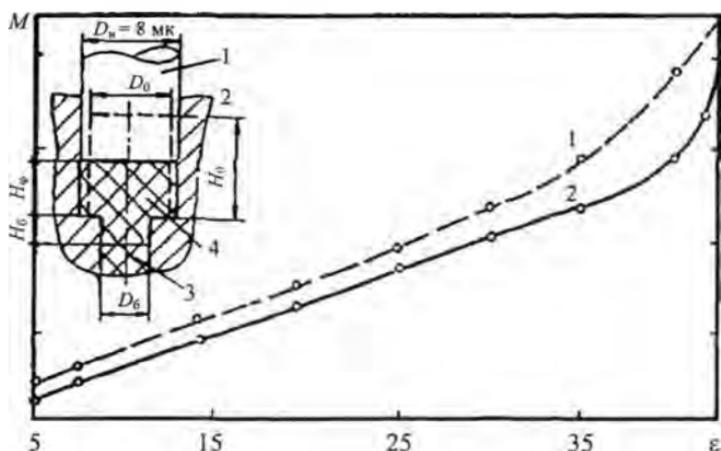


Рис. 84. Кривые заполнения полости штампа при холодной объемной штамповке: 1 – в обычных условиях; 2 – с наложением ультразвука

Схема деформации (рис. 84) применяется в штампах объемной штамповки для получения изделий переменного сечения или с местными бобышками и выступами. Так же как и в предыдущем случае, деформирование можно условно разбить на два этапа. Первый этап – с начала деформации до соприкосновения заготовки со стенками матрицы. Деформация на этом этапе происходит по схеме, аналогичной свободной осадке с истечением в полость. На втором этапе после соприкосновения заготовки со стенками матрицы осуществляются окончательное заполнение приемной части матрицы и интенсивный рост бобышки до полного ее оформления.

На первом этапе штамповки при наложении ультразвуковых колебаний истечение металла в полость вследствие уменьшения сил контактного трения происходит более интенсивно (в среднем в 1,2 раза), чем при деформации в обычных условиях, а на втором – течение металла в бобышку возрастает в 1,3 раза по сравнению со штамповкой в обычных условиях. Известно, что при холодной объ-

емной штамповке в обычных условиях получение острых кромок и внутренних углов при радиусе скругления менее 0,5 мм весьма затруднительно. Поэтому интересно выяснить, какую роль играют ультразвуковые колебания на затекание металла в углы штампа. Исследования показали, что при закрытой осадке в обычных условиях медных образцов $\varnothing 6 \times 12$ мм, имевших фаски $1 \times 45^\circ$ на торцах, металл не затекает в углы штампа, а при осадке с наложением ультразвуковых колебаний он не только заполнял углы полости штампа, но даже вытек в зазор (в сторону пуансона, имевшего большую амплитуду колебаний), что, несомненно, связано со значительным снижением сил контактного трения.

Кроме того, исследование микроструктуры медных изделий, полученных объемной штамповкой в обычных условиях и с наложением ультразвуковых колебаний со степенью деформации 42,5 %, показало, что наиболее вытянутые зерна наблюдаются вблизи углов изделий, деформированных с ультразвуком, что также свидетельствует об интенсивном течении металла в углы штампа при воздействии ультразвуковых колебаний за счет уменьшения сил контактного трения, в то же время в других участках изделий особой разницы в микроструктуре не было установлено.

Таким образом, ультразвуковые колебания при холодной объемной штамповке значительно интенсифицируют течение металла в результате снижения сил контактного трения. Улучшается заполнение полостей штампа (интенсивность заполнения полостей штампа повышается в среднем на 20–40 % в зависимости от применяемой схемы деформирования) и облегчается течение металла в углы штампа.

Пластическая деформация большинства металлов и сплавов сопровождается интенсивным развитием микроискажений кристаллической решетки, что значительно увеличивает сопротивление деформированию, а следовательно, и изменяет физико-механические свойства готовых изделий.

Механические свойства изделий после деформации на различную степень закрытой осадкой в обычных условиях и с наложением ультразвуковых колебаний образцов из стали 20 определяли испытанием на сжатие. Из предварительно деформированных заготовок

вытачивали образцы $\varnothing 4 \times 6$ мм, осаживали их на испытательной машине с записью индикаторной диаграммы «усилие – перемещение», на основании которых строились кривые в координатах «рабочее напряжение – истинная деформация» (рис. 85).

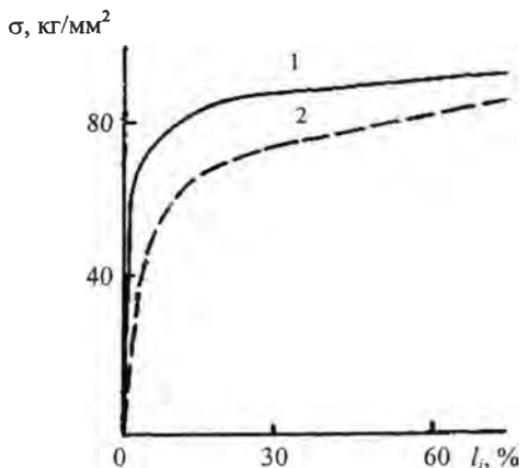


Рис. 85. Диаграммы рабочих напряжений при испытании на сжатие образцов из стали 20 после предварительной закрытой осадки со степенью деформации $\epsilon_{np} = 62\%$: 1 — в обычных условиях; 2 — с наложением ультразвука

Как следует из рис. 85, величина рабочих напряжений при испытании образцов в случае предварительного деформирования в обычных условиях больше, чем с наложением ультразвука. Причем по мере достижения условного порога упрочнения (с ростом общей степени последующей деформации) обе кривые постепенно сближаются. С увеличением степени предварительной деформации (закрытая осадка) разница в величине рабочих напряжений повышалась. Приведенные данные механических испытаний на сжатие указывают на то, что в результате разупрочняющего действия ультразвука возрастают пластические свойства стали 20, предварительно деформированной с наложением ультразвуковых колебаний.

Для подтверждения предположения о разупрочняющем действии ультразвуковых колебаний при пластической деформации металлов проводились исследования микротвердости изделий из меди, полученных безоблойной объемной формовкой до степени деформации $\epsilon = 42,5\%$ в обычных условиях и с наложением ультразвуковых колебаний. Микротвердость измерялась прибором ПМТ-3 при нагрузке на пирамиду 50 г. Данные измерений свиде-

тельствуют о том, что в результате разупрочняющего действия ультразвука величина микротвердости изделий, штампованных с наложением ультразвуковых колебаний, понижается в среднем на 15 % по сравнению с микротвердостью изделий, штампованных в обычных условиях. Также произошло уменьшение неравномерности деформации изделий, штампованных с наложением ультразвуковых колебаний, что объясняется более равномерным течением металла в результате снижения сил контактного трения под действием ультразвука.

Кроме механических исследовались некоторые физические свойства изделий, штампованных в обычных условиях и с наложением ультразвуковых колебаний. Так, плотность изделий из алюминия и меди, полученных закрытой осадкой (со степенями деформации, составляющими 10, 25, 45 и 62 %) в обычных условиях и с наложением ультразвуковых колебаний, определялась методом гидростатического взвешивания. Исследуемый образец взвешивался в воздухе и в воде. Было установлено, что у изделий из алюминия и меди, полученных штамповкой в обычных условиях и с наложением ультразвуковых колебаний, с увеличением степени деформации плотность уменьшается. Однако при всех степенях деформации плотность изделий, полученных штамповкой с наложением ультразвука, больше, чем у изделий, полученных штамповкой в обычных условиях. Это различие в плотности можно объяснить следующим образом. Известно, что пластическая деформация металла сопровождается упрочнением (наклепом). Снижение плотности при упрочнении объясняется уменьшением компактности пространственной решетки в результате возникающих в ней искажений [170]. При штамповке с наложением ультразвуковых колебаний наряду с процессом упрочнения протекает процесс разупрочнения металла и при схемах напряженного состояния с наличием сжимающих напряжений плотность по мере уменьшения различного рода пустот и нарушений структуры увеличивается.

Чистота поверхности изделий из алюминия и меди, полученных закрытой осадкой со степенью деформации 45 % в обычных условиях и с наложением ультразвуковых колебаний, определялась в направлении, параллельном продольной оси изделий на профило-

графе-профилометре блочной конструкции модели 201 завода «Калибр». Погрешность измерений составляла 4 %. По отклонению стрелки на шкале профилометра определялось среднее арифметическое отклонение профиля, и по этой величине с помощью таблиц оценивался класс и разряд чистоты поверхности штампованных изделий. Результаты измерений приведены в табл. 3.

Таблица 3

Чистота поверхности штампованных изделий

Материал	№ образца	Среднее арифметическое отклонение профиля R_a , мк							
		Штамповка в обычных условиях				Штамповка с наложением ультразвука			
		R_{a1}	R_{a2}	R_{a3}	R_a	R_{a1}	R_{a2}	R_{a0}	R_a среднее
Алюминий	1	0,600	0,530	0,520	0,550	0,300	0,260	0,280	0,280
	2	0,450	0,410	0,460	0,440	0,275	0,315	0,310	0,300
	3	0,440	0,440	0,460	0,450	0,260	0,265	0,225	0,260
	Среднее значение	—	—	—	0,480	—	—	—	0,280
Медь	1	0,300	0,370	0,350	0,340	0,130	0,140	0,150	0,140
	2	0,390	0,370	0,380	0,380	0,105	0,105	0,120	0,110
	3	0,260	0,280	0,260	0,270	0,120	0,100	0,110	0,110
	Среднее значение	—	—	—	0,330	—	—	—	0,120

Анализ данных табл. 3 показывает, что в результате уменьшения сил контактного трения и вследствие того, что в процессе деформации инструмент, колеблющийся с ультразвуковой частотой, сглаживает неровности на поверхности изделий, повышается чистота поверхности алюминиевых изделий на два разряда и медных — на один класс и два разряда.

Точность изготавливаемых изделий имеет важное значение при получении различного рода деталей. Как известно, размеры изделий после штамповки никогда не совпадают с размерами рабочих частей инструмента, так как в результате снятия упругой деформации после окончания штамповки всегда происходит изменение размеров изделия по сравнению с размерами, заданными инструментом.

Ранее проведенные рентгеновские исследования образцов, деформированных с наложением ультразвуковых колебаний, позволили предположить, что наложение ультразвука должно изменить соотношение упругой и пластической деформации и в результате повысить точность штампованных изделий.

Исследования проводились на изделиях из алюминия, меди и стали 20, которые получали закрытой осадкой со степенью деформации 25, 45, 62 % в обычных условиях и с наложением ультразвуковых колебаний.

В табл. 4 приведены данные измерений точности штампованных изделий. Как следует из таблицы, у изделий из всех металлов, полученных закрытой осадкой с наложением ультразвуковых колебаний, наружный диаметр ближе к диаметру матрицы, чем у изделий, изготовленных штамповкой в обычных условиях. Точность изделий из алюминия, меди и стали 20, полученных штамповкой с ультразвуком, примерно на 30–60 % выше, чем у изделий, деформированных в обычных условиях. Это различие размеров штампованных изделий объясняется тем, что при штамповке без ультразвука возникающие в процессе деформации дополнительные напряжения остаются в изделии после прекращения пластической деформации в виде остаточных напряжений. При штамповке с наложением ультразвуковых колебаний вследствие уменьшения искажений кристаллической решетки и остаточных напряжений II рода дополнительные напряжения частично снимаются в процессе самой штамповки.

Поскольку удельное электрическое сопротивление металлов и сплавов весьма чувствительно к изменению структурного состояния и образованию дефектов, наложение ультразвуковых колебаний на металл в процессе его пластической деформации в силу специфического действия должно изменять величину удельного электросопротивления металла.

Исследование влияния ультразвуковых колебаний на удельное электросопротивление стали 20 проводилось на образцах $\varnothing 4,6 \times 7$ мм, вырезанных из предварительно деформированных на различные степени образцов в обычных условиях и с наложением ультразвуковых колебаний.

Точность штампованных изделий

Материал изделия	Степень деформации ε , %	Диаметр матрицы D_m , мм	Наружный диаметр изделия, мм				Эффект от применения ультразвука
			Штамповка в обычных условиях		Штамповка с наложением ультразвука		
			D	$\Delta D_1 = D - D_m$	D_y	$\Delta D_2 = D_y - D_m$	
Алюминий	25	8,08	8,10	0,02	8,09	0,01	50
	45		8,11	0,03	8,10	0,02	33
	62		8,11	0,03	8,09	0,01	66
Медь	25	8,08	8,10	0,02	8,09	0,01	50
	45		8,12	0,04	5,10	0,02	50
	62		8,13	0,05	8,11	0,03	40
Сталь 20	25	8,08	8,11	0,03	8,10	0,02	33
	45		8,13	0,05	8,11	0,03	40
	62		8,13	0,05	8,11	0,03	40

Для измерения удельного электросопротивления была использована компенсационная схема. Точность его оценки $\pm 0,05$ %. В результате исследований было установлено, что с увеличением степени деформации удельное электросопротивление стали 20 несколько возрастает для обоих способов деформирования. Однако в случае деформации с наложением ультразвуковых колебаний величина удельного электросопротивления для стали 20 при всех степенях деформации меньше, чем при деформации в обычных условиях.

Это различие удельного электросопротивления объясняется тем, что при пластической деформации стали 20 в обычных условиях и с наложением ультразвука с увеличением степени деформации растут микроискажения кристаллической решетки, измельчаются блоки мозаики и увеличивается плотность дислокаций. Указанные факторы и обуславливают повышение электросопротивления. При деформировании с наложением ультразвуковых колебаний величина микроискажений решетки и плотность дислокаций меньше, а величина блоков мозаики больше по сравнению с деформацией в обычных условиях, что и явилось причиной некоторого уменьшения удельного электросопротивления.

5.4. Исследование и разработка виброударного ультразвукового процесса штамповки прецизионных микроизделий [171,172]

Повышение точности изготавливаемых изделий и чистоты поверхности, улучшение заполнения полостей штампа, облегчение течения металла в углы штампа и снижение неравномерности распределения деформаций в заготовке при обработке металлов давлением с наложением ультразвуковых колебаний дает основание предполагать, что эти явления могут быть эффективно использованы при ультразвуковой штамповке прецизионных микроизделий и позволят: 1) обеспечить хорошее заполнение металлом рабочих полостей штампов и тем самым повысить точность изготовления поковки; 2) получить облой толщиной не более 0,01 мм, что позволит заменить трудоемкий способ снятия облоя на абразивном круге на более эффективный электрохимический; 3) повысить стойкость штамповой оснастки как самого дорогого инструмента, используемого при штамповке.

Целью работы является исследование и разработка технологического процесса ультразвуковойковки острия атравматических микроигл для микрохирургии из проволоки диаметрами 0,25; 0,20; 0,15; 0,10 мм из сплавов 40КНХМВТЮ, 20Х13, 30Х13, 40Х13. Микроатравматическая игла представляет собой металлический наконечник малых размеров сложной геометрической формы, заостренный на конце и по боковым граням (рис. 86). В торце иглы закреплен отрезок шовного материала длиной 30 см.

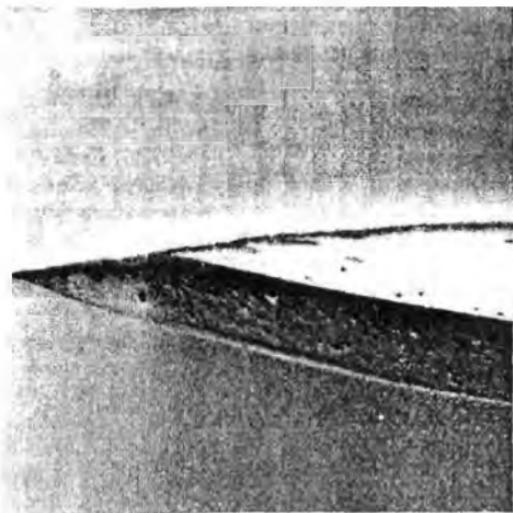


Рис. 86. Микроатравматическая игла

Исследования энергосиловых и технологических параметров процесса ультразвуковой штамповки атравматических микроигл проводились по схемам (рис. 87): а) штамповка пуансоном, закрепленным на торце волновода; б) штамповка промежуточным подвижным инструментом, колеблющимся между вибрирующим волноводом и матрицей.

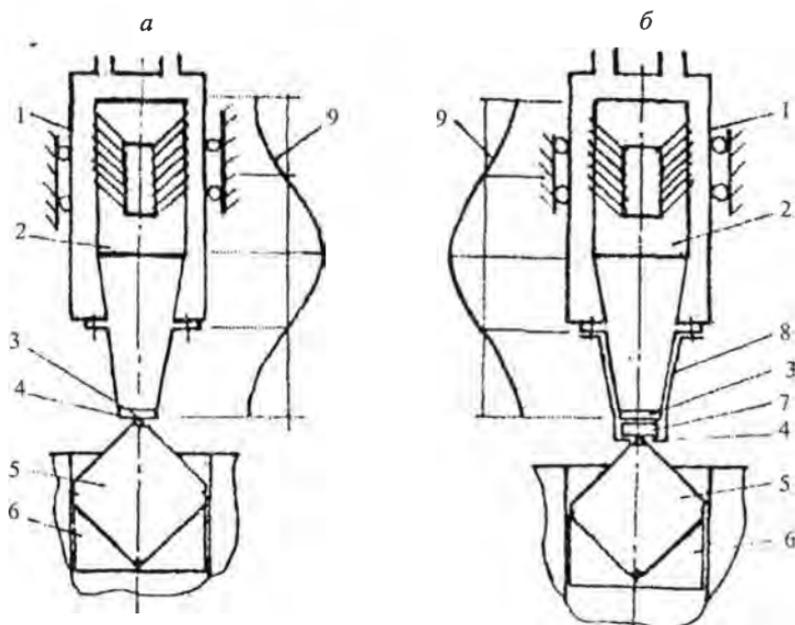


Рис. 87. Схемы деформирования: а – штамповка пуансоном, закрепленным на торце волновода; б – штамповка промежуточным подвижным инструментом, колеблющимся между вибрирующим волноводом и матрицей; 1 – корпус преобразователя; 2 – магнестрикционный преобразователь; 3 – неподвижный боек; 4 – заготовка; 5 – матрица; 6 – основа; 7 – промежуточный элемент; 8 – корпус промежуточного элемента; 9 – эпюра продольных ультразвуковых колебаний

Определяющими параметрами процесса ультразвуковой штамповки являются: амплитуда колебаний пуансона, величина натяга или зазора между инструментом и изделием, время обработки.

Исследование схемы ультразвуковой штамповки с промежуточным подвижным инструментом, применяемой для ультразвуковой обработки высокопрочных материалов, показало, что такая схема наряду с определенными преимуществами (разгрузка преобра-

зователя от статической нагрузки и исключение операций параллельной установки плоскостей матрицы и бойка) имеет ряд недостатков. Во-первых, значительно усложняется конструкция установки, и, во-вторых, возникают стохастические колебания подвижного инструмента, приводящие к интенсивному износу матрицы. Подробно динамика подвижного инструмента изложена в главе 3. Однако следует отметить, что малое время штамповки $t_{\text{обр}} \approx 0,04$ с и постоянно изменяющаяся контактная жесткость при взаимодействии пуансона с заготовкой требуют достаточно сложной системы управления колебательными режимами подвижного инструмента для того, чтобы эффективно использовать энергию ультразвука при обработке. Поэтому с учетом всех преимуществ и недостатков предложенных схем для штамповки микроизделий предпочтительнее оказалась схема с пуансоном, закрепленным на торце волновода (рис. 87, а).

При ультразвуковой штамповке прецизионных микроизделий по схеме рис. 87, а (когда пуансон закреплен на торце волновода) определяющим является количество акустической энергии, вводимой в очаг деформации, поскольку сам процесс связан с процессами упрочнения и разупрочнения, которые протекают в очаге деформации при штамповке с ультразвуком [22]. Ввод акустической энергии в очаг деформации выше пороговой приводит к переупрочнению изделия и появлению трещин, что отрицательно сказывается на качестве и выходе годной продукции, а ввод акустической энергии ниже пороговой требует увеличения статической силы поджатия, что приводит к уменьшению стойкости штамповой оснастки. Величина пороговой ультразвуковой энергии, вводимой в очаг деформации, определяется размерами очага деформации, амплитудой колебаний пуансона, скоростью деформирования поковки, статической силой поджатия, а также акустическими параметрами самой колебательной системы.

Изучим процесс штамповки иглы с наложением ультразвуковых колебаний на штамп. Рассматривая ударную функцию в виде жесткопластической характеристики (рис. 28), с учетом соотношения

$$\frac{\Delta}{a_v} = \cos\left(\frac{2\pi\delta_G}{D_0}\right) \text{ и выражения (2.29) найдем скорость процесса}$$

штамповки и амплитуду колебаний штампа:

$$v = \frac{a_v \pi \omega G^2}{D^2}; \quad (5.14)$$

$$a_v = a_0 \left(1 - \frac{64G^2 l}{a_0 \psi DEF} \right) \quad (5.15)$$

Исключая из (5.14) рабочую амплитуду колебаний штампа a_v , с помощью выражения (5.15) найдем зависимость скорости штамповки от акустических и технологических параметров процесса

$$v = \frac{a_0 \pi \omega G^2}{D^2} \left(1 - \frac{64G^2 l}{a_0 \psi DEF} \right) \quad (5.16)$$

Заметим, что скорость движения штампа v максимальна при

$$G^2 = \frac{a_0 \psi DEF}{128l} \quad (5.17)$$

и равна

$$v_{\max} = \frac{a_0^2 \omega \pi \psi EF}{256lD} \quad (5.18)$$

Для определения параметров плющения заготовки из стали 30X13 диаметром 0,2 мм экспериментально была построена диаграмма «смещение – сила» при статической (без вибраций) штамповке микроиглы в матрице. Эксперимент проводили на разрывной машине Instron. Смещение измеряли индикатором часового типа. На рис. 88 приведена диаграмма зависимости усилия штамповки P от смещения пуансона X . Смещение отсчитывается от момента соприкосновения пуансона с заготовкой. Экспериментальная кривая нагружения хорошо аппроксимируется следующей зависимостью: $P = 0,13X^2$. Разгрузка осуществляется по вертикальной прямой, показанной на рис. 88 пунктирной линией. Из диаграммы нагружения видно, что для штамповки микроиглы без наложения ультразвука необходимо усилие $P_0 \approx 3$ кН.

Отметим, что выражение (5.18) получено для жесткопластической диаграммы нагружения. Построим фиктивную жесткопластическую диаграмму нагружения таким образом, чтобы работа, необходимая для пластического деформирования при реальной диаграмме нагружения, равнялась работе пластического деформирования при фиктивной, т. е.

$$DX_0 = \int_0^{X_0} P dx = 0,04X_0^3.$$

Отсюда следует, что

$$D = \frac{P_0}{3}.$$

Подставляя полученное для D в (5.18) выражение и считая, что процесс штамповки идет с постоянной скоростью, оценим время, необходимое для штамповки одной микроиглы:

$$t_{\text{обр}} = \frac{X_0}{v_{\text{max}}} = 11,1 \frac{lX_0^3}{a_0^2 \omega \pi \psi EF}, \quad (5.19)$$

где X_0 – максимальное смещение пуансона от момента соприкосновения с заготовкой до получения окончательной поковки.

При $l = 60$ мм; $\psi = 0,03$; $\frac{\omega}{2\pi} = 22 \cdot 10^3$ с⁻¹; $E = 2 \cdot 10^{-7}$ Н/см²; $F = 0,7$ см²; $a_0 = 10$ мкм; $X_0 = 48$ мкм время обработки одной микроиглы $t_{\text{обр}} = 4 \cdot 10^{-2}$ с, а требуемую силу поджатия находим из (5.17) $G = 23$ Н.

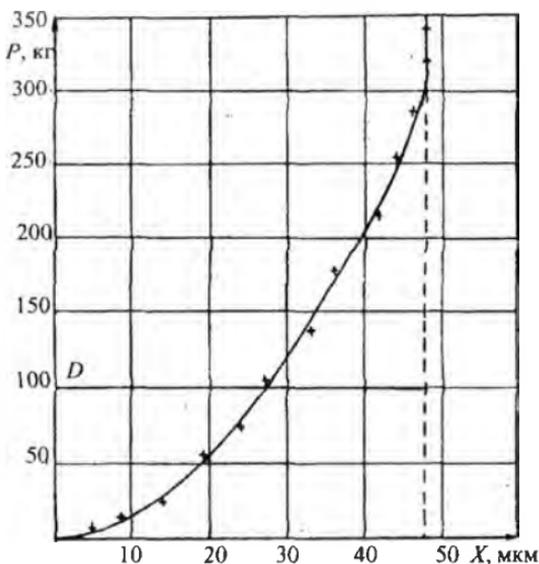


Рис. 88. Зависимость усилия деформирования от смещения штампа

Для проверки теоретических расчетов проводились эксперименты на установке, схема которой показана на рис. 89. Для штамповки микроигл наиболее целесообразно с точки зрения эффективного использования ультразвуковой энергии и простоты конструкции

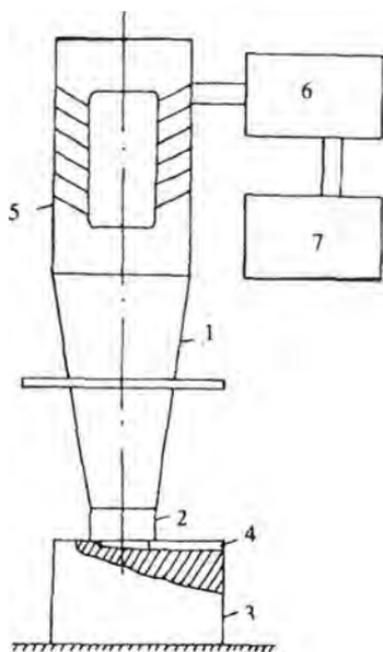


Рис. 89. Схема установки для штамповки с ультразвуком. 1 - концентратор; 2 - боек; 3 - матрица; 4 - гравюра матрицы; 5 - преобразователь; 6 - генератор УЗДН-2Т; 7 - генератор импульсов Г5-56

использовать схему с продольными колебаниями пуансона, очаг деформации располагать в пучности смещений стоячей волны, а матрицу крепить жестко к основанию установки [72]. Экспериментальная установка собрана на базе промышленного ультразвукового генератора УЗДН-2Т с магнитострикционным преобразователем с рабочей частотой 22 кГц. Ультразвуковые колебания подводились к очагу деформации от экспоненциального концентратора из стали 45 с закрепленным на конце бойком из стали У8. С целью повышения износостойкости боек калили до HRC 60–65. Статическое поджатие ультразвуковой колебательной системы к очагу деформации при штамповке осуществляли с помощью набора грузов, которые устанавливали на специальную площадку, закрепленную в узле смещений магнитострикционного преобразователя. Для создания поджатия меньше собственного веса колебательной системы использовали противовес. При регистрации амплитуды колебаний применялся датчик, представляющий собой катушку, содержащую 500 витков провода, расположенный в пучности напряжений волновода. Принцип действия такого датчика основан на обратном магнитострикционном эффекте. Этот же датчик служил и датчиком обратной связи. Сигнал с датчика подавался

на милливольтметр ВЗ-38А. Тарировку датчика амплитуды проводили на холостом ходу с помощью микроскопа МИ-1 с пределом измерений до 0–0,5 мм и ценой делений 0,0001 мм. Для измерения амплитуды смещений торца волновода выключали анодное питание генератора и по шкале микроскопа отмечали светящуюся точку торца волновода. Затем, включив анодное напряжение, измеряли удвоенное значение амплитуды торца волновода и фиксировали соответствующий этой амплитуде сигнал с датчика милливольтметром. По этим двум величинам строили тарировочный график. Измерения показали, что эта зависимость является линейной. Таким образом, в процессе штамповки амплитуда колебаний торца волновода регистрировалась датчиком с выводом сигнала на милливольтметр.

Измерение частоты колебаний ультразвуковой системы производили в автоматическом режиме работы электронно-счетного частотомера ЧЗ-24 со временем индикации, удобным для фиксации показаний прибора (1–4 секунды).

Время обработки задавалось от генератора импульсов Г5-56, который был включен в цепь запуска ультразвукового генератора УЗДН-2Т. Такая схема запуска позволяла плавно регулировать время обработки от $5 \cdot 10^{-5}$ до 1 с.

Для регулирования подачи заготовки в очаг деформации сделан специальный ограничитель, который автоматически убирался при фиксировании заготовки в матрице перед штамповкой. Матрицу изготавливали в виде кубика из стали 5ХНМ, а затем после нанесения гравюры закаливали до НВ 429–477.

В ходе эксперимента установлено, что ультразвуковая штамповка осуществляется при усилии прижима, равном собственному весу магнитострикционного преобразователя в рабочем состоянии (23 ± 1 Н). Амплитуда колебаний бойка была выбрана 10 мкм, поскольку с такой амплитудой колеблется торец выходной ступени концентратора серийного преобразователя при потреблении мощности генератора, близкой к максимальной (≈ 400 Вт). Оптимальное время обработки при заданном усилии прижима и амплитуде колебаний составляет $0,04 \pm 0,005$ с.

Хорошее совпадение теоретических расчетов с экспериментом объясняется тем, что силовая характеристика $P(X)$ влияет на движение колебательной системы лишь своим интегралом на малом отрезке интегрирования и, следовательно, она может быть аппроксимирована любой удобной зависимостью, приводящей к такому же значению интеграла [52].

Экспериментально установлено, что отклонение параметров от указанных значений приводит к ряду нежелательных явлений. Было исследовано влияние статического усилия на процесс ультразвуковой штамповки. Дополнительное увеличение статического поджатия позволяет несколько сократить время обработки, но понижает стойкость матрицы. При уменьшении статического поджатия наблюдается недозаполнение матрицы, проявляющееся в том, что нижние грани иглы имеют большие радиусы закруглений. Увеличение времени обработки сверх оптимума влечет за собой перенаклеп облоя, потемнение острия иглы, а уменьшение – приводит к недоформированию заготовки.

Как показали исследования, амплитуда колебаний инструмента порядка 10 мкм вполне обеспечивает процесс штамповки микроигл из стали 30Х13. Получение больших амплитуд в серийном преобразователе связано с применением дополнительного концентратора с малым диаметром выходного сечения, что усложняет конструкцию и вызывает появление изгибных колебаний волновода, отрицательно сказывающихся на качестве микроизделия и стойкости матрицы. Уменьшение амплитуды увеличивает время обработки и снижает эффективность воздействия ультразвука на процесс пластической деформации.

Следует отметить, что на третьем, заключительном, периоде штамповки ультразвуковая энергия вводится в основном в облой, так как его площадь становится намного больше поверхности поковки, контактирующей с пуансоном. Это приводит к тому, что облой упрочняется больше, чем поковка. Такая особенность штамповки с ультразвуком позволяет эффективно применять электрохимический способ удаления заусенца, практически не испортив нижние безоблойные грани поковки, потому что при электрохимическом травлении максимальный съем металла идет с острых и сильно упрочненных участков поковки.

Таким образом, научно обоснованный выбор определяющих параметров ультразвуковой штамповки, таких как амплитуда колебаний инструмента, статическое усилие поджатия инструмента к матрице и время обработки, позволяет повысить стойкость матрицы в два раза и получать с одного ручья матрицы в среднем 850 штук изделий требуемого качества (вместо 400 штук при штамповке без ультразвука). Данная разработка признана изобретением [172].

5.5. Ультразвуковая виброударная технология формообразования режущих кромок медицинских скальпелей

Хирургические скальпели относятся к колюще-режущим инструментам (рис. 90). Они имеют острый конец и заточенную режущую кромку. Воздействие скальпелей комбинированно: погружаясь в тело, они раздвигают волокна тканей и вместе с тем разрезают их своими режущими кромками. Успех хирургической операции во многом определяется качеством выполнения разреза: атравматичностью, заключающейся в минимальной поврежденности ткани в зоне резания и ее деформации до начала разрезания, отсутствием давления на нижерасположенные органы. Одним из основных требований к режущему хирургическому инструменту (скальпелям) является снижение травматизма биологических тканей. Это в свою очередь достигается путем улучшения качества заточки лезвия. Режущая способность скальпелей

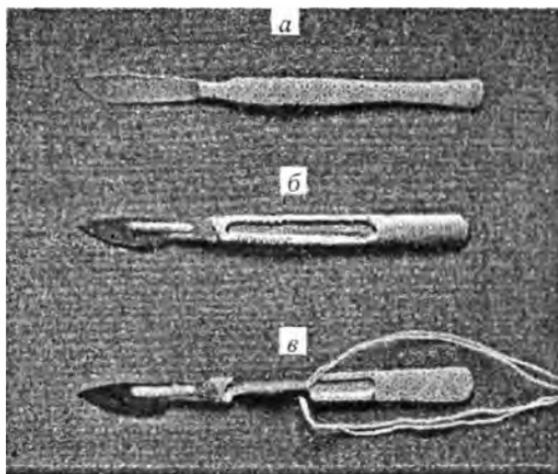


Рис. 90. Образцы скальпелей: а – стандартный цельнометаллический; б – со съемным лезвием, изготовленным по новой технологии; в – с тензодатчиками для определения усилия резания

(основной фактор в определении функциональной пригодности скальпелей) определяется свойствами материала и геометрией режущей части, а именно: толщиной режущей кромки и ее твердостью. Потеря режущей способности скальпелей фиксируется как превышение критического значения прорезания тканей (максимально допустимое усилие врезания в ткань при вскрытии брюшины – 20 Н) [176].

Заточка режущих инструментов традиционно производится абразивными кругами. Однако такой метод получения режущей кромки металлических лезвий практически исчерпал себя в плане улучшения параметров заточки лезвия. Причина этому – локальный разогрев режущей кромки лезвия в зоне контакта с абразивным кругом и образование прижогов, что приводит к изменению структуры и фазового состава металла, понижению твердости и как следствие – к понижению режущей способности и износостойкости режущего медицинского инструмента. Кроме того, поэтапный съем металла и образование заусенца требуют многооперационности процесса механической заточки и достаточно сложного и дорогостоящего оборудования и абразивного инструмента, особенно при производстве режущего микроинструмента.

Существующие способы формирования режущего клина прокаткой в основном применимы к прямолинейным кромкам и достаточно массивным изделиям из-за образования саблевидности лезвия, обусловленной удлинением его режущей кромки, и не позволяют получить острую режущую кромку толщиной порядка 3 мкм на медицинском режущем инструменте с криволинейной в плане формой.

В связи с вышесказанным и с учетом динамических особенностей, возникающих при обработке металлов давлением с наложением ультразвуковых колебаний (облегчение течения металла в углы штампа и снижение неравномерности распределения деформаций в заготовке), есть основание предположить, что эти явления могут быть эффективно использованы при ультразвуковой ковке режущей кромки лезвия скальпеля. Процесс ультразвуковой виброковки должен обеспечить преимущественное пластическое течение металла в сторону сужения режущего клина в локальном очаге де-

формации, перемещающемся вдоль криволинейной режущей кромки скальпеля. Однако первые же эксперименты показали, что металл хорошо затекает в сторону сужения режущего клина, но его течение в клин происходит от верхней и нижней частей заготовки (обратная бочка, рис. 80), и режущий клин состоит из двух половинок, что является браком для любого режущего инструмента. Этот вопрос был успешно решен, но в данной работе это не освещается по коммерческим соображениям.

Обработка кромки лезвия толщиной 0,4 мм происходит в зазоре между рабочими торцами двух магнотриксционных преобразователей (рис. 91), один из которых закреплен неподвижно, а другой – установлен с возможностью осевого перемещения и прижат своим торцом к торцу неподвижного преобразователя. В процессе вибровка твердосплавными бойками, припаянными к рабочим торцам волноводов и выполненными в виде усеченного конуса, формируется режущий клин лезвия, переходящий в облой (заусенец). Бойки установлены по отношению друг к другу под углом φ в плоскости, проходящей через оси симметрии бойков перпендикулярно плоскости заготовки, при этом угол φ определяют из соотношения $180^\circ > \varphi > 20^\circ$ [174]. Подача кромки заготовки лезвия скальпеля в зону обработки осуществляется вращением заготовки в плоскости, перпендикулярной оси волноводов.

На рис. 91 изображена схема предлагаемого устройства, которое состоит из двух оппозитно расположенных деформирующих бойков в виде усеченных конусов 1 и 2, источников ультразвуковых колебаний, например магнотрикскторов 3 и 4, подсоединенных к

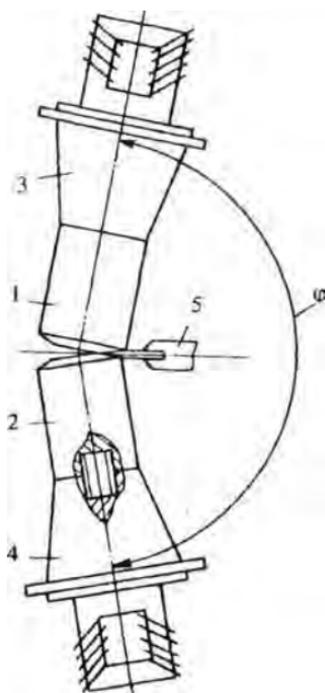


Рис. 91. Схема устройства для изготовления лезвий на кромках плоских заготовок

бойкам. Продвижение заготовки 5 относительно деформирующих бойков осуществляется с помощью подающего механизма (не показан). Рабочие поверхности бойков 1 и 2 образуют угол формирующего клина.

Устройство работает следующим образом. Формообразование лезвия осуществляется при последовательном перемещении кромки плоской заготовки 5 относительно очага деформации, образуемого рабочими поверхностями бойков 1 и 2, за счет энергии ультразвуковых колебаний с амплитудой 12 мкм, возбуждаемых в бойках двумя преобразователями 3 и 4.

Использование предлагаемого устройства [174] позволяет изготавливать качественные лезвия клинообразных режущих инструментов, имеющих криволинейную режущую кромку, и снизить износ бойков.

В [173] предложен способ изготовления плоских изделий. Изобретение относится к обработке металлов давлением, в частности к способам изготовления лезвий клинообразных режущих инструментов методом пластического деформирования в ультразвуковом поле, и может быть использовано для изготовления лезвий хирургических скальпелей.

Цель изобретения – увеличение технологичности процесса формообразования лезвий режущих инструментов, преимущественно с криволинейной в плане кромкой, и повышение качества изделий.

На рис. 92 изображена схема устройства (вид сбоку) для осуществления способа, на рис. 93 – то же (вид в плане).

Рабочие поверхности бойков 1 и 2 выполнены коническими и образуют между собой угол, соответствующий углу клина, формируемого на заготовке 3. Бойки 1 и 2 связаны соответственно с источниками 4 и 5 возбуждения ультразвуковых колебаний. Держатель 6 под воздействием пружины 7 сообщает заготовке 3 усилие подпора, направленное перпендикулярно оси бойков 1 и 2. Кроме того, держатель 6 связан с механизмом перемещения заготовки 3 вдоль очага деформации (не показан). Бойки 1 и 2 установлены с зазором 2А, равным двойной амплитуде ультразвуковых колебаний, возбуждаемых источниками 4 и 5.

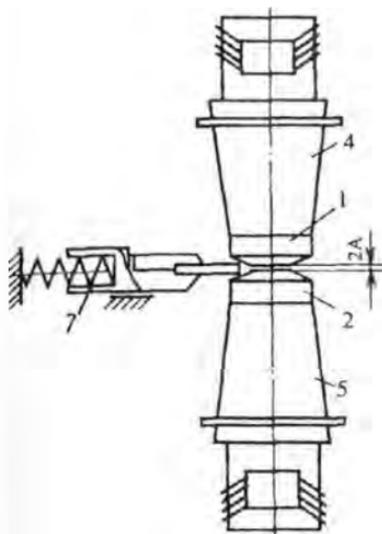


Рис. 92. Схема устройства:
вид сбоку

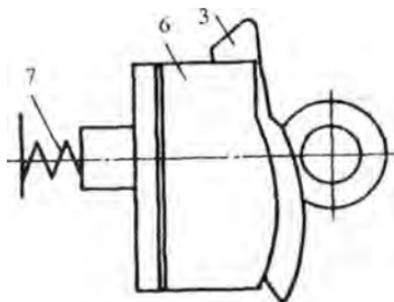


Рис. 93. Схема устройства:
вид в плане

Способ осуществляется следующим образом.

Заготовку 3 устанавливают в держателе 6 и подают в исходное положение между коническими рабочими поверхностями бойков 1 и 2. Держатель 6 подпирают пружиной 7, передающей заготовке статическое торцовое усилие, направленное в сторону схода конических поверхностей бойков. Затем включают источники 4 и 5, сообщаящие заготовке 3 ультразвуковые колебания через бойки 1 и 2, и одновременно приводят в действие механизм перемещения заготовки вдоль очага деформации. Под совместным воздействием статического усилия пружины, ультразвуковых колебаний от источников и перемещения заготовки вдоль очага деформации происходит формирование на всем протяжении кромки лезвия клинообразного сечения, угол при вершине которого соответствует углу между образующими конических поверхностей бойков. При этом обеспечивается преобладающее течение металла заготовки к острию формируемого лезвия.

Наличие между бойками рабочего зазора, равного удвоенной величине амплитуды ультразвуковых колебаний, сообщаемых через бойки заготовке 3, препятствует затеканию металла в нерабочую зону.

Величина статического торцового усилия подбирается экспериментально и позволяет регулировать положение заготовки по отношению к формообразующему клину бойков при колебаниях размеров заготовки и отклонениях истинной криволинейной траектории от требуемой в механизме перемещения заготовки.

Предлагаемый способ [173] позволит применить пластическое деформирование с наложением ультразвука для изготовления лезвий хирургических скальпелей и повысить тем самым технологичность процесса изготовления этих изделий.

В [177] разработана математическая модель процесса ультразвуковой виброковки, основанная на совместном решении уравнений ударных колебаний преобразователей и уравнений, моделирующих нагружение упрочняющегося металла в очаге деформации. Такой подход позволяет, с одной стороны, проанализировать влияние технологической нагрузки на резонансные характеристики ультразвуковой установки, а с другой – не вдаваясь во все сложности пластического течения металла, выявить некоторые важные закономерности процесса виброковки, связать динамические характеристики ультразвуковой установки с технологическими параметрами формообразования режущей кромки.

Дальнейшая технологическая цепочка изготовления скальпелей включает операции термообработки и электрохимической обработки [176].

Для термовакuumной обработки лезвий в качестве базовой использовали печь электросопротивления камерного типа (обеспечивающая нагрев до температуры 1100 °С) с нагревателями из карбида кремния. В качестве муфеля использовали цилиндрический баллон из нержавеющей стали, охлаждаемый с одного конца кожухом с проточной водой. Холодный конец баллона снабжен затвором с вакуумным уплотнением, через который происходит загрузка кассеты с лезвиями до 200 шт. Внутренняя полость баллона соединена с форвакуумным насосом, перемещение кассеты в горячую зону и обратно осуществляется под действием ее собственной массы с лезвиями в результате наклона баллона-муфеля. В процессе закалки баллон двигается по направляющим, так что его нагреваемая часть

помещается в камеру печи, где выдерживается при необходимой температуре.

В результате закалки твердость лезвия скальпеля из стали 65X13 достигает 57,0–61,0 HRC. Термовакuumная обработка позволяет получить чистую, светлую поверхность скальпеля, что весьма существенно для последующей операции электрохимической обработки.

Сущность процесса электрохимической обработки режущего клина заключается в анодном растворении поверхностных слоев металла в электролите при подведении постоянного тока. Заострение режущего клина осуществляется за счет создания на нем повышенной плотности тока, что обеспечивается соответствующим расположением лезвия инструмента относительно катода. Степень заострения зависит также от первоначального угла режущего клина, исходной ширины режущей кромки, шероховатости поверхности и состава электролита, а также и режима процесса.

В качестве источника тока использовали генератор ТВР-100, обеспечивающий диапазоны нагрузки по току 0–1000 А, по напряжению 0–300 В. Пластинчатые катоды квадратной формы располагали на противоположных сторонах ванны-электролизера емкостью 0,5 м³ симметрично относительно центральной токоведущей шины, являющейся анодом, к которой крепили подвесные приспособления. Конструктивно подвеска представляет собой Т-образную раму с наваренными на боковую поверхность парами держателей, обеспечивающих симметричное относительно катодов крепление 30 лезвий. Данная схема подвески позволяет быстро и безопасно производить монтаж и съем лезвий, что особенно важно при серийном производстве.

Разработанный состав электролита и режимы обработки позволяли получать требуемую ширину режущей кромки лезвия 1–1,5 мкм при обеспечении светлой, блестящей боковой поверхности. Проведены исследования влияния геометрических и механических параметров рабочей кромки на режущую способность скальпелей [178].

Как показали исследования, существенное влияние на режущую способность скальпелей оказывает твердость материала режущего

клина. Сравнительные испытания скальпелей, полученных абразивной заточкой и сформированных с применением ультразвука, показали преимущество последних.

Шероховатость поверхности режущего клина оказывает неоднозначное влияние на режущую способность. Снижение шероховатости обеспечивает уменьшение усилия прорезывания при врезании передней части скальпеля, однако при продольном резании нанесение регулярного микрорельефа в результате ультразвуковой обработки, повышающей шероховатость, приводит к снижению усилия резания за счет иного механизма образования микроразрывов ткани в процессе формирования разреза.

В [175] предложен обобщающий способ изготовления скальпелей. Целью изобретения является повышение производительности процесса формообразования лезвий скальпелей и повышение качества изделий.

Это достигается тем, что в предлагаемом способе изготовления лезвий скальпелей на бойки накладывают ультразвуковые продольные колебания таким образом, чтобы разность амплитуд верхнего и нижнего бойков была не меньше 5 мкм, причем пластическое формообразование режущей кромки начинают с носовой части лезвия, а окончательную доводку режущей кромки осуществляют электрохимзаточкой.

Время электрохимзаточки при разности амплитуд верхнего и нижнего бойков, меньшей или равной 15 мкм, но большей или равной 5 мкм, выбирают из выражения: $t = (\Delta a)^2 - 35\Delta a + 350$, где Δa – разность амплитуд верхнего и нижнего бойков. Время электрохимзаточки при разности амплитуд верхнего и нижнего бойков, большей или равной 15 мкм, выбирают равным 15 с.

На рис. 92 изображено устройство, с помощью которого осуществляется формообразование клина лезвия; на рис. 93 – вид на обрабатываемую заготовку; на рис. 94 – зависимость времени электрохимзаточки от разности амплитуд верхнего и нижнего бойков.

График, представленный на рис. 94, можно аппроксимировать следующими аналитическими функциями: $X = (\Delta a)^2 - 35\Delta a + 350$ при $5 \text{ мкм} < \Delta a < 15 \text{ мкм}$; $t = 50 \text{ с}$ при $\Delta a > 15 \text{ мкм}$.

Способ реализуется следующим образом.

Заготовку подают в исходное положение между бойками и подпирают пружиной, на которую прикладывают торцовое усилие, включают источник ультразвуковой энергии и осуществляют деформирование при последовательном перемещении кромки заготовки относительно очага деформации, которое осуществляется с помощью специального механизма.

При наложении усилия деформирования на участок заготовки получается, что он оказывается в состоянии всестороннего сжатия деформирующими инструментами и участком заготовки. Единственным направлением течения металла в соответствии с законом наименьшего сопротивления остается острое режущей кромки. Таким образом формируется клин высокого качества.

Эти условия не соблюдаются на носовой части лезвия, и металл в этом месте течет в разные стороны, что впоследствии требует механической доводки этой части лезвия. Чтобы исключить механическую доводку, пластическое деформирование начинают с носовой части лезвия и тем самым устраняют «краевой эффект». За счет разных амплитуд верхнего и нижнего бойков получают разные твердости верхней и нижней стороны клина.

Боек с большей амплитудой уменьшает твердость обрабатываемой стороны за счет более сильного разупрочнения металла под действием ультразвука при одинаковой степени деформации. Чем больше разность амплитуд верхнего и нижнего бойков, тем сильнее отличаются боковые поверхности клина по твердости. При $\Delta a > 15$ мкм наступает насыщение, и дальнейшее увеличение раз-

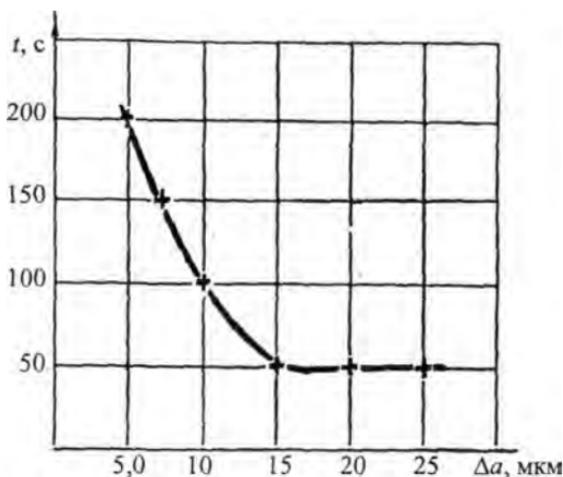


Рис. 94. Зависимость времени электрохимической обработки от разности амплитуд верхнего и нижнего бойков при комнатной температуре и плотности анодного тока 100 А/дм^2

ности амплитуд верхнего и нижнего бойков нецелесообразно. Заключительную электрохимзаточку производили в растворе электролита. За счет разной твердости боковых поверхностей клина скорость съема металла также разная. При $\Delta a < 5$ мкм этот эффект не обнаруживается. Экспериментально показано, что электрохимзаточка будет идти эффективно, если $\Delta a > 5$ мкм.

На рис. 94 приведена зависимость времени электрохимзаточки при комнатной температуре и плотности анодного тока 100 А/дм^2 от разности амплитуд верхнего и нижнего бойков. Отклонение от полученной оптимальной зависимости в сторону уменьшения времени электрохимзаточки приводит к недоформированию режущей кромки, а в сторону увеличения – к затуплению режущей кромки. Таким образом, если строго придерживаться расчетных параметров электрохимзаточки, то можно получить лезвие с режущей кромкой $1,5\text{--}2$ мкм без использования механической доводки. На рис. 95 приведены фотографии режущих кромок скальпелей на различных стадиях технологического процесса.

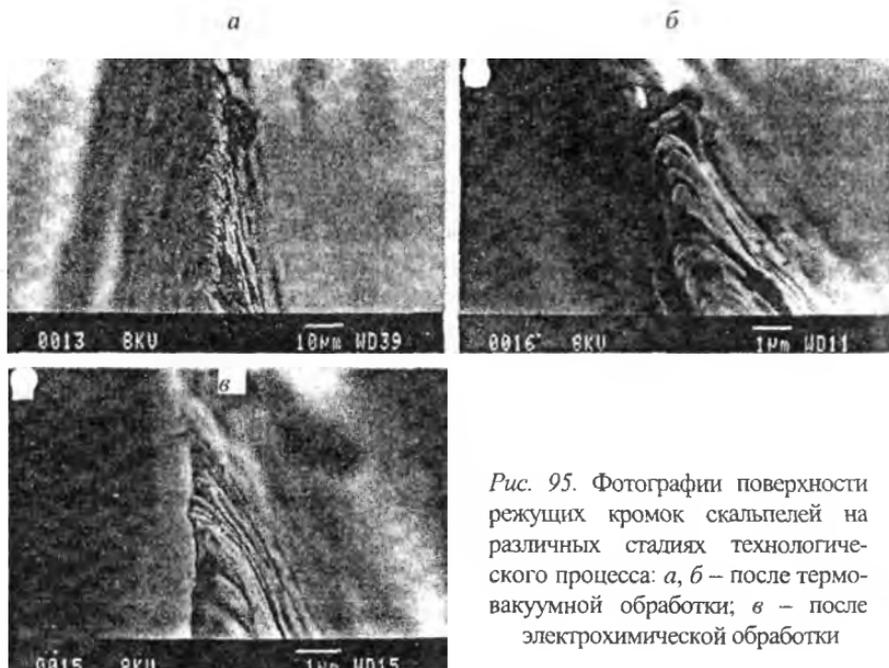


Рис. 95. Фотографии поверхности режущих кромок скальпелей на различных стадиях технологического процесса: *а, б* – после термовакуумной обработки; *в* – после электрохимической обработки

Глава 6. УЛЬТРАЗВУКОВАЯ ВИБРОУДАРНАЯ ПОВЕРХНОСТНАЯ ОБРАБОТКА

6.1. Оптимизация процесса поверхностной ультразвуковой виброударной обработки с целью повышения износостойкости деталей машин

Задача повышения эксплуатационной надежности деталей машин и конструктивных узлов приобретает все большее значение в связи с применением высокопрочных материалов, которые позволяют обеспечить большую несущую способность при их малом весе.

Однако с ростом прочности увеличивается вероятность усталостного разрушения. Использование высокопрочных материалов ограничено их высокой чувствительностью к концентрации напряжений. В настоящее время накоплен большой опыт в разработке новых способов повышения надежности деталей и конструктивных узлов. Один из наиболее эффективных видов упрочнения – поверхностное пластическое деформирование (ППД) [7–15]. Особенностью местного ППД является то, что при обработке отдельных участков поверхности не отмечается ослаблений в местах перехода наклепанного слоя в ненаклепанный. Это выгодно отличает ее от других способов упрочнения, например от поверхностной закалки, при которой зона перехода закаленного слоя к незакаленному обладает пониженной прочностью.

Велики материальные потери, связанные с преждевременным износом деталей машин, качество поверхностного слоя которых является одним из главных факторов, определяющих их долговечность [4].

Цель настоящего параграфа – выявление оптимальных по износостойкости технологических режимов восстановления деталей машин [179].

Восстановление шест колеччатых валов двигателей, работающих на истирание, осуществляется в основном двумя способами – наплавкой проволоки с порошками или металлизацией шест валов газодинамическим напылением различными материалами [183]. Оба способа предполагают последующую шлифовку в ремонтный размер. Качество поверхностного слоя и его адгезия к подложке – один из главнейших факторов, определяющих долговечность деталей, работающих в узлах трения [4]. Применение упрочняющей ультразвуковой обработки позволяет существенным образом оказывать влияние на состояние поверхностных слоев нанесенного покрытия: ультразвук способствует созданию остаточных сжимающих напряжений, уменьшению шероховатости, возникновению регулярного микрорельефа на поверхности изделия [4].

В связи с этим были проведены исследования по определению оптимального по износостойкости и технологичности способа восстановления колеччатых валов двигателей внутреннего сгорания [180].

Восстановление валов с последующей шлифовкой первым способом осуществлялось наплавкой проволокой диаметром 1,6 мм Нп-30ХГСА и порошком ПГ-СР4, составляющим до 25 % от общей массы покрытия. Толщина наплавляемого покрытия – до 2,5 мм на одну сторону.

Восстановление валов вторым способом производилось следующим образом. Предварительно восстанавливаемые участки подвергались пескоструйной обработке, а затем – газодинамическому напылению: одни образцы – сталью 20Х13, а другие – порошковым материалом ПП-НА-300. Давление воздуха в зоне напыления составляло порядка 0,6 МПа. Для защиты покрытия от окисления в воздушную смесь подавался метан под давлением 0,40–0,45 МПа. Напыление шейки вала на 0,5 мм осуществлялось в 3–4 перехода. Время однократного включения металлизатора было не более 10–12 с с целью избежания перегрева. Температура поверхностного слоя в конце процесса не превышала 150 °С, т. е. потемнение напы-

ленного слоя не допускалось. Следует отметить, что при шлифовке напыленных поверхностей происходит более быстрое засаливание абразивного круга, чем при шлифовке наплавленного покрытия.

Установка для ультразвукового упрочнения была собрана на базе токарного станка 1К62 [4]. Для получения регулярного ромбовидного микрорельефа на поверхности образца ультразвуковое упрочнение проводилось двумя инструментами, расположенными напротив друг друга и движущимися параллельно оси детали в противоположных направлениях (рис. 96). В качестве ультразвукового инструмента использовали магнитоэлектрический преобразователь ПМС1-1 с закрепленным на торце концентратора цилиндром диаметром 6 мм из твердого сплава ВК6. Обработку вели боковой поверхностью цилиндра с амплитудой колебаний 12 мкм и статической силой поджатия инструментов к детали 40 Н.

Все образцы имели одинаковый диаметр, равный 66 мм, и вращались в патроне токарного станка с одинаковой скоростью, равной 60 об/мин. В процессе упрочнения ультразвуковым инструментом в качестве смазки использовали индустриальное масло. Применение схемы с двумя обрабатывающими инструментами позволило создать на поверхности обрабатываемых деталей регулярный сетчатый микрорельеф ромбовидной формы.

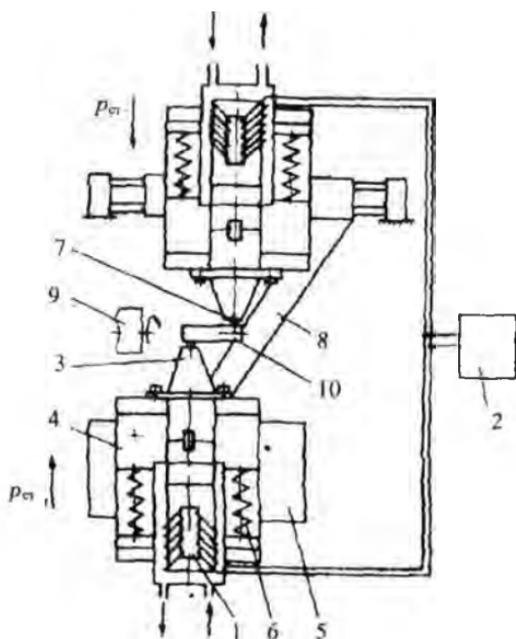


Рис 96. Схема обработки: 1 – магнитоэлектрический преобразователь ПМС1-1; 2 – генератор УЗГ1-1; 3 – волновод; 4 – корпус; 5 – продольный суппорт станка; 6 – пружины; 7 – цилиндр из сплава ВК-6М; 8 – устройство, обеспечивающее синхронность перемещения; 9 – шпиндель станка; 10 – обрабатываемая деталь

Шероховатость поверхности изменяли за счет варьирования скорости подачи ультразвукового инструмента и числа проходов [181].

Следует отметить, что после ультразвуковой обработки напыленного покрытия ухудшается сцепление покрытия с подложкой и происходит его отслоение. Это характерно для всех режимов металлизации независимо от материала проволоки. К недостаткам процесса динамического напыления также можно отнести окисление напыляемого материала при малых скоростях подачи проволоки.

Поэтому эксперименты проводились на образцах, которые были разделены на четыре группы: первая – образцы, вырезанные из нового коленчатого вала двигателя внутреннего сгорания (HRC $54,6 \pm 3,9$); вторая – образцы из изношенного вала, перешлифованные на ремонтный размер и упрочненные ультразвуковым инструментом; третья – образцы из изношенного вала, наплавленные плазменной наплавкой проволокой $\varnothing 1,6$ мм Нп-30ХГСА и порошком ПГ-СР4 до 25 % и шлифованные в ремонтный размер (HRC 55 ± 2); четвертая – образцы из изношенного вала, наплавленные аналогично образцам третьей группы, шлифованные и упрочненные ультразвуковым инструментом.

Для выявления оптимального по износостойкости режима восстановления коленчатых валов двигателей внутреннего сгорания были проведены испытания образцов на машине трения СМЦ-2 по схеме «восстановленный вал – новый вкладыш» из серийного двигателя внутреннего сгорания.

Анализ работы пары трения «вал – вкладыш» позволяет сделать вывод, что наибольший износ пары трения наблюдается во время пуска двигателя, когда отсутствует масло в системе смазки (сухое и граничное трение). На основании рекомендаций [182] было рассчитано максимальное предельное давление на подшипник скольжения, а исходя из него определена и нагрузка на пару трения испытываемого узла, которая составила 10,1 Н. Она устанавливалась на нагрузочном устройстве СМЦ-2 и была постоянной для всех испы-

тываемых образцов. В качестве смазки пары трения использовали масло М10В ГОСТ 8581–78, обычно применяемое в дизельных двигателях. С целью ускорения изнашивания в масло вводили до 30 % абразивных частиц размером менее 30 мкм SiO₂ и Al₂O₃, всегда присутствующих в эксплуатационных условиях (от них трудно очистить масло фильтрующими устройствами системы смазки двигателя внутреннего сгорания). Скорость скольжения выбирали равной 4,1 м/с из расчета примерной скорости скольжения вала относительно вкладыша при пуске двигателя.

Зависимость интенсивности изнашивания вала и вкладыша от пути трения приведена на рис. 97. Как видно, наибольшей интенсивностью изнашивания обладают образцы из нового вала и сопрягаемого с ним вкладыша. Результаты относительной износостойкости, где принята за единицу износостойкость образцов из нового вала и сопрягаемых с ним вкладышей, приведены на рис. 98.

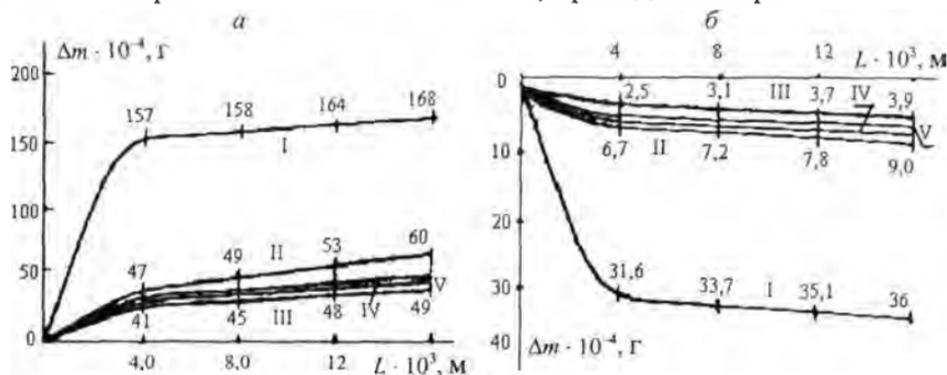


Рис. 97. Зависимость интенсивности изнашивания вала и вкладыша от пути трения: а, б – износ вала и вкладыша соответственно; I – шлифованные в ремонтный размер; II – наплавленные без упрочнения; III, IV, V – наплавленные и упрочненные; $R_a = (0,05-0,63); (0,32-0,5); (0,125-0,16)$ мкм соответственно

Анализ полученных результатов показывает, что наименьшей интенсивностью изнашивания и наиболее оптимальными для пары трения являются образцы, подвергнутые наплавке и упрочнению ультразвуковым инструментом до шероховатости $R_a = (0,2-0,5)$ мкм, со структурой микрорельефа, близкой к ячеистой. Износостойкость таких валов увеличивается в 33 раза по сравнению с новым валом, а сопрягаемых вкладышей – в 9,3 раза.

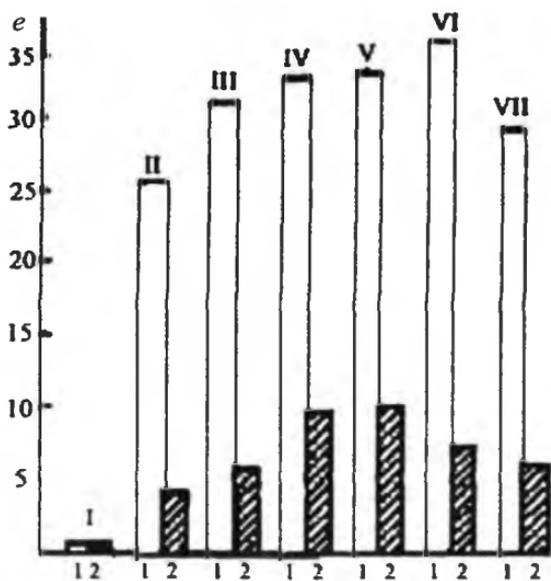


Рис. 98. Относительная износостойкость образцов при трении скольжения: 1, 2 – износ вала и вкладыша соответственно; I – шлифованный вал в ремонтный размер без упрочнения; II – наплавленный вал без упрочнения; I, IV, V, VI, VII – наплавленный вал и упрочненный; $R_a = (0,05-0,063)$; $(0,32-0,5)$; $(0,32-0,4)$; $(0,2-0,25)$; $(0,125-0,16)$ мкм соответственно

Отметим, что износостойкость вала, наплавленного, но не подвергнутого упрочнению ультразвуковым инструментом, возрастает в 25 раз, а сопрягаемого с ним вкладыша – в 4 раза по сравнению с новым. Уменьшение шероховатости при обработке ультразвуковым инструментом до $R_a = 0,063$ мкм может снижать износостойкость вала в 31,2 раза, а втулки – в 5 раз.

6.2. Инструмент и установка для упрочняющей и доводочной обработки изделий сложной геометрической формы с применением ультразвука [184]

При изготовлении изделий сложной геометрической формы, например пресс-форм, порядка 30 % от всего необходимого времени на изготовление изделия занимают финишные операции, которые осуществляются вручную. Исследования, проведенные сотрудниками ИТА НАН Беларуси, показали, что операцию доводки изделий сложной геометрической формы можно механизировать и тем самым существенно снизить время, необходимое для доводки. Этот

результат достигается наложением ультразвуковых колебаний на инструмент в зоне обработки. Обработка поверхности производится путем удара, перпендикулярного к поверхности изделия, наконечником, соединенным с ультразвуковым волноводом с частотой 20 кГц. В результате удара наконечника по поверхности изделия происходит упрочнение материала и выглаживание неровностей изделия. Движение инструмента по поверхности может осуществляться вручную или по заданной программе на фрезерных станках с ЧПУ.

При работе наконечник подвержен одновременно знакопеременному механическому и термоциклическому нагружению. При обработке поверхность наконечника весьма активно взаимодействует с обрабатываемым материалом – разрушается или истирается. Состояние поверхности наконечника предопределяет качество обрабатываемой поверхности и стабильность передачи энергии в зону обработки.

Защита наиболее нагруженной части волновода (который обычно изготавливается из стали 45) – наконечника может осуществляться путем наплавки на его торец порошков ПГ-СР4, ПГ-10Н-01, проволоки НП-65Г, НП-30ХГСА толщиной 4–5 мм. При использовании плазменной наплавки порошком ПГ-СР4 может быть достигнута твердость покрытия 60 HRC. С помощью газоплазменной наплавки порошком ПГ-10Н-01 может быть достигнута твердость не более 56 HRC. Еще более высокую твердость защитного слоя можно получить при наплавке тяжелых сплавов на основе вольфрама (98 % W, 2 % Cu) – до 30 HRA.

Однако при ультразвуковой обработке закаленных изделий, изделий из твердых сплавов типа Р6М5 и других упомянутые износостойкие покрытия малоэффективны. В этом случае необходимо использовать пластины из сверхтвердых композиционных материалов на основе карбидов вольфрама, боридов хрома, нитридов кремния, кубического нитрида бора, которые имеют твердость 90 HRA.

Крепление же тонких пластин к стальному торцу традиционным способом – с помощью пайки припоями – ненадежно. Например, пластина из сплава ВК6 (94 % карбида вольфрама, 6 % кобальта) удовлетворительно паяется к стали, а ВК3 (97 % карбида вольфра-

ма, 3 % кобальта) очень трудно поддается пайке. Таким образом, с увеличением неметаллической фазы в сверхтвёрдом композите сложность закрепления пайкой увеличивается. Наиболее твёрдый и износостойкий из упомянутых выше – композит на основе кубического нитрида бора – не может быть надёжно закреплён с помощью пайки на волноводе.

Разработка технологии нанесения износостойких и твёрдых покрытий на торец волновода с использованием композиционных материалов является актуальной задачей. Для решения поставленной задачи на основе анализа научно-технической и патентной литературы были выбраны два направления упрочняющей технологии: первое – использование плазменного переплава тугоплавких металлических порошков, в которые добавлены элементы, образующие карбиды, бориды и т. д.; второе – использование импульсной микродуговой наплавки порошков для механического закрепления пластин на основе сверхтвёрдых материалов.

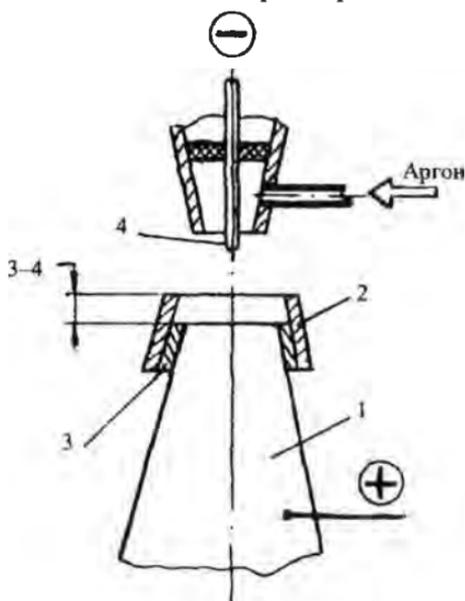


Рис. 99. Схема установки для упрочняющей обработки торца концентратора: 1 – волновод; 2 – графитовая втулка; 3 – слюда; 4 – плазматрон

В зависимости от требований, предъявляемых к твердости износостойкого покрытия, может использоваться одна из двух технологий, разработанная в ФТИ НАН Беларуси.

Покрyтия толщиной до 10 мм, имеющие твердость до 30 HRA, получают следующим образом: на волновод 1 (рис. 99) надевается графитовая втулка 2, которая изолируется от него с помощью слюды 3. На торец волновода насыпается небольшими порциями смесь порошков состава: вольфрам – 85–90 %, медь – 10–15 % (по объему); размер частиц – 40 мкм.

Порошок приваривается точками (рис. 100) к торцу волновода 1 с помощью промышленной установки конденсаторной сварки 2 мощностью свыше 300 Вт графитовым электродом 3. Таким путем наращивают слой оплавленного порошка до 2–3 мм. Емкость конденсаторной батареи – не менее 30000 мкф, напряжение зарядки – 30–35 В.

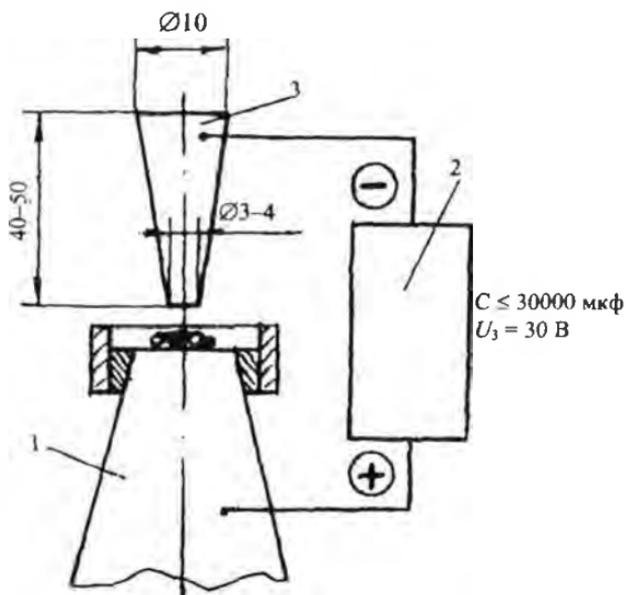


Рис. 100. Схема установки для упрочняющей обработки торца концентратора: 1 – волновод; 2 – установка конденсаторной сварки; 3 – графитовый электрод

С помощью плазмотрона 4 установки плазменной резки мощностью не менее 15 кВт производят переплав нанесенного слоя при следующих параметрах: ток дуги – 350–400 А; напряжение дуги – 20–30 В; время оплавления – 3–5 с; плазмообразующий газ – аргон.

Вновь наплавляют порошок с помощью конденсаторной сварки, но уже следующего состава: вольфрам – 70–80 %; графит – 20–30 % (по объему). Размер частиц: вольфрама – 40 мкм, графита – 10 мкм.

Наращивают слой на 2–3 мм, затем переплавляют плазмотроном 4, как указано выше.

В результате получают слой тяжелого сплава толщиной около 4 мм, содержащий карбидную фазу и надежно приваренный к волноводу, который является анодом плазмотрона.

Конденсаторная сварка порошка позволила закрепить его на поверхности торца, препятствуя уносу динамическим потоком плазмы, внести легирующие компоненты, сократить время плазменного переплава.

Снимают графитовую втулку 2 и производят абразивную шлифовку и полировку торца волновода.

Наплавку можно осуществить с использованием различных металлических порошков, образующих при плазменном переплаве с неметаллическими порошками графита, бора соответственно карбида и бориды, повышающие твердость сплава. В этом случае они вводятся в порошкообразующем виде до 30 % к объему металлического порошка. При этом их дисперсность должна быть ниже в 3–4 раза по сравнению с металлическим порошком. Дисперсность металлического порошка может находиться в пределах 30–100 мкм.

С увеличением зернистости порошка соответственно повышаются время переплава и мощность установки для конденсаторной сварки.

В случае использования для упрочнения поверхности торца волновода 1 пластин 2 из сверхтвердых материалов, например эльбора (рис. 101), последняя обрабатывается с помощью алмазного инструмента таким образом, чтобы она имела плоскую нижнюю часть и наклонные боковые поверхности. Размер пластины 2 должен быть таким, чтобы до края торца волновода было расстояние 3–4 мм.

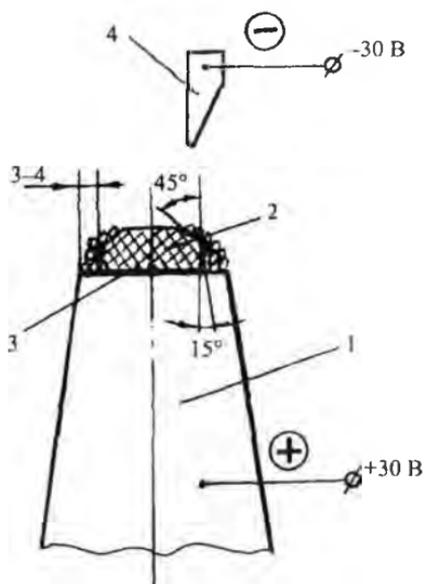


Рис. 101. Схема установки для упрочняющей обработки торца концентратора: 1 – волновод; 2 – пластина; 3 – медная фольга; 4 – графитовый электрод

Для выравнивания контактных давлений при работе волновода между ним и пластиной 2 может быть установлена медная фольга толщиной 5 мкм. Пластины прижимают к торцу волновода, на его полку насыпают небольшими порциями порошок железного сплава, содержащего 40 % никеля, 1,5 % углерода (этот сплав имеет низкий коэффициент термического расширения, близкий к КТР эльбора). Дисперсность порошка должна быть 40–60 мкм.

Осуществляют точечное оплавление порошка с помощью графитового электрода установки конденсаторной сварки. Размеры электрода и его форма изображены на рис. 102.

Последовательно наращивают толщину проплавленного слоя со всех сторон пластины, как показано на рис. 101.

Аналогичным образом можно надежно прикрепить к металлической поверхности крупный алмаз или сапфир.

На основе этих способов изготовлены и переданы заказчику для испытаний в производственных условиях три вида волноводов из стали 45 с защитными покрытиями на торцах:

- 1) 97 % – вольфрам, 2 % – карбид вольфрама, 1 % – меди;
- 2) сплав Р6М5;
- 3) пластина эльбора ($\varnothing 8$ мм, толщиной 6 мм), закрепленная платинитом (никелевым сплавом).

В результате производственных испытаний наилучшие результаты по износостойкости получены для образцов с защитным покрытием 1-го вида (вольфрам – 97 %; карбид вольфрама – 2 %; медь – 1 %). На втором месте – сплав Р6М5. Пластины эльбора, закрепленные платинитом на торце волновода, не выдерживают больших знакопеременных механических и термоциклических на-

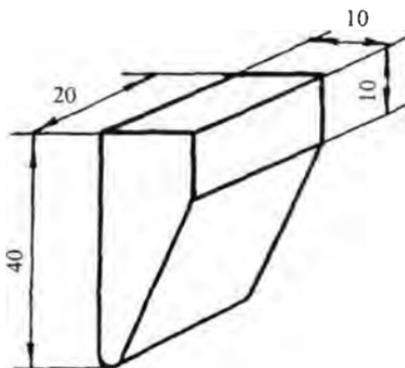


Рис. 102. Графитовый электрод

гружений, возникающих в процессе обработки, и быстро разрушаются.

В результате НИОКР создана новая технология наплавления тяжелых сплавов на основе порошка вольфрама и различных легирующих и карбидообразующих добавок на стальную поверхность ультразвукового волновода.

В ИТА НАН Беларуси разработана и изготовлена установка (рис. 103) для финишной виброударной ультразвуковой обработки шеек коленчатых валов двигателей внутреннего сгорания.

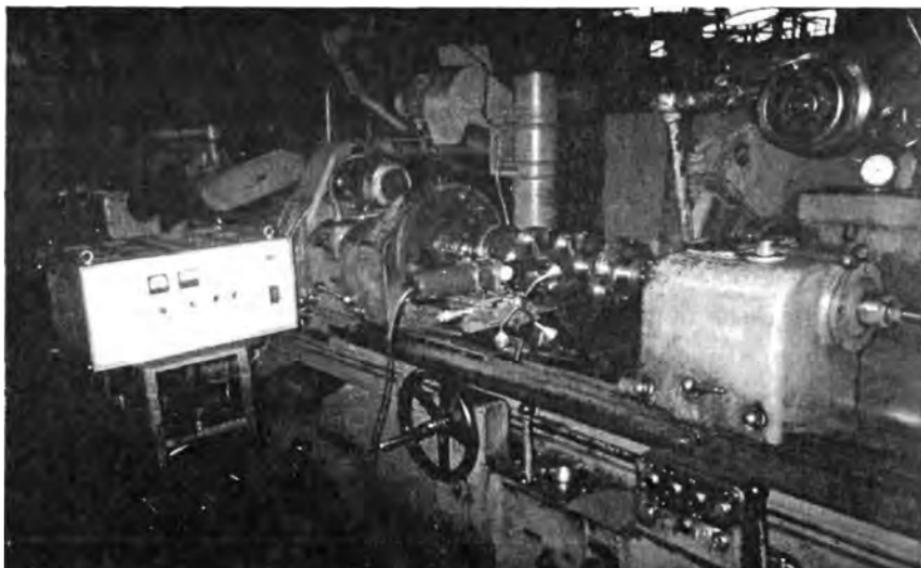


Рис. 103. Установка для финишной виброударной ультразвуковой обработки шеек коленчатых валов двигателей внутреннего сгорания

Ее технические характеристики следующие:

производительность – $0,1 \text{ см}^2/\text{с}$;

стойкость инструмента ≥ 40 ч;

шероховатость поверхности – $0,2\text{--}0,5 \text{ мкм}$;

потребляемая мощность – 1 кВт ;

частота колебаний – 22 кГц ;

амплитуда колебаний инструмента – до 15 мкм.

Ультразвуковая головка для данной установки представлена на рис. 104.

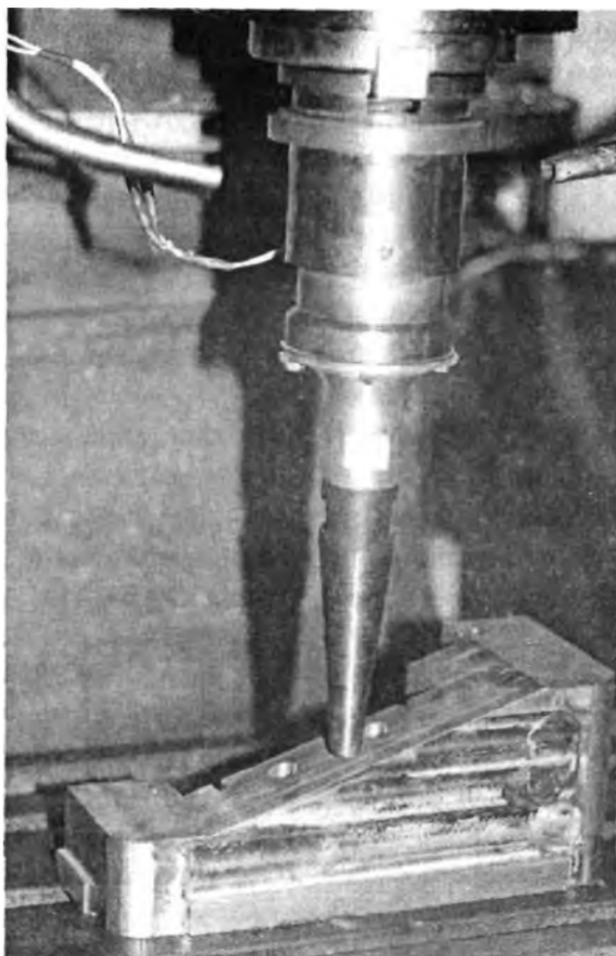


Рис. 104. Ультразвуковая головка для виброударной финишной ультразвуковой обработки изделий сложной геометрической формы

Глава 7. УЛЬТРАЗВУКОВАЯ ВИБРОУДАРНАЯ ОЧИСТКА И РАСКЛИНИВАНИЕ ДЕТАЛЕЙ

7.1. Технология ультразвуковой очистки

Исследования, выполненные как в нашей стране, так и за рубежом, показали, что применение ультразвука для интенсификации процессов очистки прецизионных деталей является наиболее эффективным из всех используемых средств.

Ультразвуковая очистка связана с кавитационно-эрозионным воздействием жидкости на очищаемую поверхность. Механизмы разрушения и удаления поверхностных пленок загрязнений фактически обусловлены механическим воздействием кавитации и действием вторичных эффектов, порождаемых ею [185–189].

Основным носителем технологического эффекта в процессах ультразвуковой очистки являются кавитационные пузырьки, или полости. В кавитирующей жидкости существуют две основные разновидности кавитационных пузырьков: захлопывающиеся в полупериод повышенного давления звукового поля и не захлопывающиеся, а пульсирующие на протяжении сотен и тысяч периодов возбуждающего поля.

Пузырьки первой разновидности при захлопывании вызывают ударную волну или формируют кумулятивную струйку, создавая импульсы высокого давления на поверхность. Эти пузырьки создают «жесткий» технологический режим, под действием которого могут разрушаться практически любые твердые поверхностные пленки и загрязнения, наблюдается пластическая деформация поверхностных слоев материала, а при длительном воздействии – и его эрозионное разрушение.

Пульсирующие пузырьки также активно участвуют в технологическом процессе очистки, создавая «мягкий» технологический режим. Амплитуды давлений, создаваемые такими пузырьками на поверхность твердого тела, и микропотоки, возникающие в пограничном слое, не приводят к пластической деформации и разрушению слоев металла. Однако их воздействия вполне достаточно для разрушения пленок, обладающих малой собственной прочностью и малой прочностью связи с очищаемой поверхностью, для ускорения процессов эмульгирования и растворения.

Эффект очистки определяется в основном двумя факторами: с одной стороны, динамикой пузырьков, а с другой – количеством пузырьков, участвующих в процессе очистки. Оба указанных фактора определяются акустическим режимом.

На практике большинство видов загрязнений содержит как растворимые, так и нерастворимые компоненты, и механизм процесса ультразвуковой очистки можно рассматривать как сложный физико-химический процесс, состоящий в зависимости от вида загрязнений из нескольких процессов:

- 1) кавитационного разрушения (эрозии) химически связанных с поверхностью и нерастворимых загрязнений;
- 2) кавитационного разрушения химически не связанных с поверхностью и нерастворимых загрязнений;
- 3) эмульгирования и увеличения скорости растворения загрязнений;
- 4) эвакуации отделенных загрязнений из зоны очистки.

В зависимости от вида и состояния поверхностных пленок загрязнений и акустических режимов тот или иной механизм процесса может играть определяющую роль. Кавитационные свойства жидкости и вторичные эффекты, порождаемые развитием кавитации, определяются физическими свойствами и состоянием технологической жидкости, а также уровнем излучаемой акустической мощности. Механизм кавитационного разрушения химически связанных с поверхностью и нерастворимых твердых пленок основан на эрозионном воздействии кавитационных пузырьков. Существу-

ют две точки зрения на механизм эрозионного разрушения. Одна связывает разрушение твердой поверхности с ударными волнами, вызванными симметричными захлопываниями полостей. Эта гипотеза была предложена и нашла свое обоснование в работах Рэлея. Расчет показывает, что амплитудное значение действующих на поверхность давлений, связанных с ударными волнами, видимо, не превышает $p \approx 100$ МПа. Вторая точка зрения основана на предположении, что разрушение твердой поверхности связано с воздействием кумулятивных струй, которые могут возникать в условиях несимметричного захлопывания пузырька, осевшего на твердую поверхность. Вторая гипотеза была высказана М. Корнфельдом и Л. З. Суворовым.

Расчет давлений, выполненный на основании анализа кинематики кумулятивной струи, дает более высокие значения $p \approx 1000$ МПа. С точки зрения механизма процесса очистки, когда речь идет о разрушении поверхностных пленок загрязнений, обычно существенно менее прочных, чем основной материал, оба рассмотренных источника механического воздействия являются достаточно эффективными и способными производить отделение и диспергирование загрязнений.

Механизм разрушения твердых пленок, не имеющих химических связей с поверхностью, дополняется процессом отслаивания, который возникает в результате пульсаций достаточно крупного и устойчивого кавитационного пузырька, внедрившегося в зазор между очищаемой поверхностью и пленкой загрязнений. Такой механизм впервые наблюдали Л. Д. Розенберг и Л. О. Макаров. Проникновение пульсирующих пузырьков в толщу загрязнения может облегчаться в результате нарушения его сплошности захлопывающимися кавитационными пузырьками.

Удаление вязких поверхностных загрязнений связано в первую очередь с процессами эмульгирования и растворения. Ускорение наблюдаемых физико-химических процессов обусловлено в большой степени микротечениями, возникающими в акустическом пограничном слое, и в результате непосредственного воздействия давлений, создаваемых как захлопывающими, так и пульсирующими

ми пузырьками. Как доказал расчет динамики состояний пульсирующих пузырьков, возникающие микропотоки в пограничном слое могут иметь скорость от нескольких до десятков метров в секунду, а давление на поверхность твердого тела при этом может достигать 10 МПа. Такое давление не приводит к разрушению поверхности металлов, но эффективно воздействует на менее прочные пленки поверхностных загрязнений. Динамика пузырька определяет величину давлений, масштаб микропотоков и, как следствие, величину технологического эффекта. Крупномасштабные потоки, наблюдаемые в кавитационной области, в основном играют роль транспорта, доставляя технологически активные пузырьки к участкам очищаемой поверхности. Одновременно необходимо отметить, что крупномасштабные потоки играют определяющую роль в процессе выноса загрязнений из глубоких отверстий и полостей.

Технологические направления ультразвуковой очистки различаются между собой акустическими режимами, конструкцией ультразвуковых колебательных систем, схемами очистки и конструкцией оборудования. Каждое из этих направлений имеет свою наиболее эффективную область использования.

Низкоамплитудная очистка характеризуется удельной излучаемой акустической мощностью, не превышающей $W = 3-4 \text{ Вт/см}^2$ и амплитудами колебания источника звука $a \approx 2-3 \text{ мкм}$.

Поиски путей усиления эрозионных эффектов привели к появлению ультразвуковой технологии при избыточном статическом давлении. В этом случае в технологическом объеме создают избыточное статическое давление 0,2–0,5 МПа за счет внешнего источника. Это позволяет в десятки и сотни раз повысить интенсивность кавитационной эрозии.

Процессы высокоамплитудной ультразвуковой очистки предусматривают использование стержневых колебательных систем, обеспечивающих в жидкости амплитуду колебаний источника звука $a \approx 10-15 \text{ мкм}$. При этих амплитудах излучаемая в жидкость мощность достигает $10-20 \text{ Вт/см}^2$. Высокая плотность излучаемой в технологический объем акустической мощности повлекла за собой возникновение в жидкости эффектов, позволивших интенсифицировать процессы очистки.

7.2. Стохастические виброударные режимы механического контактного взаимодействия в процессах ультразвуковой очистки и расклинивания

В результате анализа литературы и проведенных исследований предложен способ ультразвуковой очистки и расклинивания форсунок (получено решение на выдачу патента Республики Беларусь на изобретение, заявка № а20010722).

Он относится к контактным способам очистки внутренних полостей и наружных поверхностей изделий от твердых нерастворимых загрязнений и может быть использован при разработке технологических процессов ремонта и восстановления изделий в различных отраслях промышленности.

Известен способ контактной ультразвуковой очистки изделий путем погружения их в моющий раствор, возбуждения в нем высокоамплитудных ультразвуковых колебаний и создания механического контакта источника колебаний и изделия [189].

Недостаток этого способа – низкая эффективность очистки от твердых нерастворимых загрязнений, имеющих прочную механическую и химическую связь с изделием, вследствие низкой эффективности передачи энергии ультразвуковых колебаний заданной частоты от источника колебаний к изделию. Кроме того, такой способ контактной очистки не позволяет разделить изделие на составные элементы, которые соединились друг с другом в процессе эксплуатации при повышенных температурах из-за образования твердых нерастворимых загрязнений.

Для рассоединения изделия на составные элементы и эффективной очистки внутренних полостей и наружных поверхностей от нерастворимых загрязнений между колеблющейся поверхностью ультразвукового источника колебаний и изделием возбуждают стохастический виброударный режим механического контактного взаимодействия.

Задача, на решение которой направлено изобретение, – это возбуждение резонансных всевозможных форм колебаний в изделии.

Предлагаемый способ очистки основан на том, что, с одной стороны, для эффективного кавитационного воздействия необходима частота 8–10 кГц, с другой – только за счет кавитации невозможно рассоединить изделие на детали и очистить отверстия малого диа-

метра (меньше 3 мм). Это возможно, если в изделии возбудить разные формы колебаний (изгибные, продольные и т. п.) с максимальной амплитудой, каждая из которых имеет свою собственную частоту. Поэтому просто контактным воздействием на изделие с заданной частотой ультразвуковых колебаний источника, например 22 кГц, такой эффект получить невозможно. Но если на изделие воздействовать не периодически, а стохастическими импульсами, то в этом режиме существуют частоты, совпадающие с частотами различных форм собственных колебаний изделия. При вибрации изделия оно как бы «страхивает» с себя загрязнения, а кавитационное воздействие, вызванное вибрациями изделия, дополнительно интенсифицирует процесс очистки по всей его поверхности, включая каналы и отверстия. Получить стохастические виброударные режимы между колеблющейся поверхностью ультразвукового источника колебаний и изделием можно подбором характеристик упругих элементов, которыми необходимо прижать изделие к колеблющейся поверхности источника ультразвуковых колебаний, самой силы поджатия и амплитуды колебаний торца волновода [141]. Для распылителя форсунки экспериментально установили: жесткость пружины – 5240 Н/м; сила поджатия – 5 Н; амплитуда колебаний торца волновода – не менее 48 мкм. Сравнительная оценка известного и предлагаемого способов контактной ультразвуковой очистки дается следующими примерами.

Пример 1. В качестве изделий брались распылители форсунок из двигателя, подлежащего ремонту. Требовалось расклинить корпус распылителя форсунки и поршень, удалить нагар и смолообразования из распыляющих отверстий $d = 0,34$ мм и с внутренней и наружной поверхностей распылителя форсунки. Ультразвуковую контактную очистку осуществляли следующим образом. Распылитель форсунки поджимали пружинкой к торцу волновода, колеблющегося с частотой 22 кГц и амплитудой 50 мкм. Жесткость пружины и силу поджатия экспериментально выбирали так, чтобы осуществлялись стохастические виброударные колебания форсунки. В нашей установке жесткость пружины – 5240 Н/м, сила поджатия – 5 Н. Процесс вели в мощном растворе. Время для осуществления процесса очистки и расклинивания поршня и корпуса распылителя форсунки определялось экспериментально для изделий с различной степенью загрязненности, и было окончательно установлено в пределах 3 мин. Затем распылитель форсунки проверялся на стенде. Проверка показала, что при таком способе очистки все распыляющие отверстия восстанавливаются со 100%-й гарантией.

Пример 2 (сравнительный). Изделие и оснастка те же, что и в примере 1. Параметры пружины и силу поджатия выбираем так, чтобы соударения между изделием и торцом волновода происходили с постоянной частотой 22 кГц. Процесс вели в том же мощном растворе, что и в примере 1. Время очистки довели до 20 мин. Удалось расклинить и очистить 10 изделий из партии в 100 изделий.

Предполагаемое изобретение является основой разработанной технологии восстановления распылителей форсунок.

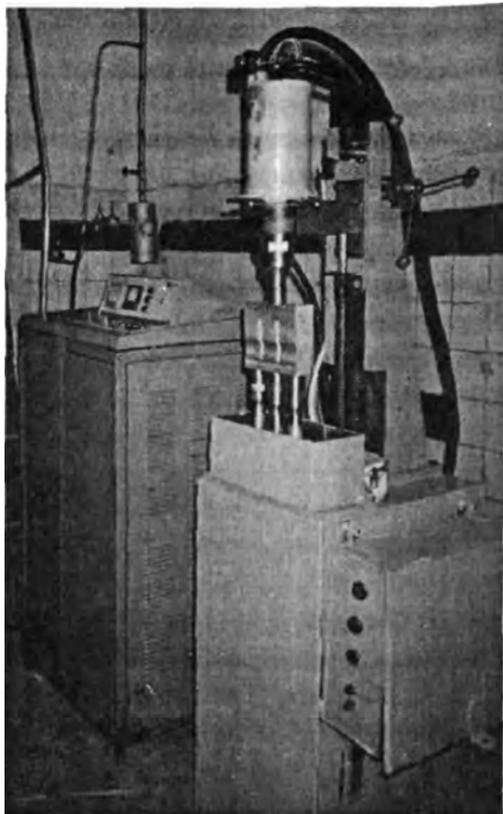


Рис. 105. Установка для ультразвуковой очистки и расклинивания форсунок

В результате выполнения работы изготовлен и испытан опытный образец оборудования и разработан технологический процесс ультразвуковой очистки деталей топливной аппаратуры. Восстановлена опытная партия распылителей (100 шт.). Проведены их испытания в соответствии с техническими требованиями на капитальный ремонт двигателей согласно ТУ РБ 100163612.089–2001 «Дизели тракторные и комбайновые: сдача в ремонт и выпуск из ремонта». Обучен обслуживающий персонал. Результаты проекта внедрены в производство ОАО «Витебский мотороремонтный завод». Внедрение результатов проекта позволит предприятию получить экономию 4 у. е. с одного восстановленного распылителя форсунки. На рис. 105 показана установка для ультразвуковой очистки и расклинивания деталей топливной аппаратуры. Идея использовать стохастические виброударные режимы механического контактного взаимодействия может послужить основой для разработки и других технологий, например очистки деталей от соляных загрязнений после их термообработки в соляных ваннах.

ЛИТЕРАТУРА

1. Асташев В. К. О согласовании колебательной системы с приводом и нелинейной нагрузкой // *Машиноведение*. – 1978. – № 3. – С. 9–16.
2. Северденко В. П., Клубович В. В., Степаненко А. В. Обработка металлов давлением с ультразвуком. – Мн.: Наука и техника, 1973. – 288 с.
3. Клубович В. В., Степаненко А. В. Ультразвуковая обработка материалов. – Мн.: Наука и техника, 1981. – 295 с.
4. Марков А. И. Ультразвуковая обработка материалов. – М.: Машиностроение, 1960. – 237 с.
5. Упрочнение титанового сплава с помощью ультразвука / И. Г. Полоцкий, В. М. Белецкий, Г. И. Прокопенко, В. И. Табачник // *Вестник машиностроения*. – 1977. – С. 74–75.
6. Прокопенко Г. И., Лятух Т. А. Исследование режимов поверхностного упрочнения с помощью ультразвука // *Физика и химия обработки материалов*. – 1977. – № 3. – С. 91–95.
7. Кулемин А. В., Кононов В. В., Стебельков И. А. Применение ультразвука для поверхностного упрочнения деталей // Пути повышения эффективности использования ультразвукового технологического оборудования для обработки материалов в 11-й пятилетке. – Л.: Ленингр. дом науч.-техн. проп., 1981. – С. 40–41.
8. Янченко Ю. А., Сагалевиц В. М. Влияние ультразвуковой обработки на снижение остаточных напряжений и деформации сварных соединений из высокопрочных сталей // *Вести машиностроения*. – 1978. – № 11. – С. 60–63.
9. Предел текучести материала при контактной ультразвуковой обработке / Ю. А. Янченко, Н. И. Завалишин, В. Ф. Савельев, Е. А. Румянцев // *Изв. вузов. Машиностроение*. – 1981. – № 7. – С. 112–114.
10. Кулемин А. В. Применение ультразвука в процессах термической обработки и поверхностного упрочнения изделий // Опыт применения ультразвука для интенсификации технологических процессов в металлургии: Тез. докл. Всесоюз. науч.-техн. семинара. – М., 1981. – С. 10.
11. Механизм поверхностного упрочнения металлов и сплавов с помощью ультразвука / А. В. Кулемин, А. Г. Козлова, В. В. Кононов, И. А. Стебельков // Опыт применения ультразвука для интенсификации технологических процессов в металлургии: Тез. докл. Всесоюз. науч.-техн. семинара. – М., 1961. – С. 21.
12. Поверхностное упрочнение изделий с помощью ультразвука / А. В. Кулемин, Е. П. Мартынов, В. В. Кононов, И. А. Стебельков // *Основные направления*

развития ультразвуковой техники и технологии на период 1981–1990 гг. – Суздаль, 1982. – С. 9.

13. **Статников Е. Ш., Шевцов Е. М., Куликов В. Ф.** Ультразвуковой ударный инструмент для упрочнения сварных швов и уменьшения остаточных сварочных напряжений // Новые физические методы интенсификации технологических процессов: Тр. Моск. ин-та стали и сплавов. – М.: Металлургия, 1977. – № 92. – С. 27–29.

14. Механизм ультразвуковой ударной обработки сварных соединений / В. Г. Бадалян, В. Ф. Казанцев, Е. Ш. Статников, Е. М. Шевцов // Вести машиностроения. – 1979. – № 8. – С. 56–58.

15. **Муханов И. И., Голубев Ю. М.** Упрочнение стальных деталей шариком, вибрирующим с ультразвуковой частотой // Вести машиностроения. – 1966. – № 11. – С. 52–53.

16. А. с. 778853 (СССР). Устройство для волочения материала с использованием ультразвуковых колебаний / В. В. Клубович, В. В. Рубаник // Бюл. изобр. – 1980. – № 42. – С. 30.

17. А. с. 660756 (СССР). Способ обработки материалов / В. В. Клубович, Л. К. Коньшев, В. В. Рубаник // Бюл. изобр. – 1979. – № 17. – С. 33.

18. **Клубович В. В., Вагапов И. К., Рубаник В. В.** Волочение тонкой проволоки через разъемную волоку с наложением ультразвука. // Докл. АН БССР. – 1979. – № 5. – С. 448–451.

19. А. с. 740329 (СССР). Устройство для волочения металла с наложением ультразвуковых колебаний на инструмент / В. В. Клубович, Л. К. Коньшев, А. С. Масаковская, В. А. Агеев, И. К. Вагапов // Бюл. изобр. – 1980. – № 22. – С. 40.

20. А. с. 774654 (СССР). Устройство для волочения проволоки с применением ультразвуковых колебаний / Т. З. Калиновская, В. В. Клубович, А. С. Масаковская // Бюл. изобр. – 1960. – № 10. – С. 30.

21. А. с. 900918 (СССР). Устройство для многократного волочения металлических изделий с применением радиальных ультразвуковых колебаний // В. В. Клубович, Г. С. Басенок, А. В. Мосин и др. // Бюл. изобр. – 1982. – № 4. – С. 18.

22. **Северденко В. П., Клубович В. В., Степаненко А. В.** Ультразвук и пластичность. – Мн.: Наука и техника, 1976. – 448 с.

23. Опыт промышленного применения ультразвуковой техники и технологии / Под ред. А. И. Маркова. – М.: НТО МАШПРОМ, 1976. – 232 с.

24. **Казанцев В. Ф.** Ультразвуковое резание // Физические основы ультразвуковой технологии / Под ред. Л. Д. Розенберга. – М.: Наука, 1970. – С. 9–70.

25. Стан для плющения тончайшей пружинной ленты из вольфрама с использованием ультразвука и электропластического эффекта / З. И. Спицын, А. В. Коньев, В. Г. Рыжков и др. // Докл. АН СССР. – Т. 236. – № 4. С. – 861–862.

26. **Тявловский М. Д., Кундас С. П.** Исследование кинематики ультразвукового плющения двумя активными деформирующими инструментами, работающими в синфазном режиме // Изв. АН БССР. Сер. физ.-тех. наук. – 1964. – № 1. – С. 56–61.

27. **Тявловский М. Д., Кундас С. П.** Кинематика ультразвукового плющения при различных амплитудах колебаний деформирующих инструментов // Изв. АН БССР. Сер. физ.-тех. наук. – 1984. – № 8. – С. 59–63.
28. **Северденко В. П., Клубович В. В., Степаненко А. В.** Прокатка и волочение с ультразвуком. – Мн.: Наука и техника, 1970. – 280 с.
29. **Robinson A. T.** Wire and wire Products. – 1964. – Vol. 39, № 2.
30. **Robinson A. T., Connely J. G., Stayton L. K.** Novel U.S. Ordnance Dep., China Lake, Calif. Progress Rep. (328), 1963.
31. **Blaha F., Langenecker B.** Plastitatsuntersuchungen von Metallkristallen in Ultraschallfeld // Acta Met. – 1959. – Vol. 7, № 2. – S. 93–100.
32. **Blaha F., Langenecker B., Oelschlagel D.** Zum plastischen Verhalten von Metallen unter Schalleinwirkung // Z. fur Metallkunde. – 1960. – b. 51, № 11. – S. 635–640.
33. **Langenecker B.** and al. Effect of ultrasound on deformation characteristics of structural metals // NAVWEPS – Report 8482, NOTSTP 3447 Naval Ordnance Test Stat. – China Lake Cal. 1964.
34. **Newill J. F., Brotzen F. R.** The effect of vibrations on the static yield strength of low-carbon steel // Proc. Amer. Soc. Testing materials. – 1957. – Vol. 57. – P. 751–758.
35. **Winsper C. E., Sansome D. H.** J. of the Inst. of Metals. – 1968. – N 96. – P. 274–281.
36. **Winsper C. E., Sansome D. H.** Metal forming. – 1971. – Vol. 38, №3.
37. **Oelschlagel D., Weiss B.** Trans. Amer. Metals. – 1966. – N 59. – P. 685–693.
38. **Lehfeldt E., Polman R.** Drahtziehen mit uberlagerten Ultra-schallschwingungen // Draht. – 1968. – b. 19, № 10. – S. 757–765.
39. **Rosner A. J.** I. Acoustic. Soc. Amer. – 1971. – Vol. 49, № 5.
40. **Носаль В. В., Рымша О. М.** Снижение тяговых усилий и определение технологических параметров процесса волочения труб с использованием ультразвуковых колебаний волоки // Сталь. – 1966. – № 2. – С. 10–13.
41. **Robinson A. T., Connely J. C., Stayton L. H.** Reft, Rep (399), 1965.
42. Steel Co of Canada. Research Develop. Dep. File (780), 1965.
43. **Mori E., Ito K.** Reports of the GTH International Congress on Acustics, 5. – Tokyo, 1968.
44. **Graff K. F.** Ultrasonic comminution // Ultrasonics Intern. 1981: Conf. Proc., Brighton. Guildford: IPC Sci. and Technol. – Press. Ltd., 1981. – P. 171–175.
45. **Корбинский А. Е., Корбинский А. А.** Виброударные системы. – М.: Наука, 1973. – 592 с.
46. **Рагульскене В. Л.** Виброударные системы. – Вильнюс; Минтис, 1974. – 320 с.
47. **Кикучи Е.** Ультразвуковые преобразователи. – М.: Мир, 1972. – 267 с.
48. **Харкевич А. А.** Теория электроакустических аппаратов. – Связьиздат, 1940. – 287 с.
49. **Гершгал Д. А., Фридман В. М.** Ультразвуковая технологическая аппаратура. – М.: Энергия, 1976. – 320 с.

50. **Ермак П. А., Марков А. И.** Способ управления процессом ультразвукового резания // Электрофизич. и электрохимич. методы обработки. – 1982. – № 6. – С. 1–2.
51. **Tsujino J., Ueoka T., Aoki S., Atsumi Y.** Studies on the ultrasonic vibration press of powder on the vibration press with a vibration die // Jap. J. Appl. Phys. 1982. – Vol. 21, № 3. – P. 199–201.
52. **Бабицкий В. И.** Теория виброударных систем. – М.: Наука, 1978. – 352 с.
53. **Асташев В. К., Бабицкий В. И.** Резонансные колебания вязкоупругого стержня с ограничителем // Изв. АН СССР. Мех. тв. тела. – 1972. – № 4. – С. 176–182.
54. **Асташев В. К., Сакаян А. Р.** Экспериментальное исследование динамики колебательной системы ультразвукового станка // Машиноведение. – 1967. – № 4. – С. 3–7.
55. **Асташев В. К., Бабицкий В. И.** Эффективность резонансной настройки систем для ультразвуковой обработки // Машиноведение. – 1981. – № 6. – С. 3–9.
56. **Maetzava S.** Steady forced vibration of unsymmetrical piece-wiselinear system // Bull. JSME. – 1961. – Vol. 4, № 14. – P. 201–218.
57. **Сунка В. Я., Степаненко А. В., Колешко Л. А.** Стабильность параметров широкополосных ультразвуковых колебательных систем // Изв. АН БССР. Сер. физ. тех. наук. – 1984. – № 4. – С. 81–85.
58. **Колешко В. М.** Ультразвуковая микросварка. – Мн.: Наука и техника, 1977. – 328 с.
59. **Бутурович И. Х., Семенов И. М., Яшин С. В.** Автоматизация поддержания резонанса колебательной системы ультразвуковых технологических установок // Автоматизация и комплексная механизация в машиностроении: Тр. ЛПИ. – 1978. – № 360. – С. 91–94.
60. **Clarke R., Midgley D., Weston C. R.** Frequency control of ultrasonic transducers // Electronics Lett. – 1982. – 18.15.
61. **Андронов А. А., Витт А. А., Хайкин С. Э.** Теория колебаний. – М.: Наука, 1981. – 568 с.
62. **Асташев В. К., Бабицкий В. И., Герц М. Е.** К синтезу авторезонансных систем // Вибротехника. – 1973. – Вып. 3 (20). – С. 253–259.
63. **Борун Г. М.** Самонастраивающийся ультразвуковой генератор // Ультразвуковая техн. – 1963. – № 4. – С. 37–39.
64. **Китайгородский Ю. И.** Экономичность ультразвуковой аппаратуры // Ультразвуковая техн. – 1963. – № 1. – С. 25–26.
65. **Arbenne M., Rackwitz H.** Uber eine Ultraschall-Zahnbohrinrichtung // Nachrichtentechnik. – 1958. – Vol. 8. – № 10.
66. **Van der Burgt G. M., Pijls H. S. I.** Motional positive feedback systems for ultrasonic power generators // JEEE Transactions on ultrasonic engineering. – 1963. – VUE-10, № 1.
67. **Андронов А. А., Майер А. Г.** Простейшие линейные системы с запаздыванием // Автоматика и телемеханика. – 1946. – Т. 7. – № 2–3.

68. Гоноровский И. С. К теории высокочастотных автогенераторов с запаздывающей обратной связью // Радиотехника. – 1958. – Т. 13. – № 5. – С. 210–215.
69. Перепелятник П. А. Автоколебания в генераторе с запаздыванием // Радиотехника и электроника. – 1961. – Т. 6. – № 10. – С. 572–577.
70. Рубаник В. П. Колебания квазилинейных систем с запаздыванием. – М.: Наука, 1969. – 287 с.
71. Асташев В. К., Герц М. Е. Возбуждение и стабилизация резонансных колебаний ультразвуковых стержневых систем // Акуст. журн. – 1976. – Т. 22. – № 2. – С. 192–200,
72. Северденко В. П., Пащенко В. С., Кособуцкий Б. С. Листовая штамповка с ультразвуком. – Мн.: Наука и техника, 1975. – 192 с.
73. Вагапов И. К., Клубович В. В., Сакевич В. Н. Влияние акустических и технологических параметров колебательной системы на процесс волочения через разъемную волоку // Изв. АН БССР. Сер. физ.-мат. наук. – 1981. – № 2. – С. 97–103.
74. Вагапов И. К., Клубович В. В., Сакевич В. Н. Исследование влияния параметров ультразвуковой колебательной системы на процесс волочения металла через разъемную волоку с наложением ультразвука // Twapnenie vysokumt parametrov. – Bratislava: Dom Techniky CSVTS, 1980. – P. 86–97.
75. А. с. 969352 (СССР). Устройство для волочения металла с наложением ультразвуковых колебаний на инструмент / В. Н. Сакевич, И. К. Вагапов, В. В. Клубович и др. // Бюл. изобр. – 1982. – № 40. – С. 32.
76. Исследование областей притяжения стационарных режимов в виброударной системе с натягом при гармоническом движении ограничителя / В. Н. Сакевич, И. К. Вагапов, В. В. Клубович и др. // Докл. АН БССР. – 1981. – Т. 25, № 10. – С. 903–906.
77. Сакевич В. Н., Вагапов И. К. Исследование влияния параметров ультразвуковой колебательной системы на процессы волочения металла через разъемную волоку // Прочность и пластичность материалов в ультразвуковом поле: Тез. докл. Всесоюз. науч.-техн. конф. – Алма-Ата: Каз. ПТИ, 1980. – С. 15–16.
78. Сакевич В. Н., Вагапов И. К., Клубович В. В. Теоретическое исследование эффективности процесса волочения через разъемную волоку // Опыт применения ультразвука для интенсификации технологических процессов в металлургии: Тез. докл. Всесоюз. науч.-техн. семинара. – Первоуральск, 1981. – С. 25–26.
79. Сакевич В. Н., Вагапов И. К., Клубович В. В. Теоретическое исследование динамики процесса волочения проволоки через разъемную волоку с наложением ультразвука // Тез. докл. Всесоюз. конф. по вибрационной технике. – Тбилиси, 1981. – С. 181.
80. Сакевич В. Н., Клубович В. В. Динамические особенности виброударного взаимодействия в двухмассовой системе // Тез. докл. Всесоюз. конф. по вибрационной технике. – Тбилиси, 1984. – С. 246.
81. Сакевич В. Н. К теории процесса волочения через разъемную волоку // Прогрессивные методы упрочняющей обработки деталей машин и инструмента: Тез. докл. науч.-техн. конф. – Витебск, 1981. – С. 8.

82. **Закржевский М. В.** Колебания существенно нелинейных механических систем. – Рига: Зинатне, 1980. – 190 с.

83. **Неймарк Ю. И.** Метод точечных отображений в теории нелинейных колебаний. – М.: Наука, 1972. – 472 с.

84. **Тимошенко С. П., Гудьер Дж.** Теория упругости. – М.: Наука, 1979. – 560 с.

85. **Бидерман В. Л., Малюкова Р. П.** Усилия и деформации при продольном ударе // Расчеты на прочность. – М.: Машиностроение. – 1964. – Вып. 10. – С. 261–306.

86. **Клубович В. В., Вагапов И. К., Рубаник В. В.** Волочение тонкой проволоки через разъемную волоку с наложением ультразвука // Докл. АН БССР. – 1979. – Т. 23, № 5. – С. 448–451.

87. **Клубович В. В., Рубаник В. В., Батвинков В. И.** Волочение проволоки из мягких материалов с использованием ультразвуковых колебаний // Докл. АН БССР. – 1980. – Т. 24, № 5. – С. 426–430.

88. Теория обработки металлов под давлением / И. Я. Гарновский, А. А. Поздеев, О. А. Ганако и др. – М.: Metallurgizdat, 1963. – 672 с.

89. **Александров Е. В., Соколинский В. Б.** Прикладная теория и расчеты ударных систем. – М.: Наука, 1969. – 199 с.

90. О высокочастотных установившихся колебаниях виброударных систем / А. В. Бачинский, Р. Ю. Бенткус, В. Л. Рагульскене, Ю. Ю. Суминский // Вибротехника. – 1973. – 2 (19). – С. 289–294.

91. **Бидерман В. Л.** Прикладная теория механических колебаний. – М.: Высш. шк., 1972. – 416 с.

92. **Боголюбов Н. Н., Митропольский Ю. А.** Асимптотические методы в теории нелинейных колебаний. – М.: Физматгиз, 1963. – 410 с.

93. **Коловский М. З.** Нелинейная теория виброзащитных систем. – М.: Наука, 1966. – 318 с.

94. **Журавлев В. Ф.** Метод анализа виброударных систем при помощи специальных функций // МТТ. – 1976. – № 2. – С. 30–34.

95. **Волосов В. М., Моргунов Б. И.** Метод осреднения в теории нелинейных колебательных систем. – М.: Изд-во МГУ, 1971. – 273 с.

96. **Вагапов И. К., Сакевич В. Н.** Исследование условий возбуждения и стабилизации ударных колебаний в авторезонансной ультразвуковой системе с полуволновым отражателем // Машиноведение. – 1985. – № 1. – С. 26–31.

97. Экспериментальное исследование динамики и автоколебательного способа возбуждения магнитострикционного преобразователя, взаимодействующего с полуволновым отражателем / В. В. Клубович, И. К. Вагапов, Д. Н. Минаков, В. Н. Сакевич // Докл. АН БССР. – 1985. – Т. 29, № 10. – С. 902–905.

98. **Вагапов И. К., Клубович В. В., Сакевич В. Н.** Теоретическое исследование ультразвуковых разъемных колебательных систем для волочения проволоки // IV Mezinarodni tazirenska, konference: Sbornik prednasek. – Ostrava: Dum techniky CSVTS, 1982. – Р. 86–90.

99. **Клубович В. В., Вагапов И. К., Сакевич В. Н.** Возбуждение резонансных ударных колебаний двух магнитострикционных ультразвуковых преобразователей, расположенных навстречу друг другу // Докл. АН БССР. – 1984. – Т. 28, № 1. – С. 25–27.
100. А. с. 1140941 (СССР). Ультразвуковая головка для деформационного упрочнения и релаксационной обработки / В. Н. Сакевич, В. В. Клубович, И. К. Вагапов и др. // Бюл. изобр. – 1985. – № 7. – С. 54.
101. **Вагапов И. К., Сакевич В. Н.** Возбуждение и стабилизация ударных колебательных режимов в разомкнутых ультразвуковых системах // Применение ультразвука в технологических процессах металлургического производства: Тез. докл. Всесоюз. науч.-техн. конф. – М., 1963. – С. 20.
102. **Клубович В. В., Вагапов И. К., Сакевич В. Н.** Теоретическое исследование процесса волочения проволоки в разомкнутых ультразвуковых системах // Применение ультразвука в технологических процессах металлургического производства: Тез. докл. Всесоюз. науч.-техн. конф. – М., 1983. – С. 27.
103. **Сакевич В. Н.** Теоретическое исследование резонансных ударных колебаний двух магнитострикционных ультразвуковых преобразователей, расположенных навстречу друг другу // Вопросы прочности металлов: Тез. докл. XIII конф. молодых ученых АН БССР. – Мн.: Наука и техника, 1983. – С. 19.
104. **Сакевич В. Н., Вагапов И. К.** Возбуждение резонансных ударных колебаний двух магнитострикционных ультразвуковых преобразователей, расположенных навстречу друг другу // V Всесоюз. науч.-техн. конф. по ультразвуковым методам интенсификации технологических процессов: Тез. докл. – М., 1983. – С. 91.
105. **Асташев В. К.** Расчет стержневых концентраторов с нелинейной нагрузкой // Акуст. журн. – 1981. – Т. 27, № 6. – С. 821–828.
106. **Попов Е. П., Пальтов И. П.** Приближенные методы исследования нелинейных автоматических систем. – М.: Физматгиз, 1960. – 337 с.
107. **Неймарк Ю. И.** Динамические системы и управляемые процессы. – М.: Наука, 1978. – 336 с.
108. **Langenecker B.** Effects of ultrasound on deformation characteristics of metals // IEEE Transactions on Sonics and Ultrasonics. – 1966. – Vol. 13, № 1. – P. 1–8.
109. Измерение амплитуды ультразвуковых колебаний с помощью рычажно-зубчатых головок / А. С. Григорьев, А. С. Живицкий, А. И. Левченко и др. // Электрофизические и электрохимические методы обработки. – М., 1973. – Вып. 10. – С. 25–29.
110. Отчет по НИР № Б 899899 / В. В. Клубович, Л. К. Коньшев, И. К. Вагапов, В. Н. Сакевич и др. // ВИНТИ. – 1981. – 142 с.
111. **Кулемин А. В.** Ультразвук и диффузия в металлах. – М.: Металлургия, 1978. – 197 с.
112. **Nishimura G. N., Jimbo J.** Ultrasonic mechanical mashing (Part, VIII) // J. Fac. Eng. Univ. of Tokyo, 1959. – V. 26, No 1.
113. **Neppiras E. A.** Report on ultrasonic machining. – Mttalwork. Product, 1956. – V. 100, No 29.

114. **Асташев В. К., Бабицкий В. И.** Виброударное взаимодействие вязкоупругих стержней // *Машиноведение*. – 1974. – № 5.
115. **Асташев В. К.** О влиянии высокочастотной вибрации на процессы пластической деформации // *Машиноведение*. – 1983. – № 2. – С. 3–11.
116. **Бабяков И. М.** Теория колебаний. – М.: Наука, 1968. – 628 с.
117. **Бабицкий В. И., Крупенин В. Л.** Колебания в сильно нелинейных системах. – М.: Наука, 1985. – 320 с.
118. **Киселев М. Г., Минченя В. Т., Ибрагимов В. А.** Ультразвук в поверхностной обработке материалов. – Мн.: Тесей, 2001. – 344 с.
119. **Клубович В. В., Сакевич В. Н.** Виброударное взаимодействие стержневых систем // *Проблемы машиностроения и надежности машин*. – 1992. – № 6. – С. 17–24.
120. Экспериментальное исследование динамики виброударного взаимодействия двух магнитострикционных преобразователей / В. А. Булавин, В. В. Клубович, В. Н. Сакевич, А. А. Юркевич // *ДАН БССР*. – 1991. – Т. 35, № 5. – С. 434–436.
121. **Булавин В. А., Клубович В. В., Сакевич В. Н.** Экспериментальное исследование динамики виброударного взаимодействия магнитострикционного преобразователя и отражателя // *Изв. АН Беларуси. Сер. физ.-техн. наук*. – 1992. – № 1. – С. 53–55.
122. **Вагапов И. К.** Нелинейные эффекты в ультразвуковой обработке. – Мн.: Наука и техника, 1987. – 159 с.
123. А. с.1729672 (СССР), МКИ В 21 J 5/00. Ультразвуковое устройство для обработки / Б. З. Богуславский, В. В. Клубович, В. Н. Сакевич, А. А. Юркевич.
124. А. с.1794572 (СССР), МКИ В 21 J 5/00. Ультразвуковое устройство для обработки металлов / Б. З. Богуславский, В. А. Булавин, В. В. Клубович, В. Н. Сакевич.
125. **Клубович В. В., Сакевич В. Н.** Некоторые особенности передачи колебаний от электроакустического преобразователя к инструменту в ультразвуковых стержневых системах технологического назначения // *Докл. НАН Беларуси*. – 2001. – Т. 45, № 6. – С. 126–128.
126. **Теумин И. И.** Ультразвуковые колебательные системы. – М.: Машгиз, 1959. – 331 с.
127. **Клубович В. В., Кулак М. М., Сакевич В. Н.** Механизм разгрузки ультразвуковой колебательной системы от действия статической силы поджатия // *Докл. АН БССР*. – 1989. – Т. 33, № 11. – С. 997–1000.
128. **Buckley J. T., Freeman M. K.** // *Ultrasonics*. – 1970. – Vol. 8, N 3. – P. 152–158.
129. Пат. 2891178 (США).
130. **Белоусов Г. А., Алешин В. А., Миусский Р. А.** и др. // *Применение новых физических методов для интенсификации металлургических процессов*. – М., 1974. – Вып. 77. – С. 231–234.
131. **Balamuth L.** *Transactions I.R.E.*, XI (1954).

132. **Блюменкранц Д. Л., Поляков З. И.** Выбор оптимальных размеров концентраторов для ультразвуковых станков малой мощности // *Акуст. ж.* – 1973. – Т. 19, № 1. – С. 9–15.
133. **Пановко Я. Г.** Основы прикладной теории упругих колебаний. – М., Машгиз, 1957. – 336 с.
134. **Клубович В. В., Сакевич В. Н.** Некоторые особенности резонансной настройки ступенчатого концентратора // *Материалы, технологии, инструменты.* – 1999. – Т. 4, № 2. – С. 99–102.
135. **Хмелев В. Н., Попова О. В.** Многофункциональные ультразвуковые аппараты и их применение в условиях малых производств, сельском и домашнем хозяйстве / *Алт. гос. техн. ун-т. им. И. И. Ползунова.* – Барнаул: Изд-во. АлтГТУ, 1997. – 160 с.
136. *Ультразвуковая технология* / Под ред. Б. А. Аграната. – М., Металлургия, 1974. – 504 с.
137. **Бронин Ф. А., Чернов А. П.** Удаление заусенцев и диспергирование порошковых материалов при воздействии ультразвука. – М., Машиностроение, 1978. – 56 с.
138. **Фельдштейн Е. Э.** Моделирование колебательных процессов в зоне резания при точении // *Материалы, технологии, инструменты.* – 2002. – Т. 7, № 4. – С. 42–47.
139. **Кумабэ Д.** Вибрационное резание / Пер. с яп. С. Л. Масленникова; Под ред. И. И. Портнова, В. В. Белова. – М.: Машиностроение, 1985. – 424 с.
140. **Марков А. И.** Ультразвуковое резание труднообрабатываемых материалов. – М.: Машиностроение, 1968. – 365 с.
141. **Сакевич В. Н.** Виброударный генератор стохастических механических колебаний // *Динамика виброударных (сильно нелинейных) систем: Сб. тр. XIV симпозиума.* – Москва–Звенигород, 2003. – С. 118–120.
142. **Сакевич В. Н.** Исследование устойчивости основного режима в колебательной системе с упругой билинейной характеристикой. – М., 1985. – Деп. в ВИНТИ 15.10.85, № 7252-В. – 13 с.
143. **Клубович В. В., Вагапов И. К., Сакевич В. Н.** Исследование виброударных режимов тела, движущегося между неподвижным и колеблющимся ограничителями // *Докл. АН БССР.* – 1986. – Т.30, № 8. – С. 717–719.
144. **Кундас С. П., Вышинский Н. В., Тявловский М. Д.** Ультразвуковое плющение лент из тугоплавких металлов, применяемых в электронной технике и приборостроении. – Мн.: Бестпринт, 2001. – 284 с.
145. **Вагапов И. К.** Нелинейные эффекты в ультразвуковой обработке. – Мн.: Наука и техника, 1987. – 159 с.
146. **Асташев В. К.** Нелинейная динамика ультразвуковых технологических машин: Автореф. дис. ... докт. техн. наук. – М., 2000. – 34 с.
147. **Мачихо Д. В., Сакевич В. Н.** Моделирование стационарных режимов движения в виброударной системе с натягом при гармоническом движении ограничителя // *Ресурсо- и энергосберегающие технологии промышленного производства: Материалы междуна. науч.-техн. конф.* – Витебск, 2003. – С. 62–67.

148. А. с. 1810150 (СССР). Способ изготовления тонкой проволоки из коррозионно-стойких сталей мартенситного класса / Б. З. Богуславский, В. И. Жидкевич, В. В. Клубович и др.
149. **Vagarov I. K., Klubovich V. V., Sakevich V. N.** Excitation and Stabilization of Autoresonance Impacting Oscillations in Ultrasonic Technological Systems // *Acustica*. – 1990. – Vol. 70. – P. 127–134.
150. Определение оптимального режима волочения проволоки с наложением продольных ультразвуковых колебаний на инструмент / В. В. Клубович, И. К. Вагапов, В. И. Жидкевич, В. Н. Сакевич // Докл. АН БССР. – 1989. – Т. 33, № 10. – С. 895–898.
151. **Преображенский А. А.** Магнитные материалы и элементы. – М., 1978.
152. Ультразвуковая обработка металлов / В. П. Северденко, К. В. Горев, Е. Г. Коновалов и др. – Мн.: Наука и техника, 1966.
153. **Северденко В. П., Клубович В. В.** Применение ультразвука в промышленности. – Мн.: Наука и техника, 1967.
154. **Северденко В. П., Клубович В. В.** // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1965. – № 1.
155. **Северденко В. П., Клубович В. В.** // Пластичность и обработка металлов давлением. – Мн., Наука и техника, 1964.
156. **Северденко В. П., Клубович В. В., Харитонович М. В.** // Пластичность и обработка металлов давлением. – Мн.: Наука и техника, 1966. – С. 179–185.
157. **Северденко В. П., Клубович В. В., Харитонович М. В.** // Пластичность и обработка металлов давлением. – Мн.: Наука и техника, 1966. – С. 186–190.
158. **Клубович В. В., Северденко В. П.** // Труды VI Всесоюз. акустической конференции. – М., 1968.
159. **Клубович В. В.** Влияние ультразвука на процесс пластической деформации: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Мн, 1963.
160. **Охрименко Я. М.** // Научные доклады высшей школы, 3. – М., 1958.
161. **Губкин С. И.** Теория обработки металлов давлением. – М., Металлургиздат, 1947.
162. **Павлов И. М. и др.** Обработка металлов давлением. – М.: Металлургиздат, 1955.
163. **Рахматулин Х А., Демьянов Ю. А.** Прочность при интенсивных кратковременных нагрузках. – М., ФМ, 1961.
164. **Karman T., Duwes P.** // *J. of Applied Phys.*, 21, № 10, 1950.
165. **Рахматулин Х. А.** // Сб. института механики АН СССР, 1949.
166. **Гвоздев А. А.** // Строительная промышленность, – 1943. – № 2.
167. **Бочвар О. С.** Труды совещания по микротвердости. – М.: Изд-во АН СССР, 1950.
168. **Зибель Э.** Обработка металлов в пластическом состоянии. – М., Металлургиздат, 1934.
169. **Красовский А. А.** О вибрационном способе линеаризации некоторых нелинейных систем // *Автоматика и телемеханика*. – 1948. – Т. 9, №1. – С.20–29.
170. **Fujiwara N., Kojima K. Japan J. Inst. Metals**, 26. 1962. – № 4.
171. Исследование и разработка ультразвукового метода изготовления хирургических микроигл / В. В. Клубович, В. А. Булавин, В. Н. Сакевич и др. // Докл. НАН Беларуси. – 2002. – Т. 46, № 5. – С. 106–109.

172. А.с. 1487275 (СССР). Способ ультразвуковой штамповки прецизионных микроизделий из цилиндрических заготовок / В. В. Клубович, В. Н. Сакевич, Г. В. Ахмедзянов и др.
173. А.с. 1720779 (СССР). Способ изготовления плоских изделий / Б. З. Богуславский, В. А. Булавин, И. К. Вагапов и др.
174. А.с. 1827904 (СССР). Устройство для изготовления лезвий на кромках плоских заготовок / В. А. Булавин, В. В. Клубович, В. Н. Сакевич, А. А. Юркевич.
175. Патент Российской Федерации 2025189. Способ изготовления лезвий скальпелей / Б. З. Богуславский, В. А. Булавин, В. В. Клубович, В. Н. Сакевич.
176. Формообразование режущих кромок медицинских скальпелей с помощью ультразвуковой технологии / Клубович В. В., Булавин В. А., Пищенко В. Н. и др. // Весці НАН Беларусі. Серыя фіз.-тэхн. навук. – 2002. – № 3. – С. 23–25.
177. **Клубович В. В., Вагапов И. К.** Модель пластического деформирования упрочняющегося материала с наложением ультразвука // Докл. АН БССР. – 1991. – Т. 35, № 4. – С. 338–341.
178. **Клубович В. В., Булавин В. А., Товпенец И. А.** Исследование влияния типа и формы режущего клина хирургических скальпелей на морфологию раневого процесса после операций // Весці НАН Беларусі. – 2003. – № 3. – С. 48–51.
179. Оптимизация процесса повышения износостойкости деталей машин / В. А. Булавин, В. В. Клубович, А. А. Лисовский и др. // Весці НАН Беларусі. – 1994. – № 3. – С. 70–72.
180. **Булавин В. А., Клубович В. В., Сакевич В. Н.** Повышение износостойкости шеек коленчатых валов двигателей внутреннего сгорания // Трение и износ. – 1995. – Т. 16, № 2. – С. 371–374.
181. **Горбило В. М.** Алмазное выглаживание. – М., 1972.
182. Трение, изнашивание и смазка: Справ.: В 2-х кн. / Под ред. И. В. Крагельского, В. В. Алисина. – М., 1979.
183. **Хасуй А.** Техника напыления. – М.: Машиностроение, 1975.
184. Инструмент для упрочняющей и доводочной обработки изделий сложной геометрической формы с применением ультразвука / А. С. Еремеев, А. Ю. Журавский, Г. Н. Здор и др. // Материалы, технологии, инструменты. – 2000. – Т. 5, № 2. – С. 97–99.
185. **Агранат Б. А.** Ультразвуковая технология. – М.: Машиностроение, 1974. – 503 с.
186. **Макаров Л. О., Розенберг Л. Д.** О механизме ультразвуковой очистки // Акустический журнал. – 1957. – № 4. – 374 с.
187. Физика и техника мощного ультразвука. Мощные ультразвуковые поля / Под ред. Л. Д. Розенберга. – М.: Наука, 1968. – 266 с.
188. **Nolting V. E., Neppiras E. A.** Cavitation Produced by Ultrasonics // Proc. Phys. Soc. – 1950. № 9. – P. 674–679.
189. **Панов А. П.** Ультразвуковая очистка прецизионных деталей. – М.: Машиностроение, 1984. – 47 с.
190. **Артемьев В. В., Клубович В. В., Рубаник В. В.** Ультразвук и обработка материалов. – Мн.: Экоперспектива, 2003. – 335 с.

ОГЛАВЛЕНИЕ

Предисловие	3
Глава 1. Ультразвуковые виброударные колебания волноводов	13
1.1. Экспериментальное исследование динамического поведения волновода, взаимодействующего торцом с технологической нагрузкой	13
1.2. Динамические особенности поведения ультразвуковой колебательной системы, вызванные виброударным взаимодействием с ограничителем	20
1.3. Виброударное взаимодействие стержневых систем	30
1.4. Некоторые особенности передачи колебаний от электроакустического преобразователя к инструменту в ультразвуковых стержневых системах технологического назначения	42
1.5. Механизм разгрузки ультразвуковой колебательной системы от действия статической силы поджатия	46
1.6. Некоторые особенности резонансной настройки ступенчатого концентратора	51
1.7. Динамическое поведение обрабатываемой детали при виброударной обработке	58
Глава 2. Особенности возбуждения и стабилизации виброударных резонансных режимов работы в ультразвуковых технологических машинах	68
2.1. Генераторы ультразвуковых колебаний	68
2.2. Методы автоматического управления процессами ультразвуковой обработки	75
2.3. Возбуждение и стабилизация авторезонансных ударных колебаний стержня, взаимодействующего с ограничителем	78
2.4. Виброударные колебания в ультразвуковой авторезонансной системе с отражателем	83
2.5. Исследование условий самовозбуждения и устойчивости авторезонанса в ультразвуковой системе с отражателем	88
2.6. Экспериментальное исследование динамики автоколебательного способа возбуждения магнитострикционного преобразователя, взаимодействующего с полуволновым отражателем	92
2.7. Исследование взаимодействия двух сжатых магнитострикционных преобразователей	96
2.8. Расчеты длин ультразвуковых отражателей с учетом нелинейного взаимодействия с магнитострикционным преобразователем	98
Глава 3. Виброударные колебания в ультразвуковых технологических установках с подвижным инструментом	100
3.1. Ультразвуковые колебательные системы с подвижным инструментом	100
3.2. Исследование устойчивости основного режима в ультразвуковой колебательной системе с упругой билинейной характеристикой	119

3.3.	Исследование областей притяжения стационарных режимов в виброударной системе с натягом при гармоническом движении ограничителя	126
3.4.	Исследование виброударных режимов инструмента, движущегося между неподвижным и колеблющимся ограничителями . . .	135
Глава 4.	Ультразвуковая виброударная интенсификация процессов волочения	143
4.1.	Исследование областей существования устойчивых субгармонических режимов в процессе волочения через разъемную волоку	143
4.2.	Оптимизация процесса волочения проволоки в разомкнутых ультразвуковых системах	152
4.3.	Исследование силовых параметров процесса волочения с наложением продольных ультразвуковых колебаний	157
Глава 5.	Характерные особенности влияния виброударных ультразвуковых колебаний на процессы свободной и закрытой осадки, плющения иковки металлов и сплавов	168
5.1.	Влияние воздействия виброударных ультразвуковых колебаний на неравномерность распределения деформаций, микротвердости и микроструктуры в процессах свободной осадки	168
5.2.	Влияние виброударных ультразвуковых колебаний на характер течения металла при свободной осадке	189
5.3.	Влияние виброударных ультразвуковых колебаний на характер течения металла при свободной осадке с истечением в полость	194
5.4.	Исследование и разработка виброударного ультразвукового процесса штамповки прецизионных микроизделий	207
5.5.	Ультразвуковая виброударная технология формообразования режущих кромок медицинских скальпелей	215
Глава 6.	Ультразвуковая виброударная поверхностная обработка	225
6.1.	Оптимизация процесса поверхностной ультразвуковой виброударной обработки с целью повышения износостойкости деталей машин	225
6.2.	Инструмент и установка для упрочняющей и доводочной обработки изделий сложной геометрической формы с применением ультразвука	230
Глава 7.	Ультразвуковая виброударная очистка и расклинивание деталей	238
7.1.	Технология ультразвуковой очистки	238
7.2.	Стохастические виброударные режимы механического контактного взаимодействия в процессах ультразвуковой очистки и расклинивания	242
Литература		245