

Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение  
высшего профессионального образования

«Уфимский государственный авиационный технический университет»

**На правах рукописи**

**БОТКИН АЛЕКСАНДР ВАСИЛЬЕВИЧ**

**НАУЧНО-МЕТОДОЛОГИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ПРОЕКТИРОВАНИЯ  
ПРОЦЕССОВ УГЛОВОГО ПРЕССОВАНИЯ**

**Специальность 05.16.05 – Обработка металлов давлением**

**Диссертация на соискание ученой степени  
доктора технических наук**

**Научный консультант  
доктор физико-математических наук,  
профессор  
Валиев Руслан Зуфарович**

**Уфа – 2013**

## ОГЛАВЛЕНИЕ

<b>Введение.....</b>	<b>5</b>
<b>Глава 1. Деформационные и силовые параметры процессов углового прессования штучных и длинномерных заготовок.....</b>	<b>22</b>
1.1. Расчет силы деформирования и скорости деформации при равноканальном угловом прессовании цилиндрической заготовки в матрице с сужающимся выходным каналом.....	22
1.2. Расчет силы деформирования и скорости деформации при равноканальном угловом прессовании цилиндрической заготовки в параллельных каналах.....	46
1.3. Расчет скорости деформации, момента, нагрузок на инструмент при равноканальном угловом прессовании по схеме Конформ длинномерной заготовки.....	64
1.4. Расчет силы деформирования и скорости деформации при выдавливании, совмещенном с равноканальным угловым прессованием цилиндрической заготовки.....	89
Выводы по главе 1.....	109
<b>Глава 2. Прогнозирование разрушения металла в термо- механических условиях деформации, реализующихся в процессах УП .....</b>	<b>113</b>
2.1. Расчет поврежденности металла в процессах интенсивной пластической деформации с использованием уточненной модели разрушения материала Кокрофта-Латама.....	124
2.2. Физическое моделирование разрушения металла в термомеханических условиях деформации, реализующихся в процессах УП, на основе результатов испытаний совместным кручением и сжатием (растяжением), с программным изменением угловой и осевой скоростей деформирования	

образцов.....	146
2.3 Разработка методики исследования пластичности металла в термомеханических условиях деформации, реализующихся в процессах УП, на основе результатов испытаний совместным кручением и сжатием (растяжением) образцов .....	157
Выводы по главе 2 .....	168
<b>Глава 3. Исследование влияния поперечного размера заготовки на термомеханические условия деформации сплава ВТ-6, стали 10 в процессах равноканального углового прессования....</b>	<b>171</b>
3.1. Закономерности изменения и количественные зависимости термомеханических условий деформации стали 10 от поперечного размера длинномерной заготовки в процессе РКУП-К.....	176
3.2. Закономерности изменения и количественные зависимости термомеханических условий деформации сплава ВТ-6 от диаметра заготовки в процессе РКУП .....	204
Выводы по главе 3 .....	209
<b>Глава 4. Проектирование процессов РКУП .....</b>	<b>211</b>
4.1. Алгоритм проектирования процесса РКУП (РКУП-ПК) цилиндрической заготовки .....	211
4.2. Алгоритм проектирования процесса РКУП-К длинномерной заготовки.....	219
4.3. Примеры выполнения некоторых этапов разработки технологий РКУП.....	225
4.3.1. Проектирование технологии РКУП заготовки диаметром 38 мм из стали ШХ15.....	225
4.3.2. Проектирование технологии РКУП-К длинномерной заготовки со стороной квадратного сечения 24 мм из сплава системы Ti-6Al-4V.....	230
Выводы по главе 4.....	234

<b>Глава 5. Обоснование рациональных режимов объемной штамповки и механических условий деформации металла, обеспечивающих требуемую точность и гарантированное качество УМЗ изделий.....</b>	<b>235</b>
5.1. Расчет силового, скоростного режимов пластической деформации заготовки, обеспечивающих требуемую точность и гарантированное качество лопаток при открытой изотермической штамповке .....	235
5.2. Технология получения высокопрочных полуфабрикатов для медицинского применения.....	247
Выводы по главе 5.....	250
<b>Выводы по работе.....</b>	<b>251</b>
<b>Библиографический список .....</b>	<b>255</b>
Приложения.....	279
Приложение 1 Акт внедрения результатов работы на предприятии ООО «НаноМет».....	280
Приложение 2 Акт об использовании результатов работы на предприятии ОАО «БелЗАН».....	281
Приложение 3 Акт об использовании результатов работы в учебном процессе ФГБОУ ВПО «УГАТУ».....	282

## Введение

Ультрамелкозернистые (УМЗ) металлические изделия, обладающие повышенным пределом усталости и высоким уровнем эксплуатационных свойств, получают из предварительно подготовленных штучных или длинномерных УМЗ металлических заготовок.

Процессы обработки металлов давлением, осуществляемые при температурах ниже порога рекристаллизации, с высоким уровнем накопленной деформации  $\epsilon \geq 4 - 8$  и приводящие к образованию УМЗ структур в металлах, с начала 90-х, называют интенсивной пластической деформацией (ИПД) [1].

Создание, с использованием процессов ИПД, УМЗ состояний в металлах и сплавах, с размером зерен менее микрона, приводит к изменению некоторых их физических величин и заметному (в 1,5–3 раза) увеличению характеристик прочности. Металлы после ИПД характеризуются тем, что размер элементов их структуры сопоставим с характеристической длиной различных физических явлений (размером петли Франка-Рида для скольжения дислокаций, длиной свободного пробега электронов для электрокинетических явлений, размером домена для магнитных явлений и т. д.). Из-за малости отдельных структурных элементов (порядка десятков нанометров) и развитой сети границ раздела между ними, процессы переноса вещества и энергии протекают в этих структурах иным образом, чем в системах того же химического состава, но с гораздо большими размерами элементов. Отличие процессов переноса вещества и энергии обуславливает совершенно необычные, иногда парадоксальные, свойства известных материалов в наноструктурном состоянии [2].

В сильно деформированном состоянии значительно изменяются фундаментальные характеристики металлов, такие как упругие модули, температуры Кюри и Дебая, намагниченность насыщения и др.

Основным назначением процессов ИПД является накопление деформации в заготовках, а не изменение формы.

Реализация процессов ИПД невозможна без решения характерных для процессов обработки металлов давлением задач: определения напряженно-деформированного состояния заготовки; расчета деформационных, силовых параметров процесса; прогнозирования разрушения металла; обоснованного проектирования и изготовления деформирующего инструмента и оснастки; подбора смазок и т. д.

В связи с основным назначением процессов ИПД одной из основных задач становится задача прогнозирования структурообразования при использовании той или иной схемы нагружения, влияния температурно-скоростных режимов деформирования на структуру и свойства обрабатываемых металлов.

Установлено, что к получению зерен субмикроструктурного и нанокристаллического уровня приводит сочетание двух факторов. Это высокая интенсивность и существенная немонотонность деформации, осуществляемой при температурах не выше температуры протекания процесса возврата. Первый процесс обеспечивает необходимое генерирование дислокаций и эволюцию дислокационной структуры, а второй процесс - активизацию новых систем скольжения решеточных дислокаций и их взаимодействие с образующимися при деформации малоугловыми границами фрагментов, что приводит к их перестройке в высокоугловые границы общего типа. Необходимо также наличие высокого гидростатического давления, необходимого для предотвращения образования трещин и пор [3].

Большая часть металлических полуфабрикатов, применяемых в качестве конструкционных материалов в машиностроении, строительстве, транспорте, в энергетических и других отраслях производится с использованием нескольких стадий металлургического передела, включающих процессы плавки, литья и деформации слитков методами прессования, протяжки, прокатки, ротационной или обычнойковки. Средний размер зерен в получаемых такими методами объемных деформированных полуфабрикатах обычно находится в пределах от

нескольких долей до нескольких единиц миллиметров, и он тем больше, чем больше поперечное сечение материала.

Получаемый при ИПД размер зерен и характер формирующейся структуры зависят от применяемого метода ИПД, режимов обработки, фазового состава и исходной микроструктуры материала. Экспериментально это показано в работе [1].

Достижению больших степеней деформации без разрушения образца способствуют следующие условия [4]: неизменность начального и конечного поперечного сечения образца; приближение деформации к простому сдвигу; знакопеременность деформации; высокие давления.

Число процессов отнесенных к ИПД год от года увеличивается и сейчас включает кручение под гидростатическим давлением [5], равноканальное угловое прессование (РКУП) [6, 7], равноканальное угловое прессование в параллельных каналах (РКУП-ПК) [8, 9], равноканальная многоугловая экструзия [10], аккумулируемая прокатка [11], винтовая экструзия [12], уширяющая экструзия [12], всесторонняя ковка [1, 13], песочные часы [14], равноканальное угловое прессование по схеме Conform (РКУП-К) [6, 15], выдавливание, совмещенное с РКУП-ПК [16] и др.

Этими нетрадиционными методами удастся деформировать заготовку без изменения сечения и формы, достигая необходимых высоких степеней деформации и подготавливать структуру для дальнейшего измельчения зерна с помощью формообразующей пластической деформации при температуре ниже температуры рекристаллизации обрабатываемого материала.

Различные школы, коллективы ученых применяют для получения УМЗ металлов «свои» методы ИПД. В коллективе исследователей ИФПМ УГАТУ, возглавляемом Р. З. Валиевым, широко применяют и развивают РКУП, РКУП-ПК и РКУП-К.

РКУП является одним из наиболее распространенных способов интенсивной пластической деформации металлических материалов, позволяющих получать массивные заготовки с ультрамелкозернистой

структурой. Этот способ был разработан В. М. Сегалом с сотрудниками в 70-х годах [6].

В начале 90-х годов Р. З. Валиевым с соавторами метод был развит и впервые применен как метод ИПД для получения структур с субмикрокристаллическими и нанометрическими размерами [17, 18].

Особенностями РКУП являются [1]: относительно малый объем очага деформации, что позволяет выполнить процесс прессования с заметно меньшей, до 2-х раз силой деформирования, по сравнению с прямым прессованием, выполняемым с эквивалентной степенью деформации и противодействием сил трения; отсутствие или незначительная величина редуцирования поперечного сечения заготовки при деформации и его результирующего изменения после деформации, что позволяет многократно её деформировать в одном и том же инструменте; возможность изменения направления деформирования заготовки путем изменения ее ориентации по отношению к первоначальной. Иначе говоря, можно изменять маршрут прессования, поворачивая заготовку вокруг продольной оси перед проходами. Возможно, также поворачивать заготовку вокруг поперечной оси, меняя входной и выходной концы местами.

Изменение маршрута прессования изменяет траекторию деформации, увеличивая или уменьшая её немонотонность, что позволяет управлять структуро- и текстуро- образованием в образце при деформации.

К недостаткам относят: невозможность выдавливания заготовки из оснастки путем одноразового рабочего хода пуансона без применения промежуточной вязкой среды, обычно состоящей из смеси порошкового графита с маслом или последующей заготовки, выталкивающей по мере продвижения в канале предыдущую; недостаточность деформационной проработки концевых частей заготовки, искажение их формы. Эти недостатки, во многом, устраняются при РКУП с активным противодавлением, которое способствует повышению однородности деформации, получению измельченной структуры и повышению коэффициента использования металла.



Однако при этом возрастают нагрузки на инструмент, усложняется процесс прессования и конструкция оснастки.

РКУП применяют с целью подготовки структуры, преимущественно, в металлических прутках с круглым и квадратным поперечным сечением.

При обработке этим методом реализуется деформация заготовки простым сдвигом, когда заготовка проходит через зону сопряжения каналов равного сечения, выполненных в специальной оснастке. Такая форма инструмента позволяет многократно деформировать заготовку и достигать сверхвысоких значений накопленных деформаций ( $\epsilon \geq 8$ ), что является необходимым условием при формировании УМЗ структуры материала заготовки.

Для обеспечения легкой загрузки заготовки во входной канал матрицы при многократном деформировании выходной канал матрицы, как правило, выполняют с небольшим сужением [19, 20].

Для обоснованного выбора термомеханического режима РКУП необходима методика для расчета скорости деформации металла и силы углового прессования цилиндрической заготовки в матрице с сужающимся выходным каналом.

Известны различные модификации реализации метода РКУП. Прессование с противодавлением способствует повышению деформируемости металлов, предотвращает возникновение в нем трещин и, более того, большие значения гидростатического давления в очаге деформации способствуют залечиванию микротрещин, имевшихся в материале до деформации.

Более «мягкие» схемы деформации при РКУП, позволяющие повысить деформируемость материалов, обеспечиваются созданием в выходном канале противодавления. Для этого используют вязкопластичные материалы или жесткий пуансон. В первом случае величину противодавления обеспечивают подбором реологических свойств вязкопластичной среды и регулировкой диаметра выходного отверстия.

Кроме вышеуказанных достоинств, противодавление при РКУП обеспечивает полное заполнение угла пересечения каналов, препятствует

образованию застойной зоны, повышает коэффициент использования материала заготовки, однородность деформации материала и способствует большему измельчению зерен.

Недостатки применения противодавления при РКУ прессовании связаны с ростом нагрузок на пуансон, что ограничивает возможность применения такого процесса в отношении трудно деформируемых материалов без нагрева до высокой температуры. Кроме того, усложняется конструкция оснастки, увеличивается число переходов в операции прессования и длительность последней.

Если в контейнере для прессования выполнить ряд пересечений каналов, то за один проход заготовка подвергнется деформации со степенью, равной сумме степеней деформации в каждом пересечении. Процесс, в котором заготовка последовательно проходит через две зоны пересечения каналов, получил название «прессование в параллельных каналах» - РКУП-ПК.

При такой схеме прессования за один проход реализуется два последовательных прохода. Кроме того, повышается однородность деформированного состояния и коэффициент использования металла (КИМ) с 0,5 до 0,8, так как концевая часть заготовки искажается в меньшей степени, чем при обычном РКУ прессовании. При этом за один цикл прессования обеспечивается достаточно высокое значение накопленной деформации  $\sim 2$ , при относительно небольшом росте силы прессования.

В работах [9, 21, 22] было показано, что основными параметрами, обеспечивающими эффективность метода РКУП-ПК являются: расстояние между осями параллельных каналов ( $K$ ) и угол пересечения каналов ( $\Phi$ ). Оптимальными с точки зрения повышения однородности и сокращения числа циклов явились условия прессования при угле пересечения каналов  $\Phi = 100$  град. и значения  $K=1d$ . Оба указанных геометрических параметра оснастки влияют на характер течения материала и на его напряженно-деформированное состояние.

Однако оптимизация вышеуказанных параметров инструмента оснастки для РКУП-ПК была проведена в двумерной постановке задачи для заготовки квадратного сечения.

В тоже время, подавляющее большинство прессованной продукции из металлов выпускается в виде прутков круглого сечения. При этом круглое сечение канала инструмента обуславливает иное напряженно деформированное состояние заготовки.

РКУП-К - этот процесс позволяет получать длинномерные изделия - прутки с относительно небольшим диаметром (стороной квадратного сечения)  $< 10$  мм и увеличенным отношением длины к диаметру  $> 10$ , а также тонкую проволоку с практически неограниченной длиной [23].

При комформ-процессе используется активная сила трения, создаваемая ротором на дуге захвата. На поверхности прижима (башмака) и упора возникают реактивные силы трения, приводящие к их износу и адгезионному схватыванию с материалом заготовки. С целью предотвращения этих вредных эффектов на контактную поверхность действия реактивных сил трения принудительно подают смазку.

Кроме сил активного и реактивного трения, существенными параметрами, определяемыми при проектировании комформ-процесса, являются: крутящий момент на валу где жестко закреплен ротор, длина дуги захвата заготовки, угловая скорость вращения ротора, скорость прессования, угол пересечения каналов, потребляемая мощность.

Формулы для расчета дуги захвата квадратной заготовки, диаметра вала, приведенные в работе [6] представляются не приемлемыми при проектировании процесса т.к. не позволяют провести расчет указанных размеров без осевого давления в сечении заготовки на выходе из рабочего канала. В работе [24] спроектирована конформ-установка и приведены результаты ее успешного изготовления и применения, но методики оценки сил, действующих на инструмент (ротор, прижим, упор), энергетического расчета установок «Конформ» не разработаны, что затрудняет проектирование таких

установок для иных размеров длинномерных заготовок из различных металлов и сплавов.

Весьма актуальным вопросом при разработке процессов ИПД полуфабрикатов и последующего пластического формоизменения наноструктурных заготовок в операциях обработки металлов давлением является прогнозирование разрушения металла. Решение этого вопроса важно, поскольку накапливаемые в ходе ИПД деформации велики.

При этом материал заготовки, исчерпав свою способность к деформированию, начинает разрушаться после, например, определенного числа проходов РКУП [25, 26] или при выполнении последующей операции ОМД.

В литературе к настоящему времени опубликовано достаточно много моделей, с помощью которых можно оценивать поврежденность (повреждаемость или использованный ресурс пластичности) металла. Интенсивно развиваются феноменологические модели (теории) деформируемости [27–30].

Анализ существующих феноменологических моделей деформируемости [31–34] показывает, что развитие моделей идет по пути все большего учета в них широко изменяющихся при больших деформациях термических и механических условий деформации металла. Существующие критерии [35–39] позволяют удовлетворительно прогнозировать разрушение металла в процессах ОМД при простых условиях нагружения, когда напряженное состояние и направление деформирования не изменяются (когда справедлива линейная модель накопления повреждаемости). При «смягчении» схемы напряженного состояния (увеличении уровня сжимающих напряжений), изменении направления деформирования способствующих частичному залечиванию повреждаемости металла, при «ужесточении» схемы напряженного состояния способствующем дополнительному приросту повреждаемости существующие критерии далеко не удовлетворительны в случаях деформации металла с термическими и механическими условиями, отличающимися от условий проведения испытаний образцов.

В процессах ИПД заготовка, как правило, для достижения нужной величины деформации подвергается многократному деформированию с изменением маршрута, что обуславливает сложную историю деформирования металла.

Поэтому установление применимости известных моделей и разработка более совершенных методик прогнозирования разрушения металла в процессах ИПД в условиях холодной пластической деформации и при повышенной температуре является актуальной задачей.

Учитывая направленность процессов ИПД на эффективность структурообразования, следует отметить отсутствие в литературе результатов исследований влияния поперенного размера заготовки на термические и механические условия деформации металла в процессах ИПД, которые существенно влияют на измельчение структуры.

Так, при РКУП заготовок технического титана разной геометрии установлено [24], что при одних и тех температурно-скоростных параметрах обработки формируется структура разной дисперсности. При этом чем, больше геометрические размеры заготовок, тем большие по размерам формируются зерна и эта разница для заготовок диаметром 10 и 40 мм достигает 20-30%.

Анализируя другие методы ИПД, можно отметить даже более значимые различия. Так, при кручении под высоким давлением заготовок технического титана диаметром  $\sim 10$  мм и толщиной  $\sim 0,4$  мм на наковальнях Бриджмена размер формирующихся зерен в 1,8-2 раза меньше, чем при РКУП заготовок близкого диаметра. При этом объем очага деформации при РКУП заготовок  $\varnothing 10$  мм в  $\sim 15$  раз больше.

Данные факты обуславливают необходимость исследования связи поперечного размера заготовки и термических, механических условий деформации металла в процессах ИПД.

Для перехода от лабораторных технологий к промышленным технологиям требуется дальнейшее развитие технологий УП, развитие научно-

методологического обеспечения проектирования опытно промышленных технологий.

Актуальными направлениями развития технологий УП являются: повышение производительности установок непрерывного УП с обеспечением качества длинномерных УМЗ полуфабрикатов; решение задач по расширению сортамента длинномерных УМЗ полуфабрикатов; расширение круга обрабатываемых материалов, включая малопластичные и труднодеформируемые.

Успешное развитие технологий УП связано с разработкой научно методологического обеспечения проектирования благоприятных термических и механических условий деформации металла и определенных энергосиловых параметров, обеспечивающих удовлетворительную стойкость инструмента для УП.

На момент постановки задач данной диссертационной работы научно-технический задел по научно методологическому обеспечению проектирования процессов УП характеризовался отсутствием методики прогнозирования разрушения металла в процессах УП и ограничивался решениями относительно деформационно-силовых параметров, полученными методом линий скольжений, для традиционного угла пересечения каналов  $\Phi = 90^\circ$ .

Поэтому разработка моделей деформационных и силовых параметров, учитывающих упрочнение металла и форму деформирующего канала инструмента, моделей поврежденности металла, методики исследования пластичности металла в условиях деформации, реализующихся в процессах УП, методики учета влияния поперечного размера заготовки на термомеханические условия деформации металла является актуальной научной проблемой, решение которой необходимо для развития научно-методологического обеспечения проектирования процессов УП и перехода от лабораторных к промышленным инновационным технологиям УП УМЗ продукции высокого качества.

Актуальные направления развития процессов УП и результаты анализа литературных данных предопределили постановку цели и формулировку задач диссертационной работы.

**Цель работы** – развитие научно-методологического обеспечения проектирования инновационных технологий углового прессования для промышленного получения ультрамелкозернистых металлических заготовок.

Для достижения поставленной в работе цели решались следующие **основные задачи:**

1. Разработка и экспериментальная проверка моделей для расчета деформационных, силовых параметров процессов УП (равноканального углового прессования (РКУП), РКУП в параллельных каналах (РКУП-ПК), РКУП по схеме Конформ (РКУП-К), выдавливание, совмещенное с РКУП-ПК) штучных и длинномерных заготовок с учетом необходимой скорости деформации и упрочнения металла, формы канала, сужения выходного канала матрицы, угла пересечения каналов, различных трибологических условий во входном и выходном каналах инструмента, противодействия в выходном канале инструмента.

2. Разработка экспериментально-измерительного комплекса для исследования пластичности металла в термомеханических условиях деформации, реализующихся в процессах УП, путем совместного кручения и сжатия (растяжения), с программным изменением угловой и осевой скоростей деформирования образцов.

3. Разработка методик исследования пластичности и прогнозирования разрушения металла в термомеханических условиях деформации, реализующихся в процессах многопроходного УП, на основе результатов испытаний совместным кручением и сжатием (растяжением), с программным изменением угловой и осевой скоростей деформирования образцов.

4. Теоретическое и экспериментальное исследование, с использованием разработанных моделей, методики и комплекса, влияния поперечных размеров

заготовки на деформационные, силовые параметры, термомеханические условия деформации сплава ВТ-6, стали 10 в процессах УП.

5. Разработка алгоритмов научно-обоснованного проектирования процессов УП ультрамелкозернистых металлических заготовок.

6. Использование результатов исследований для разработки опытно-промышленных технологий получения УМЗ металлических изделий с высоким уровнем физико-механических, эксплуатационных свойств, а также в учебном процессе при проведении занятий, выполнении студентами исследовательских курсовых, дипломных проектов.

### **Научная новизна работы:**

- получили развитие основные положения теории и технологии процессов УП, заключающиеся в разработке методологической основы исследования взаимосвязи механических свойств получаемых УП заготовок и накопленной металлом поврежденности;
- математические модели для расчета силовых параметров ряда процессов УП (РКУП; РКУП-ПК; РКУП-К; выдавливание, совмещенное с РКУП-ПК), позволяющие повысить точность расчета параметров за счет учета скорости деформации и упрочнения металла, круглой формы заготовки и канала инструмента, геометрических размеров сужающегося выходного канала матрицы и угла пересечения каналов, различных трибологических условий во входном и выходном каналах инструмента, противодействия в выходном канале инструмента;
- выявлена взаимосвязь напряженного состояния заготовки и предельного значения показателя поврежденности металла в модели Кокрофта-Латама, которая не учитывалась ранее и позволившая уточнить значения предельного показателя поврежденности металла с учетом показателя  $\sigma_1/\sigma_i$  напряженного состояния;



- уточненная модель разрушения металла – модифицированная модель Кокрофта-Латама и разработанная на ее основе методика, обеспечивающие повышение точности прогнозирования разрушения металла с высоким уровнем накопленной деформации в процессах многопроходного УП, за счет впервые формализованного учета влияния напряженного состояния заготовки на предельное значение показателя поврежденности металла;
- методика определения пластичности металла, базирующаяся на установленном и впервые количественно описанном влиянии отношения осевой и угловой скоростей деформирования образца при испытании совместным кручением-сжатием (растяжением) на показатели  $\sigma/T$ ,  $\sigma_1/\sigma_i$  его напряженного состояния и позволяющая исследовать пластичность металла в термомеханических условиях деформации, реализующихся в процессах многопроходного УП;
- методика исследования пластичности и прогнозирования разрушения металла на основе результатов испытаний совместным кручением и сжатием (растяжением), с программным изменением угловой и осевой скоростей деформирования образцов, впервые учитывающая изменение структуры металла в термомеханических условиях деформации, реализующихся в процессах УП и обеспечивающая повышение точности прогнозирования разрушения металла;
- алгоритмы проектирования процессов РКУП штучной заготовки и РКУП-К длинномерной заготовки, впервые позволяющие обоснованно осуществлять и определять: выбор оборудования и скорость деформирования; геометрические размеры и параметры каналов инструмента; геометрические размеры инструмента по условиям реализации процесса УП и прочности.

### **Основные научные положения, выносимые на защиту:**

1. Математические модели для деформационных, силовых параметров ряда процессов УП (РКУП; РКУП-ПК; РКУП-К; выдавливание, совмещенное с РКУП-ПК), позволяющие рассчитывать силу деформирования, крутящий момент, скорость деформирования с учетом необходимой скорости

деформации и упрочнения металла, круглой формы заготовки и канала, геометрических размеров сужающегося выходного канала матрицы и угла пересечения каналов, различных трибологических условий во входном и выходном каналах инструмента, наличия (отсутствия) противодавления в выходном канале инструмента;

2. Уточненная модель разрушения металла – модифицированная модель Кокрофта-Латама, на основе которой предложена методика прогнозирования разрушения металла с высоким уровнем накопленной деформации в процессах многопроходного УП, обеспечивающая повышение точности прогнозирования разрушения металла, за счет учета влияния напряженного состояния заготовки на предельное значение показателя поврежденности металла;

3. Методика исследования пластичности металла в термомеханических условиях деформации, реализующихся в процессах многопроходного УП, на основе результатов испытаний кручением совместным со сжатием (растяжением).

### **Практическая значимость работы**

На основе разработанных методик расчета деформационных, силовых параметров процессов УП, прогнозирования разрушения металла; учета поперечных размеров заготовки при определении температурно-скоростного режима РКУП:

- впервые разработан, изготовлен и опробован экспериментально-измерительный комплекс для исследования пластичности металла в термомеханических условиях деформации, реализующихся в процессах УП, путем совместного кручения и сжатия (растяжения), с программным изменением угловой и осевой скоростей деформирования образцов;
- модернизировано и опробовано опытно-экспериментальное оборудование для РКУП-К с горизонтальным расположением исполнительного механизма с меньшей материалоемкостью и с большей относительной энерговооруженностью в сравнении с ранее использованным оборудованием;

- разработаны и опробованы рекомендации по применению моделей для расчета деформационных, силовых параметров ряда процессов УП;
- разработаны и опробованы рекомендации по применению методики прогнозирования разрушения металла для разработки новых и рационализации действующих процессов УП, а также процессов холодной объемной штамповки (ХОШ) крепежа;
- разработаны и опробованы рекомендации по применению методики исследования пластичности металла в термомеханических условиях деформации, реализующихся в процессах многопроходного УП, на основе результатов испытаний совместным кручением и сжатием (растяжением);
- разработаны и опробованы рекомендации по учету влияния поперечного размера исходной заготовки при определении температуры нагрева исходной заготовки, сужения выходного канала инструмента для РКУП УМЗ цилиндрической заготовки;
- сформирована и использована база данных для широко применяемых в производстве крепежа марок сталей, необходимая для прогнозирования разрушения металла при разработке процессов УП и ХОШ крепежа в условиях ОАО «БелЗАН»;
- разработаны и опробованы технологические рекомендации для получения заготовок из УМЗ сплава ВТ-6 и последующей изотермической штамповки УМЗ изделий авиационного назначения, в производственных условиях ОАО «УМПО».

Новизна технологических и конструкторских разработок защищена двумя патентами.

Результаты диссертационной работы использованы в учебном процессе при проведении практических и лабораторных работ студентов разных специальностей для изучения методов деформационного наноструктурирования на кафедрах ФГБОУ ВПО «УГАТУ», ФГБОУ ВПО «МГТУ» и других вузов.

**Апробация работы.** Основные результаты и положения диссертации докладывались и обсуждались на следующих конференциях и симпозиумах: Международной научно-технической конференции «Современные достижения в теории и технологии обработки металлов» (Санкт-Петербург, 2007); Международном симпозиуме «Объемные наноматериалы» (Уфа, 2007); Международной научно-технической конференции «XIX Уральская школа металловедов-термистов» (Екатеринбург, 2008); Международной конференции по наноматериалам, полученным интенсивной пластической деформацией «NanoSPD4» (Germany, Goslar, 2008); Российской научно-технической конференции «Мавлютовские чтения» (Уфа, 2008); Всероссийская молодежная научная конференция (Уфа, 2009); Международном симпозиуме «Объемные наноматериалы» (Уфа, 2010); Международной научно-технической конференции «Наноматериалы, полученные интенсивной пластической деформацией в условиях высоких давлений» (Украина, Судак, 2010); Пятом международном научно-практическом семинаре «Уральская научно-педагогическая школа по обработке металлов давлением им. А.Ф. Головина. Модернизация и инновации в металлургии и машиностроении» (Екатеринбург, 2011); Международном симпозиуме «Объемные наноматериалы» (Уфа, 2011); Международной научно-технической конференции, XXI Уральская школа металловедов-термистов «Актуальные проблемы физического металловедения сталей и сплавов» (Магнитогорск, 2012).

**Личный вклад автора** состоит в организации и постановке экспериментальных и теоретических исследований, непосредственном участии в их проведении, в анализе результатов исследований, в обобщении и обосновании всех защищаемых положений, внедрении результатов исследований в производство.

### **Структура и объем диссертации**

Диссертация состоит из введения, 5 глав, общих выводов, библиографического списка, включающего 221 наименование, и трех

приложений. Диссертация изложена на 282 страницах машинописного текста, содержит 133 рисунка и 23 таблицы.

**Публикации.** Основные результаты диссертации отражены в 30 печатных работах, в том числе 24 в рецензируемых изданиях, рекомендованных ВАК, и 2 патентах на изобретение.

## **Глава 1. Деформационные и силовые параметры процессов углового прессования штучных и длинномерных заготовок**

В настоящей главе основное внимание было уделено разработке моделей деформационных и силовых параметров процессов углового прессования металлических штучных и длинномерных заготовок.

Для получения моделей деформационно-силовых параметров углового прессования использовали энергетический подход и методику Ерманка М. З., сущность которой заключается в следующем.

Скорость деформации металла, необходимая при составлении баланса мощностей, (среднее значение) определяется как отношение полученной металлом деформации ко времени пребывания металла в очаге пластической деформации. Время пребывания металла в очаге пластической деформации оценивают отношением объема очага деформации к секундному расходу металла. При этом формализация объема очага деформации выполняется по результатам экспериментальных исследований или моделирования течения металла в процессе УП.

1.1. Расчет силы деформирования и скорости деформации при равноканальном угловом прессовании цилиндрической заготовки в матрице с сужающимся выходным каналом

### *Состояние вопроса механики пластической деформации РКУП*

В связи с возросшим интересом к материалам с УМЗ структурой исследование процесса РКУП получило новый импульс к развитию [40–45]. Предполагается с помощью такого прессования [46–51] получать заготовки больших размеров с величиной зерна менее  $1\text{ }\mu\text{m}$  [52–57].

В работах [6, 58] методом линий скольжения были получены формулы, устанавливающие зависимость между давлением прессования и фактором трения в законе трения Зибеля. Для варианта РКУП, когда  $l_1 = 0$ ,  $D=d$  (рисунок 1.1),

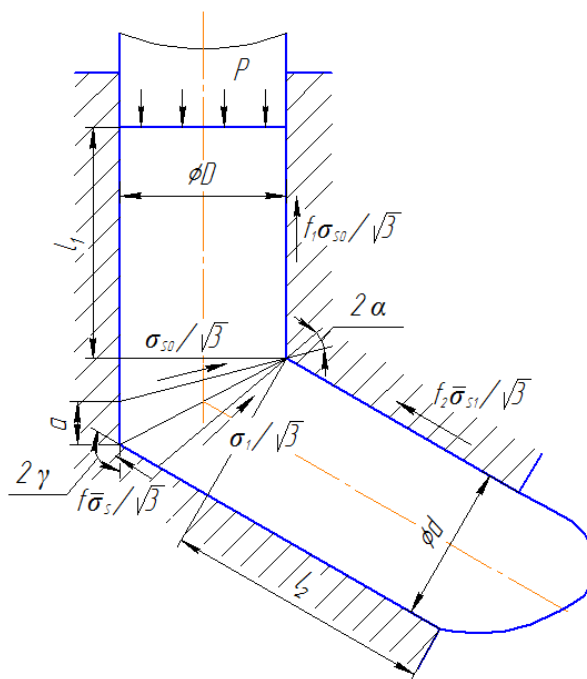


Рисунок 1.1 – Схема к расчету удельной силы углового прессования цилиндрической заготовки в матрице с сужающимся выходным каналом

в рамках принятых допущений о схеме плоской деформации и об идеальной пластичности металла эти формулы имеют вид:

$$\sigma_z = \frac{p_0 + k(\mu + \operatorname{ctg} \gamma)}{1 - \mu \operatorname{ctg} \gamma} + k \operatorname{ctg} \gamma; \quad (1)$$

$$p_0 = p(1 - \mu \operatorname{ctg} \gamma) - k(\mu + \operatorname{ctg} \gamma), \quad (2)$$

где  $k$  – максимальное касательное напряжение;  $p$  – гидростатическое давление;  $2\gamma$  – угол пересечения каналов в матрице;  $p_0$  – величина осевого противодействия со стороны выходного канала матрицы;  $\mu$  – коэффициент трения на нижней стенке выходного канала;  $\sigma_z$  – осевое давление в нижней части рабочего канала матрицы.

Авторами работы [59] было показано, что применение метода жестких блоков к анализу процесса РКУП позволяет находить приближенные, но очень близкие решения, полученные по методу линий скольжения.

Зависимость, описывающая влияние скоса угла штампа на давление прессования имеет вид

$$\frac{p}{2k} = \frac{1 + (1-x)^2 + 2fx}{2-x} + 2f(1-x), \quad (3)$$

где  $x = h/a$ ,  $h$  – длина боковой стороны равнобедренного треугольника, характеризующего скос внешнего угла канала,  $a$  – ширина канала. Авторами было определено, что давление прессования минимально, при  $x = 0,586$  независимо от величины фактора трения  $f$ .

В работах [60-61] было учтено влияние радиуса наружной поверхности сопряжения каналов. Показано, что при увеличении радиуса напряженно-деформированное состояние становится аналогичным напряженно-деформированному состоянию заготовки при гибке. В данной работе для получения УМЗ заготовок использовали матрицы для РКУП с круглым каналом. Изготовление матриц с круглым каналом отличается меньшими производственными затратами и большей технологичностью в сравнение с другими матрицами. При этом закругления по внешнему и внутреннему углам выполняются с радиусами близкими к 0.

Круглое сечение канала инструмента обуславливает иное напряженно деформированное состояние в заготовке и, следовательно, иные деформационные и силовые параметры процесса РКУП при одинаковых характерных размерах поперечных сечений каналов (диаметр круга и сторона квадрата).

В связи с этим использование решений (1) и (3) для анализа процесса РКУП в матрице с круглым каналом представляется не корректным.

Учесть геометрическую форму канала при анализе РКУП позволяет метод конечных элементов (МКЭ) [54, 62].

Во многих работах [63–70] выполнено, с использованием МКЭ, исследование напряженного деформированного состояния заготовки при РКУП.



При моделировании РКУП применяется 2D и 3D моделирование [71–76]. В 2D моделировании заготовку разбивают на треугольные конечные элементы, количество которых не более 10000 при РКУП (рисунок 1.2, а). При моделировании в 3D комплексе заготовку разбивают на тетраэдры, и количество которых составляет примерно 240 000 (см. рисунок 1.2, б).

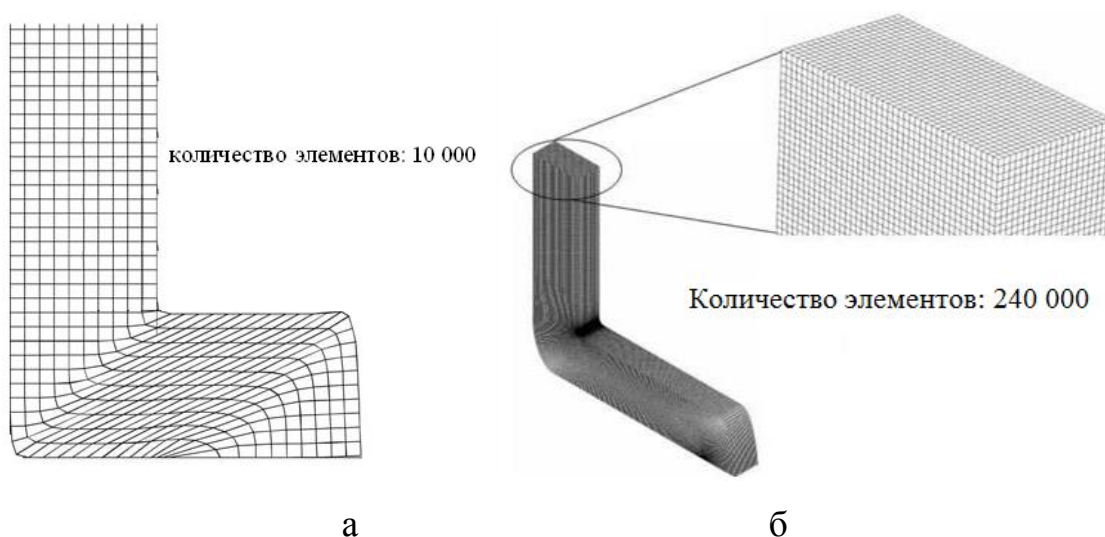


Рисунок 1.2 – Заготовки для моделирования в 2D (а) и 3D (б)

Течение металла при РКУП не является стационарным, в связи с ограниченной длиной заготовки и меняющимися условиями трения.

Для исследования течения материала используют различные программные пакеты.

На рисунке 1.3 приведены результаты моделирования однопроходного РКУП полученные: в России (Уфа и Саров), Венгрии (Будапешт) и Корее (Тэджон), при одинаковых режимах РКУП, использовании одинакового материала, но различных программных комплексах: Уфа – Deform 3D ver.5.0, Саров – Dracon, Тэджон – ABAQUS ver.6.4, Будапешт – QFORM ver.4. Количество конечных элементов было: 18240 в Уфе, 20026 в Сарове, 240000 в Тэджоне и 24044 в Будапеште.

Значение деформации на рисунке 1.3, примерно равно 0,92-1,05 для всех случаев, что соответствует и экспериментальным данным.

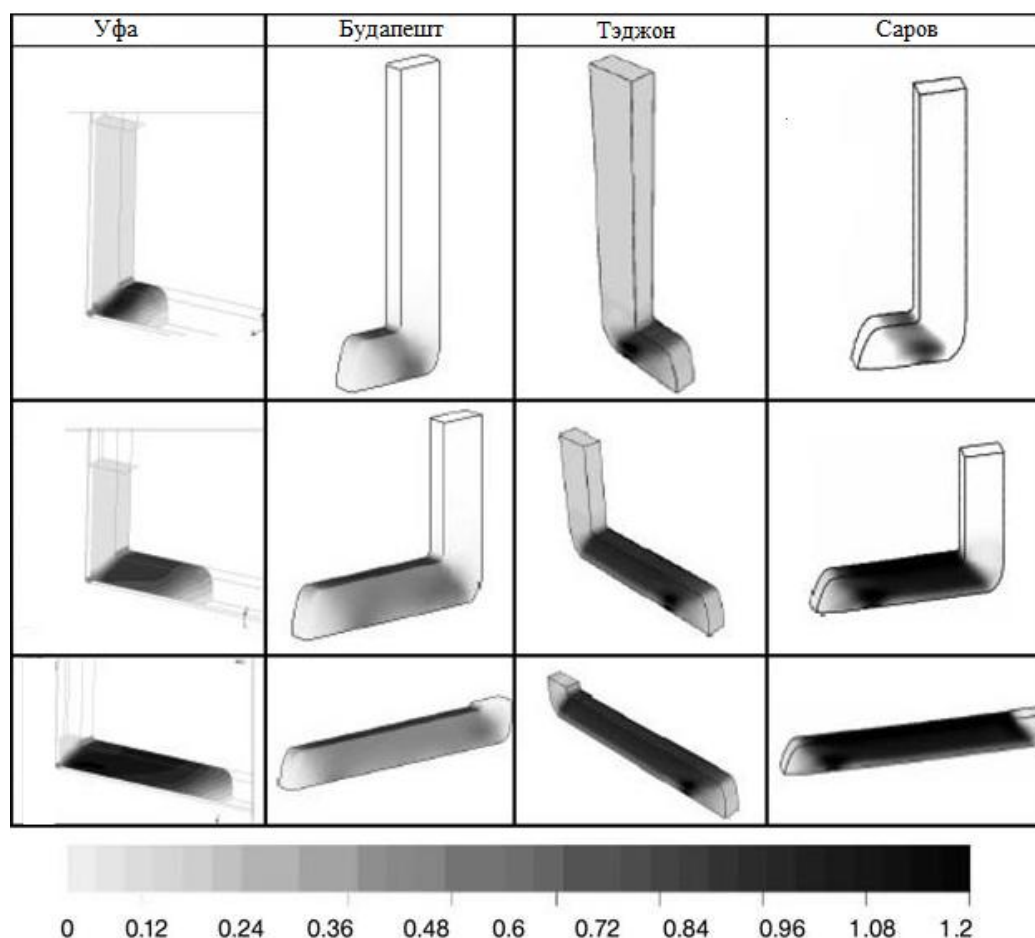


Рисунок 1.3 – Распределение накопленной деформации при РКУП заготовок

На рисунке 1.4 показаны графические зависимости силы деформирования от перемещения пуансона в процессе РКУП. Максимальные значения силы деформирования следующие: 22 кН (Deform 3D); 24 кН (QFORM); 19 кН (ABAQUS) и 21 кН (DRACON). Графические зависимости силы деформирования от перемещения пуансона, полученные с использованием различных программных комплексов, качественно одинаковы.

Авторы работ [75–76] исследовали влияние размера конечного элемента на процесс течения металла при РКУП. На рисунке 1.5 показаны заготовки с

крупной и мелкой сетками. Моделирование производили в программном комплексе ABAQUS.

Из рисунка 1.5 видно, что при мелкой сетке элементов угол пересечения каналов ( $2\gamma = 90^\circ$ ) полностью заполняется (рисунок 1.5, б), а при разбиении на крупные элементы – виден зазор между заготовкой и выходным каналом матрицы, а также не заполнение радиуса скругления каналов (см. рисунок 1.5, а), т.е. канал матрицы заполняется не полностью. Поэтому, размер конечного элемента должен быть соизмерим с радиусом скругления каналов матрицы.

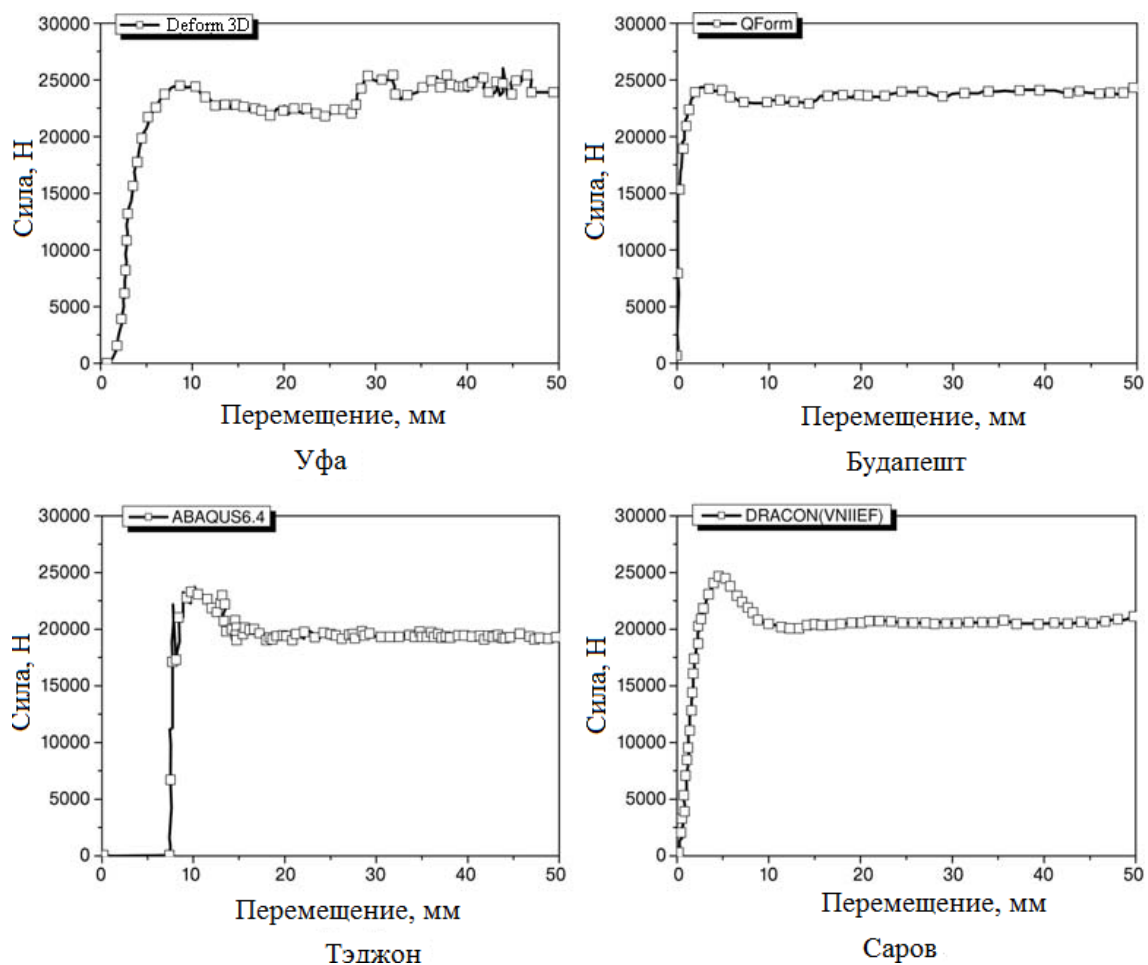


Рисунок 1.4 – Графические зависимости силы деформирования от перемещения пуансона

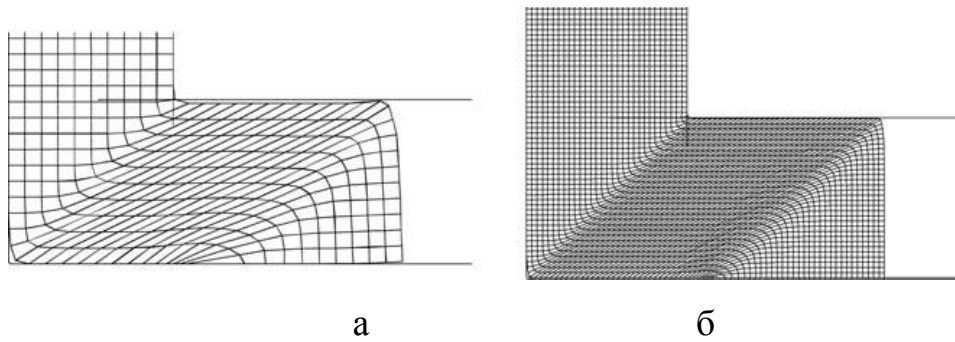


Рисунок 1.5 – Моделирование процесса РКУП заготовки:

а – крупная сетка; б – мелкая сетка

Таким образом, многие научные группы для исследования процессов РКУП активно используют компьютерное моделирование с использованием современных коммерческих программных комплексов, которые основаны на методе конечных элементов (МКЭ): ABAQUS, MSC/MARC, LS-DYNA, DEFORM 3D, QFORM.

Однако, как известно, ход решения задач по МКЭ не является наглядным, и получаемые числовые результаты не всегда легко проанализировать из-за возможной их противоречивости [30]. Также необходимо отметить, что при исследовании процессов ОМД методом МКЭ, требуется предварительная настройка конечно-элементной модели экспериментальным данным – плотность сетки конечных элементов “должна обеспечивать”, при обоснованно используемых кривой упрочнения металла и коэффициенте трения, соответствие силовых параметров процесса, полученных моделированием и экспериментально. Указанное обстоятельство обуславливает значительные временные затраты на решение задач, даже при использовании современных вычислительных машин.

Поэтому наряду с МКЭ для изучения механики процессов обработки металлов давлением, к которым относится РКУП, целесообразно применять аналитические методы [77].

До настоящего времени РКУП [1, 78] является основным методом интенсивной пластической деформации (ИПД), позволяющим получать

заготовки в виде прутков с ультрамелкозернистой (УМЗ) структурой из конструкционных материалов.

Выходной канал матрицы, как правило, выполняют с небольшим сужением [19, 20]. Матрица с сужающимся выходным каналом, в сравнение с равноканальной матрицей, обеспечивает увеличение модуля среднего сжимающего напряжения в области сдвига очага деформации и получение заготовки с диаметром меньшим на 3–5 % диаметра исходной заготовки, что позволяет легко загружать заготовку во входной канал матрицы при многократном деформировании.

Оценка скорости деформации металла, силы деформирования, скорости деформирования является основанием для обоснованного выбора термомеханического режима обработки давлением и оборудования.

Модели – формулы для расчета деформационных, силовых параметров процессов УП, представленные в литературе, не позволяют рассчитывать скорость деформирования по необходимой скорости деформации металла, удельную силу деформирования, момент с учетом упрочнения металла, формы заготовки, сужения выходного канала матрицы, при различных углах пересечения каналов инструмента, при различных трибологических условиях во входном и выходном каналах инструмента и скоростях обработки.

*Моделирование РКУП цилиндрической заготовки в матрице с сужающимся выходным каналом [79]*

В качестве объекта исследований использовали цилиндрическую заготовку диаметром 10 мм и длиной 65 мм, из стали ШХ 15, после термической обработки: выдержка 1 час при температуре  $T = 750\text{ }^{\circ}\text{C}$ , охлаждение до  $650\text{ }^{\circ}\text{C}$  с печью, далее – на воздухе.

В процессе исследований использовали компьютерное моделирование процесса углового прессования цилиндрической заготовки с использованием программного комплекса *DEFORM 3D* [80] и натурный эксперимент.

При проведении компьютерного моделирования углового прессования заготовки были приняты следующие условия и допущения: заготовка из стали ШХ 15 – пластичное тело; кривую упрочнения стали, построенную по результатам механических испытаний образцов осадкой, вводили при подготовке базы данных в виде табличной функции; инструмент – абсолютно жесткое тело; 3D модели инструмента были предварительно созданы в «КОМПАС 3D 10V»; скорость деформирования – 0,1 мм/с; температура заготовки и инструмента – постоянная, равная 500 °С; тепловым эффектом деформации из-за малой скорости деформации пренебрегали; коэффициент трения, с учетом результатов работы [20], принимали  $f = 0,13$ ; количество конечных элементов – 60000; количество шагов моделирования – 650.

При моделировании углового прессования стальных заготовок использовали кривую упрочнения, полученную по результатам механических испытаний на сжатие цилиндрических образцов диаметром 6 мм и высотой 7 мм при помощи универсальной испытательной машины У10 с цифровой записью диаграммы: сила-перемещение.

Тарировка машины однотонным и десятитонным динамометрами показала относительную погрешность 1–2 %. Скорость деформирования образцов 1,3 мм/мин.

Предварительную термическую обработку заготовок проводили в электропечах типа *SNOL*.

Поверхность заготовок, предварительно до углового прессования, покрывали смазкой, специально разработанной для этого процесса, «Росойл–Э», которая представляет собой само высыхающую композицию с содержанием графита.

Угловое прессование заготовок, осуществляли в оснастке<sup>1</sup> (рисунок 1.6), смонтированной на гидравлический пресс мод. ДВ2428 номинальной силой 600 кН.

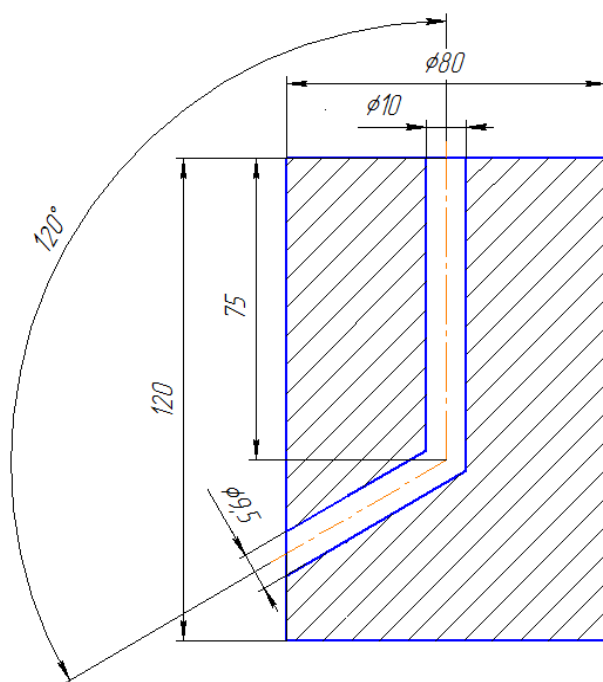
---

<sup>1</sup>Оснастка спроектирована и изготовлена в ИФПМ УГАТУ под руководством Г. И. Рааба.

Пресс был оснащен измерительным комплексом, включающим в себя месдозу, аналого-цифровой преобразователь и компьютер с обрабатывающей программой «*IMADET 5.0*». Относительная погрешность измерений силы деформирования составляла 2–4 %.

Оснастку помещали в нагревательное устройство (рисунок 1.6, б), обеспечивающее деформацию заготовки при температуре 500 °С. Температура обработки заготовки – 500 °С была выбрана с учетом результатов работы [20].

Моделированием углового прессования цилиндрической заготовки, при температуре 500 °С, получили максимальное значение силы равное 123 кН (рисунок 1.7) в момент окончания заполнения металлом сужающегося выходного канала матрицы,  $S = 45$  мм (см. рисунок 1.7).



а



б

Рисунок 1.6 – Инструмент для углового прессования цилиндрических заготовок: а – форма и размеры матрицы; б – инструмент, помещенный в нагреватель

При перемещении пуансона на 2–3 мм происходит заполнение зоны пересечения каналов, формируется зона сдвига пластической деформации.

В интервале  $S = 3\text{--}17$  мм (см. рисунок 1.7) сила деформирования с небольшой интенсивностью уменьшается, что обусловлено образованием свободной поверхности заготовки – появлением одностороннего зазора между заготовкой и поверхностью выходного канала по внутреннему углу сопряжения каналов матрицы. Далее сила деформирования увеличивается, площадь свободной поверхности заготовки уменьшается, что обусловлено увеличением площади поверхности трения между упрочненным металлом заготовки и выходным каналом матрицы до момента окончания заполнения металлом сужающегося выходного канала матрицы.

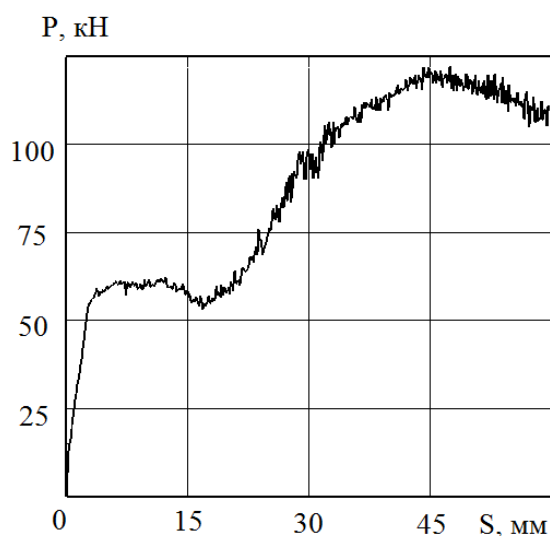


Рисунок 1.7 – Графическая зависимость силы деформирования от перемещения пуансона при угловом прессовании цилиндрической заготовки со скоростью деформирования 0,1 мм/с

В интервале  $S = 45\text{--}60$  мм (см. рисунок 1.7) сила деформирования уменьшается, что обусловлено уменьшением площади поверхности трения между заготовкой и входным каналом матрицы.

Область сдвига очага пластической деформации в меридиональном сечении заготовки характеризуется углом  $2\alpha$  (рисунок 1.8), который составляет примерно 15–20 град.

Выше этой области, интенсивность напряжений материальных точек заготовки меньше начального напряжения течения металла 420 МПа.



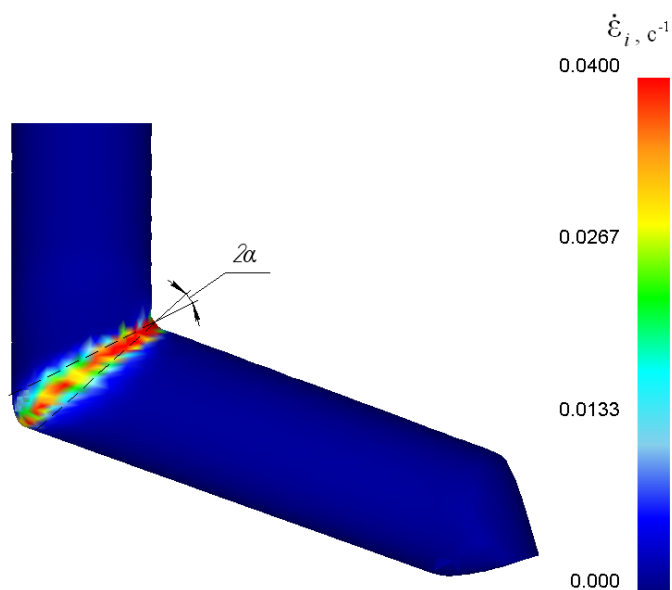


Рисунок 1.8 – Распределение скорости деформации  
в меридиональном сечении заготовки

Среднее значение скорости деформации металла в области сдвига равно  $0,024 \text{ с}^{-1}$ , и в четыре раза больше средней скорости деформации металла в области растяжения очага деформации заготовки.

*Вывод формул для скорости деформации металла и удельной силы углового прессования цилиндрической заготовки*

Формулу удельной силы деформирования получали энергетическим методом, при следующих условиях и допущениях: металл идеально пластичный, напряжение течения металла равно некоторому среднему значению напряжения течения металла по очагу деформации  $\bar{\sigma}_s$ ; в силу действия больших контактных давлений при угловом прессовании, на контактной поверхности матрицы с заготовкой использовали закон трения,  $\tau = f \frac{\bar{\sigma}_s}{\sqrt{3}}$  где  $f$  – коэффициент трения; очаг пластической деформации при угловом прессовании в матрице с сужающимся выходным каналом включает

две области: область сдвига и область растяжения, расположенную в сужающемся канале матрицы (см. рисунок 1.1).

Приравнивая мощность внешних сил (см. рисунок 1.1) мощности диссипации энергии, получим:

$$p\nu F = \int_0^{V_{\text{о.п.д.}}} \sigma_S \dot{\epsilon}_i dv + \int_0^S \tau v_\tau dS + \int_0^{S_D} \sigma_{S0} / \sqrt{3} v_D dS + \int_0^{S_d} \sigma_{S1} / \sqrt{3} v_d dS, \quad (4)$$

где  $p$  – удельная сила углового прессования,  $\nu$  – скорость деформирования;  $F = \pi D^2/4$ ,  $D$  – диаметр входного канала матрицы,  $V_{\text{о.п.д.}}$  – объем очага пластической деформации,  $\sigma_S$  – напряжение течения металла,  $\dot{\epsilon}_i$  – интенсивность скорости деформации,  $S$  – площадь поверхности трения,  $\tau$  – напряжение контактного трения,  $v_\tau$  – скорость скольжения металла по поверхности матрицы,  $S_D = \frac{\pi D^2}{4 \cdot \sin(\gamma + \alpha)}$ , где  $S_D$  – площадь поверхности, ограничивающей очаг деформации сверху (см. рисунок 1.1),  $\sigma_{S0}$  – начальное напряжение течения металла,  $v_D$  – скорость сдвига на верхней границе очага деформации (рисунок 1.9),  $S_d = S_D$ , где  $S_d$  – площадь поверхности, ограничивающей область сдвига очага деформации снизу (см. рисунок 1.1),  $\sigma_{S1}$  – напряжение течения металла на нижней границе области сдвига очага деформации,  $v_d$  – скорость сдвига на нижней границе области сдвига очага деформации (рисунок 1.9).

Первый интеграл в (4) представим двумя слагаемыми, соответствующими двум областям очага деформации, как произведения средних значений скорости деформации и напряжений течения металла для каждой области.

Среднюю скорость деформации  $\bar{\epsilon}_i$  найдем как отношение средней деформации  $\bar{\epsilon}_i$  к времени нахождения металла в соответствующей области очага пластической деформации, время нахождения металла в области очага пластической деформации найдем как отношение объема области очага пластической деформации к секунднему расходу металла,  $V_{\text{сек}} = F \cdot \nu$ .

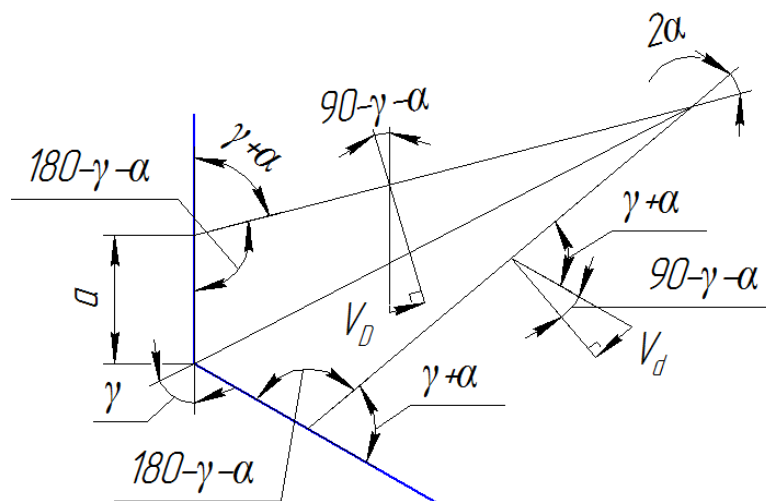


Рисунок 1.9 – Схема к расчету скоростей сдвига  $v_D$ ,  $v_d$

Объем  $V_1$  области сдвига очага пластической деформации (см. рисунок 1.1) определим как объём цилиндра высотой  $a = \frac{D \cdot \sin \alpha}{\sin \gamma \sin (\gamma + \alpha)}$ :

$$V_1 = \pi D^3 \frac{\sin \alpha}{4 \sin \gamma \sin (\gamma + \alpha)}, \quad (5)$$

где  $\alpha$  – половина угла, характеризующего угловой размер области сдвига очага пластической деформации (см. рисунок 1.9),  $\gamma$  – половина угла пересечения входного и выходного каналов матрицы (см. рисунок 1.1).

Время пребывания металла в области сдвига очага деформации

$t_1 = \frac{D \sin \alpha}{v \sin \gamma \sin (\gamma + \alpha)}$ , деформация  $\bar{\varepsilon}_{i,1}$ , получаемая металлом в области сдвига [6]:

$$\bar{\varepsilon}_{i,1} = 2 \operatorname{ctg} \gamma / \sqrt{3}.$$

Для средней скорости деформации в области сдвига очага деформации получим:

$$\dot{\varepsilon}_{i,1} = \frac{2 \cos \gamma \sin (\gamma + \alpha) \cdot v}{\sqrt{3} D \sin \alpha}. \quad (6)$$

Объем  $V_2$  области растяжения очага пластической деформации (рисунок 1.1) представим суммой объема  $V_{y.k.}$  усеченного конуса высотой  $l_2$  и половиной объема цилиндра высотой  $(D \operatorname{ctg} \gamma - a)$ :

$$V_2 = V_{y.k.} + \frac{1}{2} \cdot \frac{\pi D^2}{4} (D \operatorname{ctg} \gamma - a) \quad . \quad (7)$$

Время пребывания металла в области растяжения  $t_2 = \frac{V_2 \cdot 4}{v \cdot \pi D^2}$ , деформация, получаемая металлом в области растяжения очага деформации  $\bar{\varepsilon}_{i,2} = 2 \ln \left( \frac{D}{d} \right)$ .

Для средней скорости деформации в области растяжения очага деформации получим:

$$\bar{\varepsilon}_{i,2} = \frac{2 \ln \left( \frac{D}{d} \right) \cdot v \cdot \pi D^2}{4 V_2} \quad . \quad (8)$$

Второй интеграл в (4) представим суммой трех слагаемых, соответствующих входному каналу и двум деформирующим участкам матрицы. Скорости скольжения металла по поверхности входного канала матрицы, поверхности матрицы ограничивающей область сдвига очага деформации равны  $v$ . Скорость скольжения металла по поверхности конического участка матрицы примем равной среднему значению:  $v_{\tau 2} = v(1 + (D/d)^2)/2$ . Площадь поверхности трения  $S_1$  между входным каналом матрицы и заготовкой:

$$S_1 = \pi \cdot D \left( l_1 + \frac{1}{2} (D \cdot \operatorname{ctg} \gamma - a) \right) \quad . \quad (9)$$

Площадь поверхности трения между металлом, находящимся в области сдвига, и матрицей:

$$S = \pi \cdot D^2 \frac{\sin \alpha}{\sin \gamma \sin (\gamma + \alpha)} \quad . \quad (10)$$

Площадь поверхности трения между металлом, находящимся в области растяжения, и матрицей представим суммой площади боковой поверхности

усеченного конуса высотой  $l_2$  (см. рисунок 1.1) и половиной площади боковой поверхности цилиндра высотой  $(D \operatorname{ctg} \gamma - a)$ :

$$S_2 = \frac{\pi}{2}(D+d)\sqrt{\frac{(D-d)^2}{4} + l_2^2} + \frac{\pi}{2}D(D \cdot \operatorname{ctg} \gamma - a). \quad (11)$$

Скорости сдвига  $v_D, v_d$ , на верхней и нижней границах области сдвига очага деформации, в третьем и четвертом интегралах в (1), в соответствии со схемой (см. рисунок 1.9), равны:

$$v_D = v \cdot \cos(\gamma + \alpha), \quad (12)$$

$$v_d = v_D. \quad (13)$$

После подстановки выражений (5), (6), (7), (8), (9), (10), (11), (12), (13) в (4) и его упрощения получим зависимость для удельной силы углового прессования цилиндрической заготовки в матрице с сужающимся каналом:

$$\begin{aligned} p = & \frac{\bar{\sigma}_S \operatorname{ctg} \gamma}{\sqrt{3}} + \bar{\sigma}_{S1} \ln(D/d) + \frac{4f_1 \sigma_{S0}}{\sqrt{3}} \left( l_1/D + \frac{1}{2} \left( \operatorname{ctg} \gamma - \frac{\sin \alpha}{\sin \gamma \sin(\gamma + \alpha)} \right) \right) + \\ & + \frac{4f \bar{\sigma}_S \sin \alpha}{\sqrt{3} \sin \gamma \sin(\gamma + \alpha)} + \frac{(\sigma_{S0} + \sigma_{S1})}{\sqrt{3}} \operatorname{ctg}(\gamma + \alpha) + \\ & + \frac{f_2 \bar{\sigma}_{S1} (1 + D^2/d^2)}{\sqrt{3}} \left( (D+d)/D^2 \sqrt{(D-d)^2/4 + l_2^2} + \operatorname{ctg} \gamma - \frac{\sin \alpha}{\sin \gamma \sin(\gamma + \alpha)} \right) \end{aligned} \quad (14)$$

где  $\bar{\sigma}_S = (\sigma_{S0} + \sigma_{S1})/2$ ,  $\bar{\sigma}_{S1} = (\sigma_{S1} + \sigma_{S2})/2$ ,  $\sigma_{S2}$  – напряжение течения металла на нижней границе области растяжения очага деформации,  $f_1$  – коэффициент трения входного канала матрицы и заготовки,  $f$  – коэффициент трения между металлом, находящимся в области сдвига, и матрицей,  $f_2$  – коэффициент трения между металлом, находящимся в области растяжения, и матрицей.

Сопоставление расчетной, с применением формулы (14), силы углового прессования заготовки диаметром 10 мм и длиной 65 мм с результатами моделирования показало, что расчетное значение силы достаточно близко к максимальному значению силы, полученному моделированием. Применение формулы (14), с геометрическими размерами матрицы, соответствующими схеме на рисунке 1.6,  $a$  и другими данными, приведенными в таблице 1.1, дает

оценку силы  $P_p$  углового прессования с относительным отклонением 11,3 % (таблица 1.1). Причем расчетная сила меньше силы, полученной моделированием.

Таблица 1.1 – Параметры для расчета и результаты оценки силы углового прессования

$\sigma_{S0}, \sigma_{S1}, \sigma_{S2},$ МПа	$\alpha, \gamma,$ градус	$l_1, l_2,$ мм	$f_1, f, f_2$	$P_p,$ кН	$P_{mod},$ кН	$\Delta, \%$
420, 560, 580	7,5, 60	15, 40	0,13	110,5	123	11,3
420, 560, 580	7,5, 60	30, 40	0,13	125,3	120	4,4

$P_{mod}$  – максимальное значение силы углового прессования, полученное моделированием (см. рисунок 1.7),  $\Delta$  – относительное отклонение расчетного и полученного моделированием значений сил.

### *Результаты физического эксперимента*

В результате экспериментального изотермического углового прессования заготовки при температуре 500 °С и скорости 0,1 мм/с в инструменте, показанном на рисунке 1.6, б, были получены бездефектные заготовки (не содержащие поверхностных складок, зажимов и трещин) (рисунок 1.10, а).

Максимальное значение силы, полученное опытным измерением, равно 110 кН (рисунок 1.11) и меньше максимального значения силы, полученного моделированием (рисунок 1.7) на 11,8 %, что подтверждает корректный выбор значения коэффициента трения при моделировании углового прессования стальных заготовок с применением указанной выше смазки.





б

Рисунок 1.10 – Заготовка: а – из стали ШХ15, полученная равноканальным угловым прессованием при температуре 500 °С, за один проход; б – из сплава ВТ-6 с поперечным размером 55 мм, полученная РКУП при температуре 650 °С

Максимальное значение силы, полученное опытным измерением, отличается от значения силы  $P_p$ , полученного расчетом с применением формулы (14) на 0,45 %. Расчетная сила больше силы, полученной опытным измерением.

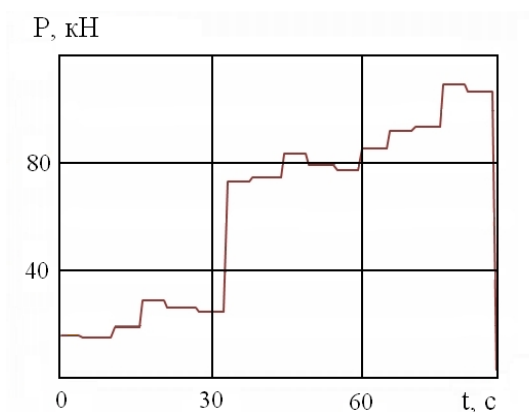


Рисунок 1.11 – Графическая зависимость силы углового прессования от времени, полученная по результатам экспериментальных измерений

Для сравнения рассчитаем силу с использованием формулы Сегала В.М.

$$P_{\partial} = \left( \frac{p_0 + k(\mu + \operatorname{ctg} \gamma)}{1 - \mu \operatorname{ctg} \gamma} \mu + \operatorname{ctg} \gamma \right) \frac{\pi D^2}{4},$$

где  $p_0$  – противодействие со стороны выходного канала,  $p_0 = \frac{4f_2 \cdot l_2 \cdot \sigma_{s1}}{D\sqrt{3}}$ ,

$k$  – постоянная пластичности материала,  $k = \frac{\sigma_{s1}}{\sqrt{3}}$ ,  $\mu$  – коэффициент трения между заготовкой и инструментом,  $\mu=0,13$ ,  $\gamma$  – половина угла пересечения каналов,  $\gamma = 60^\circ$ ,  $D$  – диаметр исходной заготовки,  $D=10$  мм.

Получаем, что

$$P_o = \left( \frac{\frac{4 \cdot 0,13 \cdot 40 \cdot 560}{D\sqrt{3}} + \frac{560}{\sqrt{3}}(0,13 + \operatorname{ctg} 60^\circ)}{1 - 0,13 \operatorname{ctg} 60^\circ} + \frac{560}{\sqrt{3}} \operatorname{ctg} 60^\circ \right) \cdot \frac{\pi 10^2}{4} = 91 \text{ кН.}$$

Расчетная сила деформирования в процессе РКУП цилиндрической заготовки из стали ШХ15 диаметром 10 мм, рассчитанная с помощью полученной формулы (14), больше силы равноканального углового прессования, рассчитанной с помощью формулы Сегала В.М., на 17%.

Причем максимальное значение силы углового прессования заготовки из стали ШХ15, полученное в результате экспериментальных исследований, больше силы равноканального углового прессования, рассчитанной с помощью формулы Сегала В.М., на 18%.

Такая разница значений сил деформирования заготовки из стали ШХ15 обусловлена неучетом в формуле Сегала В.М.: сужения выходного канала, трибологических условий во входном канале матрицы; упрочнения металла в процессе деформирования, скорости деформации. Формула была получена для плоско-деформированного состояния. Неточное определение силы деформирования ведет к необоснованному выбору пресса для деформирования заготовки.

Таким образом, разработанная модель (14) позволяет точнее определить силу деформирования, по сравнению с моделями, ранее разработанными другими авторами.



Рассчитаем и сравним для примера скорости деформации в процессах РКУП – по формуле (6), прямого выдавливания и прокатки при одинаковой скорости деформирования  $v_d = 1000$  мм/с и деформации металла  $\varepsilon_i = 0,4$ .

Угол  $\gamma$  рассчитаем из условия, что  $\varepsilon_i = \frac{2\text{ctg}\gamma}{\sqrt{3}}$  [6]. Откуда получаем

$\gamma = \text{arctg} \frac{\sqrt{3} \cdot \varepsilon_i}{2} = \text{arctg} \frac{\sqrt{3} \cdot 0,4}{2} = 71^\circ$ . Скорость деформации при РКУП заготовки диаметром 40 мм:

$$\dot{\varepsilon}_{i,1} = \frac{2 \cos \gamma \sin(\gamma + \alpha) \cdot v}{\sqrt{3} D \sin \alpha} = \frac{2 \cos 71^\circ \sin(8^\circ + 71^\circ) 1000}{\sqrt{3} \cdot 40 \cdot \sin 4^\circ} = 65 \text{ с}^{-1}.$$

Схема прямого выдавливания заготовки диаметром 40 мм представлена на рисунке 1.12, а, очаг пластической деформации обозначен сеткой. Диаметр  $\phi 33$  определен из уравнения  $\varepsilon_i = 2 \ln(D/d)$ .

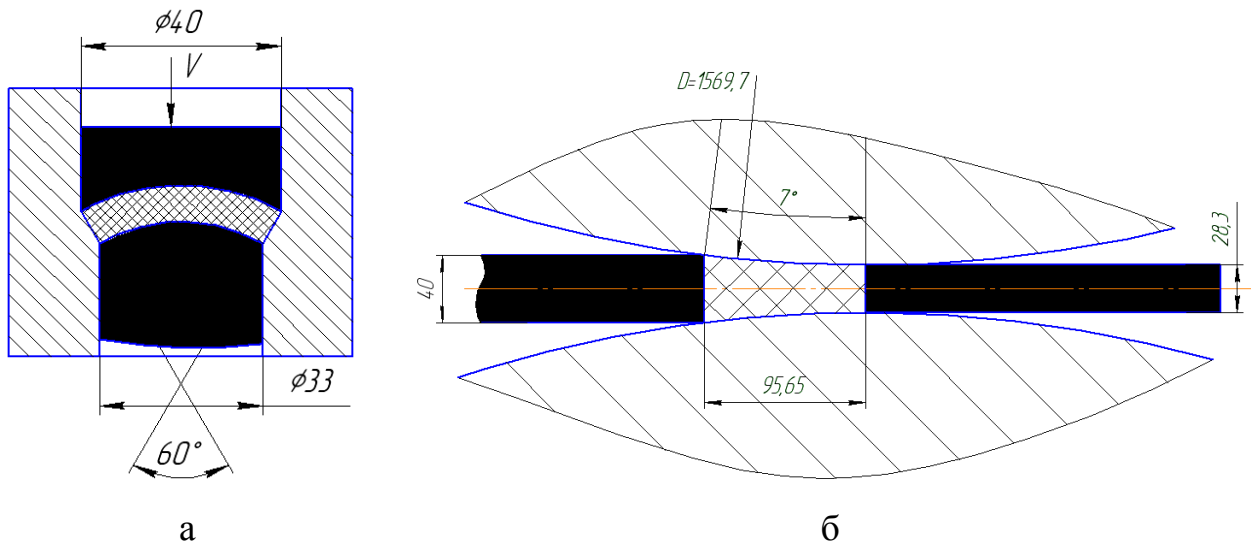


Рисунок 1.12 – Схемы: а – прямого выдавливания заготовки;  
б – прокатки полосы

Скорость деформации рассчитаем с использованием методики Ерманка М.З.:

$\dot{\varepsilon}_i = \frac{\varepsilon_i}{V_{\text{оч.пл.д.}}} \cdot V_{\text{сек}}$ , где  $V_{\text{оч.пл.д.}}$  – объём очага пластической деформации в процессе

прямого выдавливания заготовки,  $V_{\text{оч.пл.д.}} = 18992,83 \text{ мм}^3$ ,  $V_{\text{сек}}$  – объём металла,

перемещающийся из области очага пластической деформации за 1 с,

$$V_{сек} = \frac{\pi D^2}{4} v_{\partial} = \frac{\pi \cdot 40^2}{4} \cdot 1000 = 1256000 \text{ мм}^3/\text{с}.$$

$$\text{Тогда, } \dot{\varepsilon}_i = \frac{\varepsilon_i}{V_{оч.пл.д.}} \cdot V_{сек} = \frac{0,4}{18992,83} \cdot 1256000 = 26 \text{ с}^{-1}.$$

Рассчитаем скорость деформации при закрытой прокатке полосы толщиной 40 мм и шириной 31,4 мм. Ширину определяли из уравнения  $\pi 40^2 / 4 = 40B$ . Схема прокатки представлена на рисунке 1.12, б.

$\dot{\varepsilon}_i = \frac{\varepsilon_i}{V_{оч.пл.д.}} \cdot V_{сек}$ , где  $V_{оч.пл.д.}$  – объём очага пластической деформации в процессе продольной прокатки (см. рисунок 1.12, б, очаг пластической деформации обозначен сеткой),  $V_{сек}$  – объём металла, перемещающийся из области очага пластической деформации за 1 с.

Используя уравнения:  $H - h = d(1 - \cos \alpha)$ ,  $\alpha = \arctg f$  из известной работы<sup>2</sup>, рассчитали диаметр вала, угол захвата.

$$d = \frac{H - h}{1 - \cos \alpha} = \frac{40 - 28,3}{1 - \cos 7^0} = 1569,7 \text{ мм}, \quad \alpha = \arctg f = \arctg 0,13 = 7^0,$$

где  $f$  – коэффициент трения,  $f = 0,13$ .

Конечную толщину  $h$  рассчитали с использованием известной формулы:

$$\varepsilon_i = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \frac{H}{h}, \text{ откуда получили } h = 28,3 \text{ мм}.$$

С помощью известных формул получили, что  $V_{оч.пл.д.} = 97245,124 \text{ мм}^3$ . Секундный расход металла получаем  $V_{сек.} = H \cdot B \cdot v_{\partial} = 40 \cdot 31,4 \cdot 1000 = 1256000 \text{ мм}^3/\text{с}$ .

Тогда скорость деформации при прокатке:

$$\dot{\varepsilon}_i = \frac{\varepsilon_i}{V_{оч.пл.д.}} \cdot V_{сек} = \frac{0,4}{97245,124} \cdot 1256000 = 5 \text{ с}^{-1}.$$

<sup>2</sup> Павлов Иг. М. Теория прокатки. – Металлургиздат., 1950. – 610 с.

Наибольшая скорость деформации, равна  $\dot{\varepsilon}_i = 65 \text{ с}^{-1}$ , имеет место при РКУП заготовки, а наименьшая равна  $\dot{\varepsilon}_i = 5 \text{ с}^{-1}$  при прокатке полосы.

При прямом выдавливании заготовки скорость деформации равна  $\dot{\varepsilon}_i = 26 \text{ с}^{-1}$ .

Таким образом, отнесение процесса РКУП к процессам ИПД, по причине наибольшей скорости деформации при прочих одинаковых условиях для указанных выше трех схем деформирования заготовки, следует считать оправданным.

Решения, полученные по результатам исследования процесса РКУП, были использованы при проектировании режима деформирования заготовок с относительно увеличенными размерами (рисунок 1.10, б).

Решения (6) и (14), полученные по результатам исследования процесса РКУП, позволяют получить некоторые новые количественные закономерности (рисунок 1. 13, рисунок 1. 14, рисунок 1. 15).

Скорость деформации (см. рисунок 1.13) в области сдвига очага деформации при РКУП с увеличением диаметра круглой заготовки уменьшается. Для обеспечения одинаковой скорости деформации при обработке заготовок различных диаметров необходимо РКУП заготовок большего диаметра осуществлять с относительно увеличенной скоростью деформирования. Скорость деформирования, соответствующую скорости деформации необходимой для формирования УМЗ структуры, можно рассчитать по полученной формуле (6) и далее использовать для обоснованного выбора гидравлического прессы.

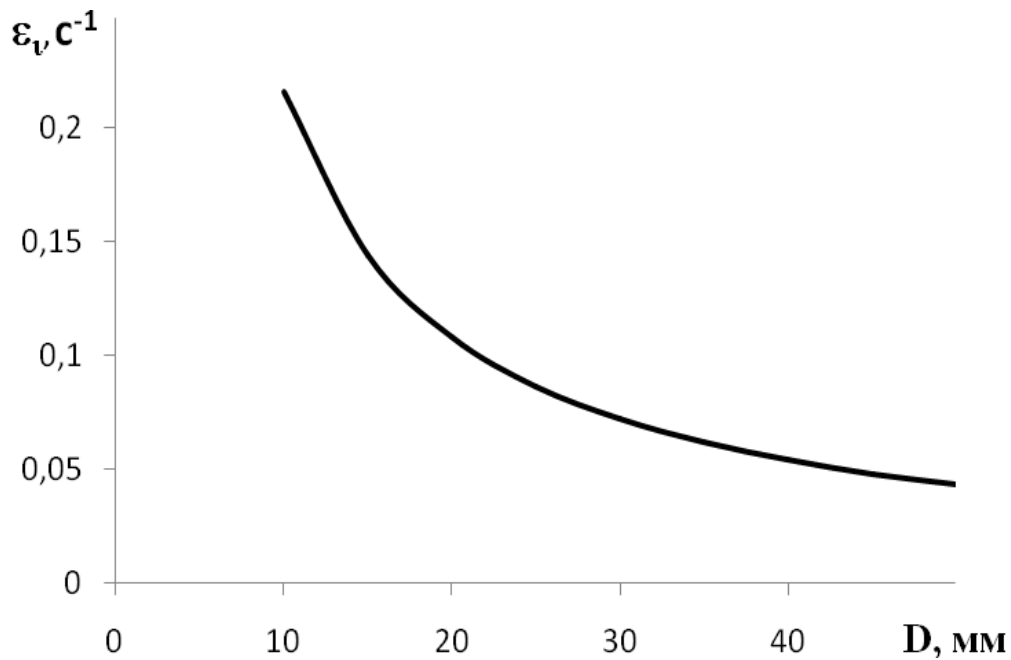


Рисунок 1.13 – Графическая зависимость скорости деформации металла в области сдвига очага деформации при РКУП круглой заготовки от диаметра канала, при скорости деформирования 1 мм/с и угле пересечения каналов 120°

Увеличение угла пересечения каналов (см. рисунок 1.14) приводит к уменьшению скорости деформации, что при одинаковом времени пребывания металла в очаге деформации обуславливает уменьшение деформации полученной металлом при РКУП и соответствует формуле для расчета деформации, полученной в работе [6] – с увеличением угла пересечения каналов деформация металла при РКУП уменьшается.

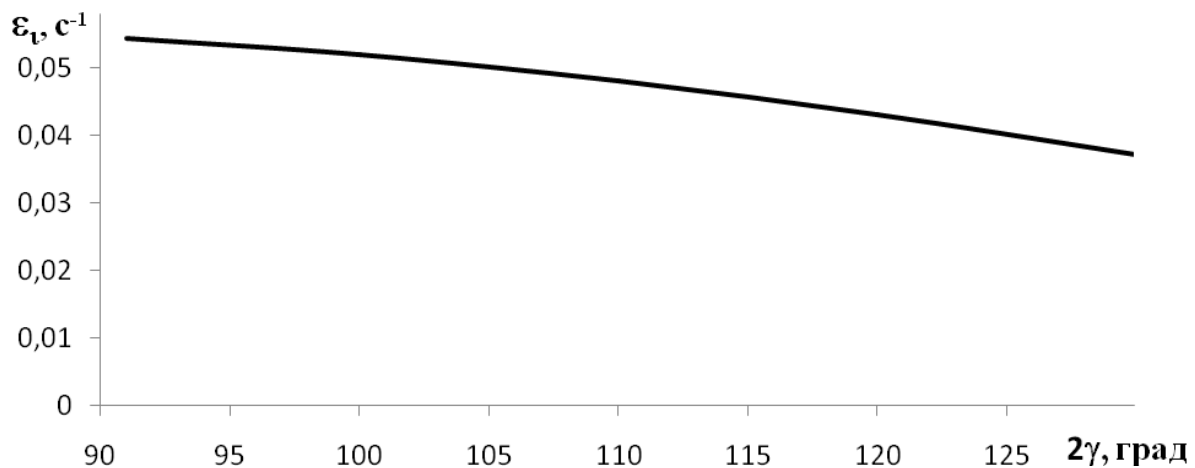


Рисунок 1.14 – Графическая зависимость скорости деформации металла в области сдвига очага деформации при РКУП круглой заготовки от угла пересечения каналов, при скорости деформирования 1мм/с и D=50 мм

Увеличение влияния трения в выходном канале матрицы при РКУП (см. рисунок 1.15) накладывает ограничение на технологические возможности получения относительно длинных заготовок, обусловленное стойкостью пуансона. Зависимости аналогичные приведенной на рисунке 1.15 и построенные для различных металлов и диаметров заготовок с использованием, полученной формулы (14), являются основанием для обоснованного выбора РКУП как способа получения заготовок с УМЗ структурой.

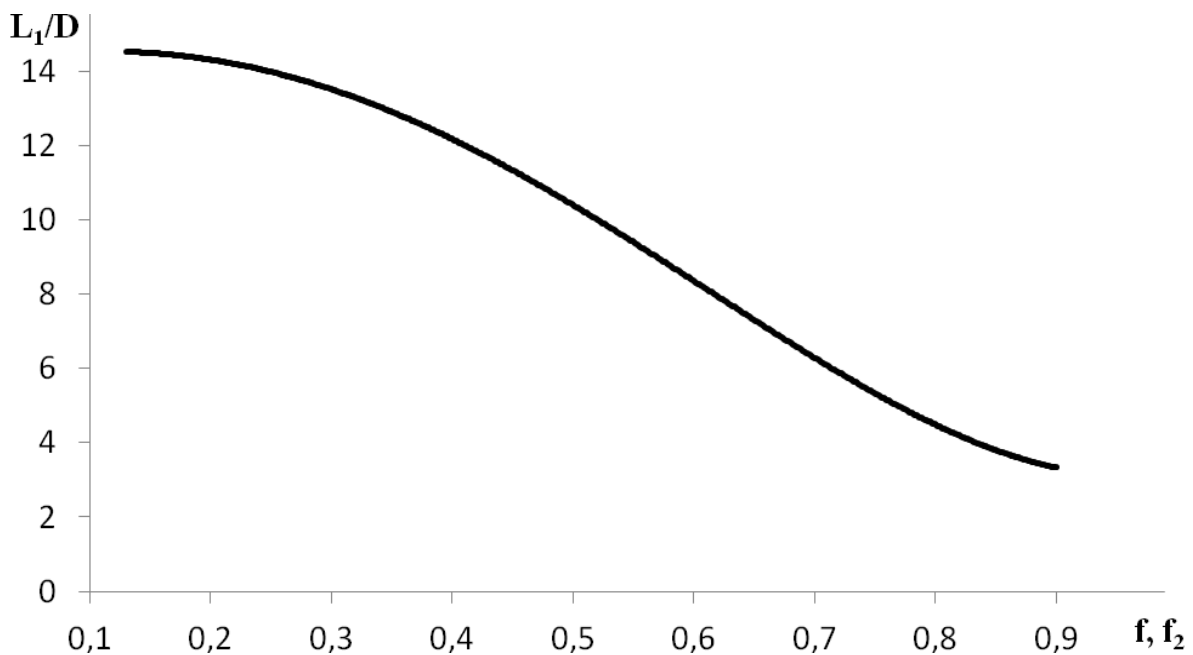


Рисунок 1.15 – Графическая зависимость относительной длины заготовки из стали ШХ 15 при РКУП, при температуре 500 °С от коэффициента трения в выходном канале с длиной  $L_2=D$ , при скорости деформирования 1 мм/с и  $f_1=0,13$ , при условии не превышения удельной силой деформирования значения 2500 МПа

## 1.2. Расчет силы деформирования и скорости деформации при равноканальном угловом прессовании цилиндрической заготовки в параллельных каналах

### *Состояние вопроса механики пластической деформации РКУП-ПК*

Традиционное РКУП, является, прежде всего, лабораторным методом ИПД, так как имеет ряд существенных ограничений, сдерживающих его применение в промышленном производстве. Эти ограничения связаны с невысокой производительностью данного метода вследствие необходимости проведения большого числа повторений циклов обработки ( $\geq 6-8$ ) заготовок материалов для создания в них УМЗ состояния, а также низким коэффициентом использования материала (КИМ), который, как правило, составляет  $\sim 0.6$ .

Еще одним существенным фактором, препятствующим внедрению метода РКУП, является то, что его трудно интегрировать в производственные процессы, которые используют в настоящее время на металлургических предприятиях, при производстве продукции, например из алюминия. В частности, обработку РКУП реализуют на прессах имеющих вертикальную компоновку, в то время как серийное производство, например, алюминиевых прутков и профилей осуществляют, как правило, на горизонтальных прессах.

Метод равноканального углового прессования в параллельных каналах (РКУП-ПК), разработанный недавно в ФГБОУ ВПО УГАТУ [8, 22] является перспективным развитием метода традиционного РКУП, ориентированным на повышение КИМ до 0,9–0,95, увеличение производительности процесса ИПД примерно в 2 раза, и соответственно, на снижение себестоимости выпускаемой продукции из УМЗ материалов.

Отличительной особенностью РКУП-ПК является реализация простого сдвига последовательно в двух очагах деформации, соответствующих двум последовательным зонам пересечения каналов в инструменте. При этом величина деформации заготовки после одного цикла обработки составляет примерно 2. В результате может существенно уменьшиться число циклов обработки, необходимое для обеспечения формирования УМЗ состояний в полуфабрикатах или изделиях.

В работах [8, 9, 21] было показано, что основными параметрами, обеспечивающими эффективность метода РКУП-ПК являются: расстояние между осями параллельных каналов  $K$  и угол пересечения каналов  $2\gamma$ . Оба указанных геометрических параметра оснастки влияют на характер течения материала и на его напряженно-деформированное состояние.

Однако оптимизация вышеуказанных параметров инструмента оснастки для РКУП-ПК была проведена в двумерной постановке задачи для заготовки квадратного сечения. В тоже время, подавляющее большинство прессованной продукции из алюминия выпускается в виде прутков круглого сечения. При

этом круглое сечение канала инструмента обуславливает иное напряженно деформированное состояние в заготовке.

В работе [24] получена формула для расчета удельной силы прессования для варианта  $R = d$ ,  $r = 0$  (рисунок 1.16, а).

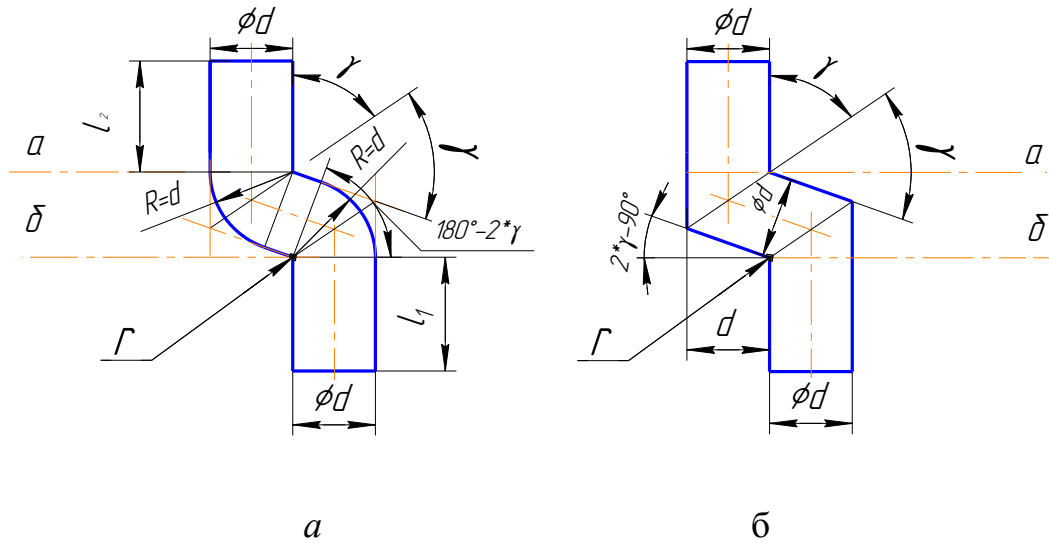


Рисунок 1.16 – Схема к расчету объема очага пластической деформации:

*а* – канал с радиусом сопряжения  $R = d$  и  $r = 0$ ; *б* – канал с радиусом сопряжения  $R = 0$  и  $r = 0$

Формула имеет вид

$$p = \frac{2}{\sqrt{3}} (2\bar{\sigma}_s \operatorname{ctg} \gamma + 2\sigma_{02} f_2 l_2 / d + \bar{\sigma}_s f \pi + 2\sigma_s f_1 l_1 / d), \quad (15)$$

где  $\bar{\sigma}_s$  – среднее значение напряжения течения металла по очагу деформации,  $f_2$  – коэффициент пластического трения на входном участке матрицы,  $l_2$  – длина входного участка матрицы (см. рисунок 1.16, а),  $f$  – коэффициент пластического трения на участке матрицы, ограничивающем очаг пластической деформации,  $\sigma_s$  – среднее напряжение течения металла перемещающегося в калибрующем участке матрицы,  $f_1$  – коэффициент пластического трения на калибрующем участке матрицы,  $l_1$  – длина калибрующего участка матрицы (см. рисунок 1.16, а).



Изготовление матриц с геометрической формой, представленной на рисунке 1.16, а, отличается значительными производственными затратами и меньшей технологичностью в сравнение с матрицей, форма которой представлена на рисунке 1.16, б. Кроме этого скругления внешних углов, выполненные радиусами близкими к 0, приводят, как будет показано далее, к увеличению деформации заготовки за один проход – до 25%.

Отсутствие закруглений по внешним углам канала матрицы из-за увеличения поверхности трения обуславливает иное напряженно деформированное состояние в заготовки и, следовательно, иные деформационные и силовые параметры процесса РКУП-ПК при одинаковых прочих характерных размерах круглых каналов.

Поэтому использование решения (15) для анализа процесса РКУП-ПК в матрице, форма которой представлена на рисунке 1.16, б, представляется не корректным.

*Моделирование РКУП-ПК цилиндрической заготовки в матрице с круглым каналом с радиусами сопряжений, близкими к 0 [81, 82]*

В процессе исследований проводили компьютерное моделирование процесса РКУП-ПК с использованием программного комплекса DEFORM 3D [80] и натурный эксперимент.

При проведении компьютерного моделирования были приняты следующие условия и допущения: инструмент принимался «абсолютно-жестким» телом. Геометрические формы инструмента – 3D модели были предварительно созданы, используя КОМПАС 3D 8V; температура принималась постоянной и равной 25 °С, тепловым эффектом деформации, из-за ее малой скорости, пренебрегали; заготовки из сплава 6061, 6063 – пластичные тела. Диаграммы деформирования  $\sigma_i = 219 \ln(\varepsilon_i + 1) + 98$  и  $\sigma_i = 19 \ln(110\varepsilon_i + 1) + 50\varepsilon_i + 94$  сплавов, построенные по результатам механических испытаний образцов, в соответствии с методикой [83], вводили

при подготовке базы данных в виде табличных функций; коэффициент трения (shear) принимали равным 0 и 0,12, кроме этого экспериментально, в процессе прямого выдавливания с различными степенями деформации заготовок из сплава 6063 при использовании технологической смазки «Росойл–Шок» [84], определяли силу трения и соответствующий ей коэффициент трения, с помощью соотношения:  $\tau = f_{\sigma} \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}}$ , где  $f_{\sigma}$  – функция модуля сжимающего, нормального контактного напряжения  $\sigma_n$ , см. таблицу 1.2;

Таблица 1.2 – Значения коэффициента трения в зависимости от модуля сжимающего, нормального контактного напряжения

$ \sigma_n $ , МПа	$f_{\sigma}$
0	0
330	0,015
520	0,14
$\geq 1827$	1

количество конечных элементов 35000; скорость деформирования 5 мм/с, шаг по времени 0,1с; количество шагов моделирования – 100–400.

В качестве материала исследований выбрали цилиндрическую заготовку диаметром 18 мм и длиной 150 мм, из термически упрочняемого сплава 6061 системы Al–Mg–Si.

Перед обработкой РКУП-ПК исходные литые заготовки сплава были подвергнуты гомогенизационному отжигу при температуре 560 °С в течение 5 часов с последующей закалкой в воду, так как именно после закалки исходное состояние в термически упрочняемых алюминиевых сплавах является оптимальным для проведения последующей обработки ИПД для достижения наилучшего сочетания высоких значений прочности при удовлетворительной пластичности [85, 86–88].

Один цикл обработки РКУП-ПК заготовок сплава осуществляли в оснастке, которая была выполнена с учетом рекомендаций работ [8, 9]:

$\Phi = 100^\circ$  и  $K = d$ , где  $d$  – диаметр канала. Рациональные радиусы сопряжения каналов и протяженность калибрующего участка матрицы были определены по результатам компьютерного моделирования РКУП-ПК цилиндрической заготовки.

Твердость по Виккерсу (HV) определяли на приборе Micromet-5101, при нагрузке 200 г. и выдержке 15 сек.

Предварительную и окончательную термическую обработку заготовок исследуемых материалов проводили в электропечах типа SNOL.

Оптическую металлографию образцов осуществляли на полуавтоматическом анализаторе структуры Eriquant.

Электронно-микроскопические исследования исследуемых материалов проводили на просвечивающих электронных микроскопах JEOL-2000 EX.

При моделировании варьировали условиями контактного трения, величиной радиуса сопряжения каналов ( $R$ ) и протяженностью калибрующего участка матрицы ( $L_1$ ) (рисунок 1.17, а).

Распределение деформации в прессованной заготовке неравномерно как вдоль продольной оси заготовки, так и в ее поперечных сечениях.

Моделирование показало, что наибольшая деформация наблюдается в точках поверхности заготовки расположенных в плоскости симметрии канала. В точках поверхности заготовки, расположенных в плоскости перпендикулярной плоскости симметрии деформация более равномерна. Среднее значение деформации в частице, прошедшей очаг деформации, равно 1,45, при  $R = d$  (см. рисунок 1.17, б) и 1,8 при  $R = 0$  (см. рисунок 1.17, в). Моделирование процесса РКУП-ПК с  $f_m = 0,12$  не выявило значительного отличия в распределении деформаций в сечении заготовки, в сравнение с распределением деформаций при  $f_m = 0$ .

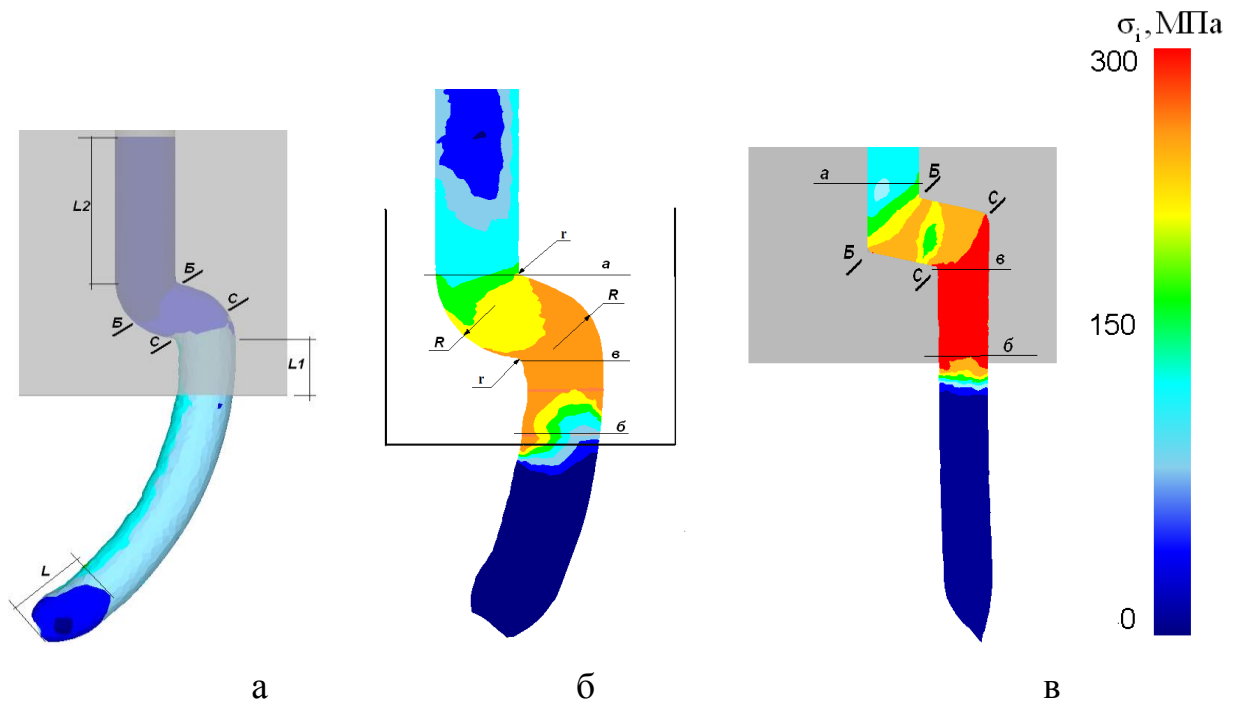


Рисунок 1.17 – Заготовка после деформирования по схеме РКУП-ПК:

а – форма заготовки и инструмента; б – форма очага пластической деформации при  $R = d$ ; в – форма очага пластической деформации, при  $R = 0$

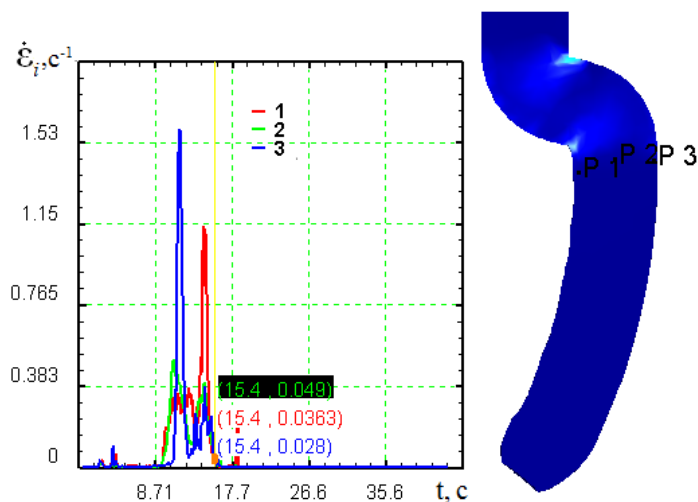
Заготовка после деформирования при  $R = d$  и  $L_1 = 1,2 d$  имеет саблевидную форму (см. рисунок 1.17, а). Кривизна заготовки с уменьшением радиуса  $R$  также уменьшается. Моделирование РКУП-ПК цилиндрической заготовки в матрице с  $R = 0$ ,  $L_1 = 1,2 d$  и  $f_m = 0$  показало, что изогнутость заготовки изменилась по направлению на противоположную (см. рисунок 1.17, в).

Протяженность  $L_1$  (см. рисунок 1.17, а) выходящего из матрицы конца заготовки с неравномерной деформацией в продольном направлении составляет примерно  $1,5 d$ .

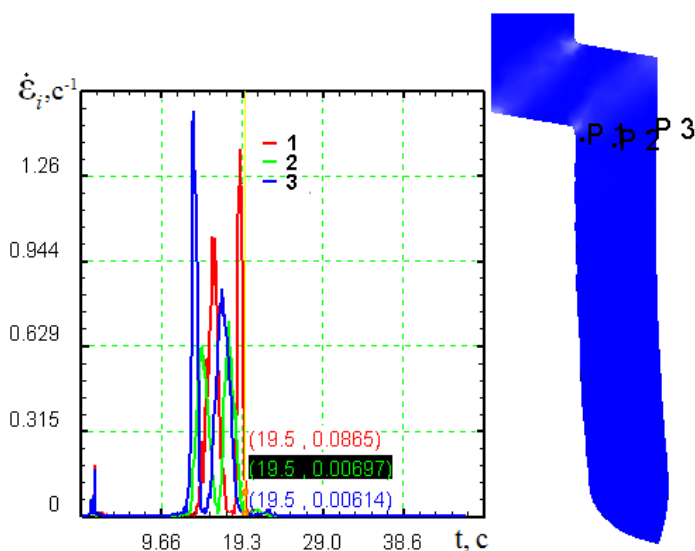
Изменения скоростей деформации частиц вдоль их траекторий движения показаны с использованием Point Tracking на рисунке 1.18.

Скорость деформации в частице вблизи горизонтальной плоскости а (см. рисунок 1.17, б, рисунок 1.17, в) сначала скачкообразно увеличивается (см. рисунок 1.18, а, рисунок 1.18, б) до максимального значения, затем скачком уменьшается до 0 при прохождении узкой зоны, расположенной вблизи

горизонтальной плоскости **в** (см. рисунок 1.17, б, рисунок 1.17, в). При движении частиц от плоскости **в** к плоскости **б** в них накапливается незначительная деформация.



а



б

Рисунок 1.18 – Изменение скорости деформации в материальных точках при прохождении очага пластической деформации

Очаг деформации при  $R = 0$  располагается аналогично случаю  $R = d$ . Верхняя криволинейная граница (поверхность) сравнительно больше отклонена от горизонтальной плоскости **а**, нижняя криволинейная граница (поверхность) сравнительно меньше отклонена от горизонтальной плоскости **б** (см. рисунок 1.17, в). С небольшой погрешностью можно допустить, что при РКУП-ПК

цилиндрической заготовки очаг пластической деформации ограничен плоскостями **а** и **в**, в обоих случаях, как при  $R = d$ , так и при  $R = 0$ .

Из рисунка 1.19 следует, что значение коэффициента Лодэ в сечениях Б–Б и С–С (см. рисунок 1.171.14) удовлетворяет неравенству:  $-0.21 \leq \mu_\varepsilon \leq 0.227$  (см. рисунок 1.19, а, рисунок 1.19, б).

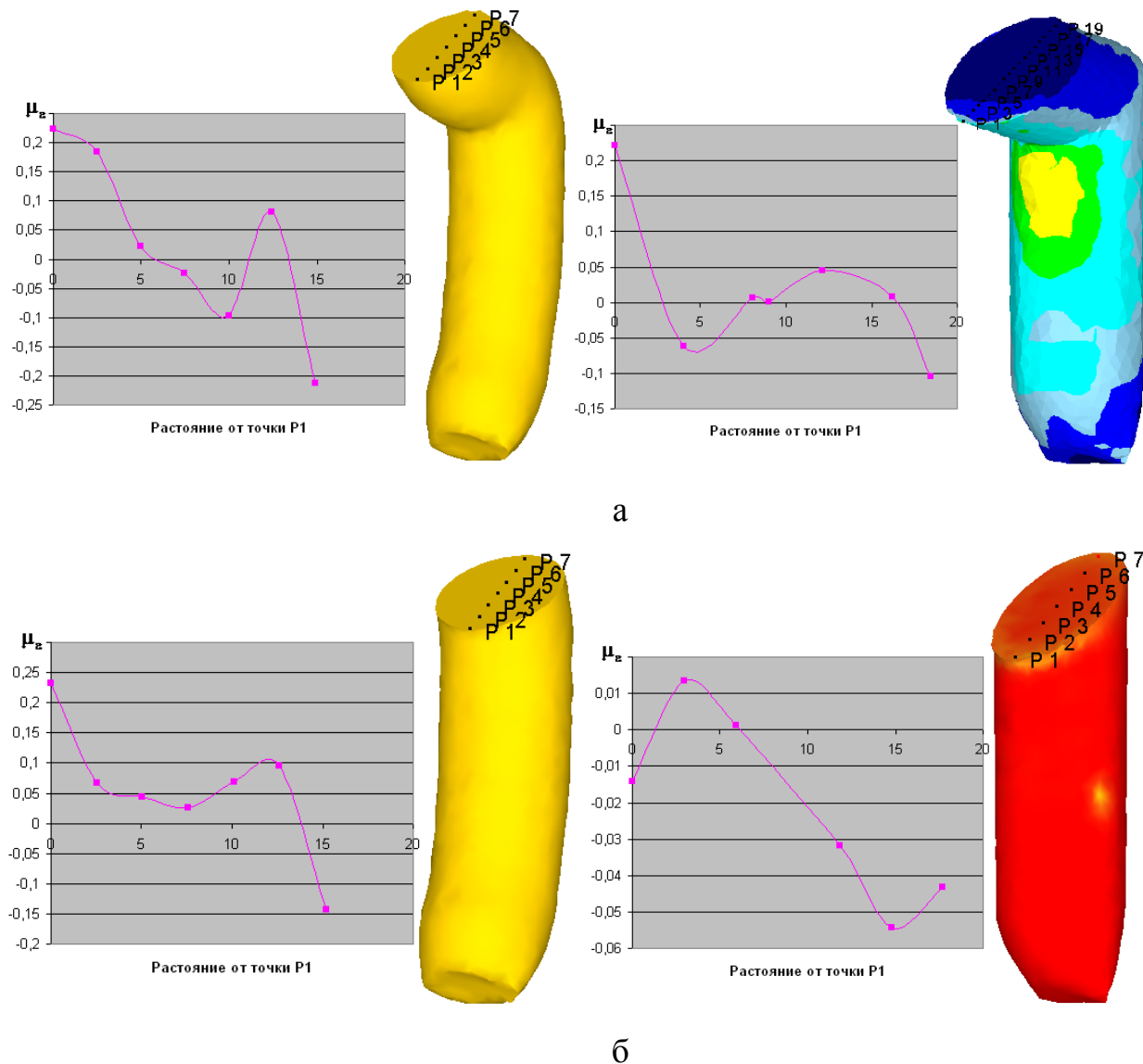


Рисунок 1.19 – Распределение коэффициента Лодэ в очаге пластической деформации заготовки при  $f_m = 0$ ,  $R = d$ ,  $r = 0$  и  $R = 0$ ,  $r = 0$ :

а – в сечении Б–Б; б – в сечении С–С

Разность ( $\mu_{\varepsilon, \max} - \mu_{\varepsilon, \min}$ ), рассчитанная для семи точек показанных на рисунке 1.19, а для сечения Б–Б при  $R = d$  равна 0,425, при  $R = 0$  соответственно 0,325. Для сечения С–С (см. рисунок 1.19, б) при  $R = d$  разность равна 0,375,

при  $R = 0$  соответственно 0,07. Поэтому деформация в сечениях заготовки Б–Б и С–С близка к сдвигу, но не является сдвиговой ( $\mu_\varepsilon \neq 0$ ), так как имеются зоны сжатия и растяжения.

При  $R = 0$  абсолютные отклонения коэффициента Лоде от 0 для большинства точек из 21-ой равномерно взятых на половине сечения Б–Б или С–С, меньше соответствующих отклонений при  $R = d$ . Это означает, что деформация в канале с  $R = 0$  ближе к сдвигу.

Из теории процессов прессования известно, что чем больше размер матрицы  $L_1$  (см. рисунок 1.17, а), тем больше поверхность трения и тем больше влияние сил трения на силу деформирования. В практике прямого выдавливания стержневых заготовок протяженность цилиндрической части очка матрицы принимают равной 5–15 мм [89] или не более  $0,5d$  [90].

Можно предположить, что неравномерность деформации заготовки, протяженность  $L$  выходящего конца с неравномерной деформацией в продольном направлении обусловлены влиянием сил трения и размером матрицы  $L_1$  (см. рисунок 1.17, а). Для проверки этого предположения провели моделирование с учетом трения и с укороченным размером ( $L_1$ ). Его результаты представлены на рисунке 1.20.

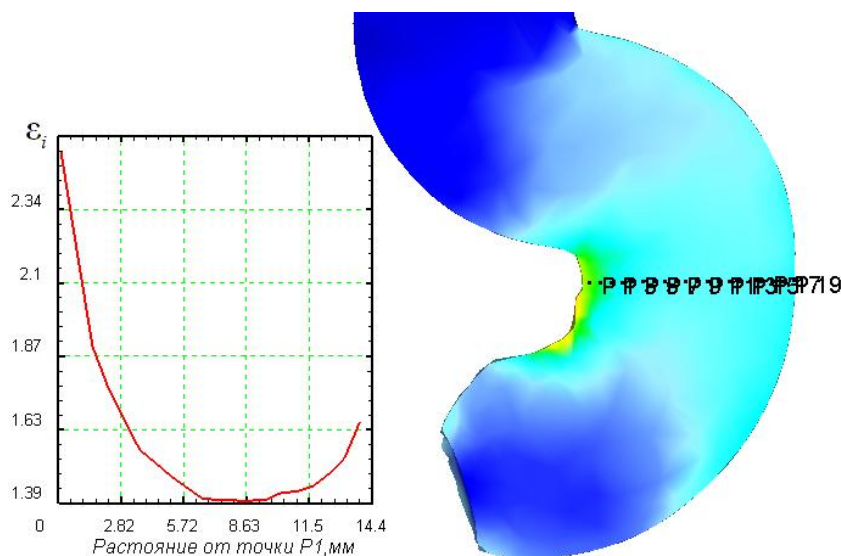
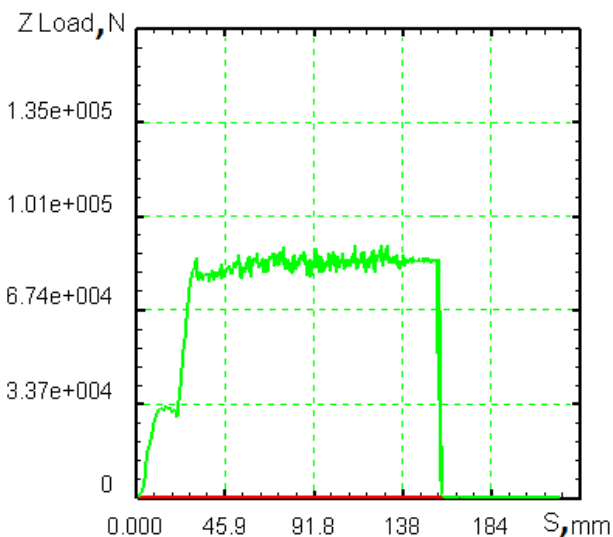


Рисунок 1.20 – Распределение деформации в заготовке при деформировании в условиях  $\tau_\kappa \neq 0$  и  $L_1 = 0,3 d$

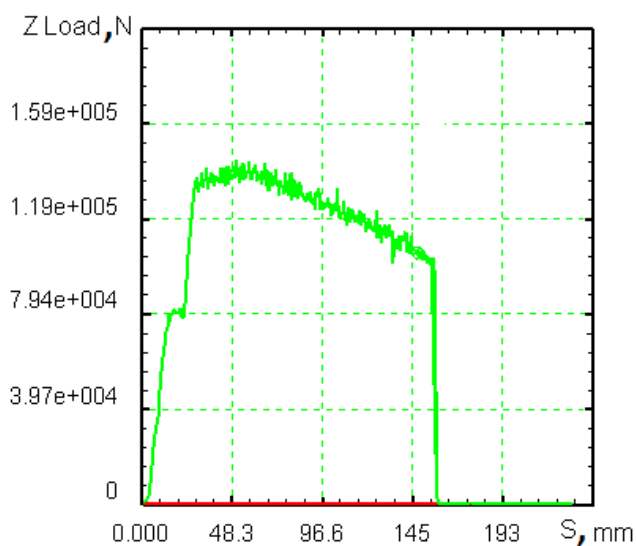
Значительное уменьшение размера  $L_1$ , до  $0,3d$  при  $R = d$  привело к значительному искривлению заготовки и существенному изменению ее деформированного состояния – к уменьшению накопленной деформации в ее деформированной части и большой неравномерности деформации. Моделирование показало, что размер  $L_1$  для обеспечения удовлетворительного накопления деформации, приемлемой и исправимой саблевидной формы заготовки, аналогичной случаю  $L_1 = 1,2d$  (см. рисунок 1.17, б, в) должен быть не менее  $1d$ .

На рисунке 1.21 представлена графическая зависимость силы деформирования от перемещения пуансона.

Сила деформирования во всех случаях моделирования ( $f_m = 0$ ,  $R = d$ ,  $R = 0$  и  $f_m = 0,12$ ,  $R = d$ ,  $R = 0$ ) достигает максимального значения в момент окончания формирования очага пластической деформации. При  $f_m = 0$  далее происходит стационарная стадия процесса. Сила деформирования равна  $P = 0,56 \times 10^5$  Н (5,6 т.с.) при  $R = d$  и  $P = 0,815 \times 10^5$  Н (8,15 т.с.) при  $R = 0$ .



а



б

Рисунок 1.21 – Графическая зависимость силы деформирования от перемещения пуансона при  $R = 0$ : а –  $f_m = 0$ ; б –  $f_m = 0,12$



При  $f_m = 0,12$  максимальное значение силы равно  $P = 1,05 \cdot 10^5$  Н (10,5 т.с.) при  $R = d$  и  $P = 1,44 \cdot 10^5$  Н (14,4 т.с.) при  $R = 0$ . Затем сила уменьшается, что в соответствии с теорией прессования обусловлено уменьшением поверхности трения в контейнере матрицы. Максимальное контактное напряжение на поверхности матрицы не превышает значения 580 МПа при  $f_m = 0$  и 925 МПа при  $f_m = 0,12$ . Максимальное значение силы прессования заготовки в матрице с  $R = 0$  больше чем в случае прессования с  $R = d$ , так как среднее значение деформации в заготовке при прессовании в матрице с  $R = 0$ , больше чем в случае прессования с  $R = d$ .

В результате обработки РКУП-ПК сплава 6061 в инструменте рациональной формы была получена бездефектная заготовка (не содержащая поверхностных зажимов и трещин) (см. рисунок 1.22).

Ее размеры практически не искажены, что свидетельствует о правильности выбора геометрических параметров оснастки для РКУП-ПК, определенных по результатам компьютерного моделирования.

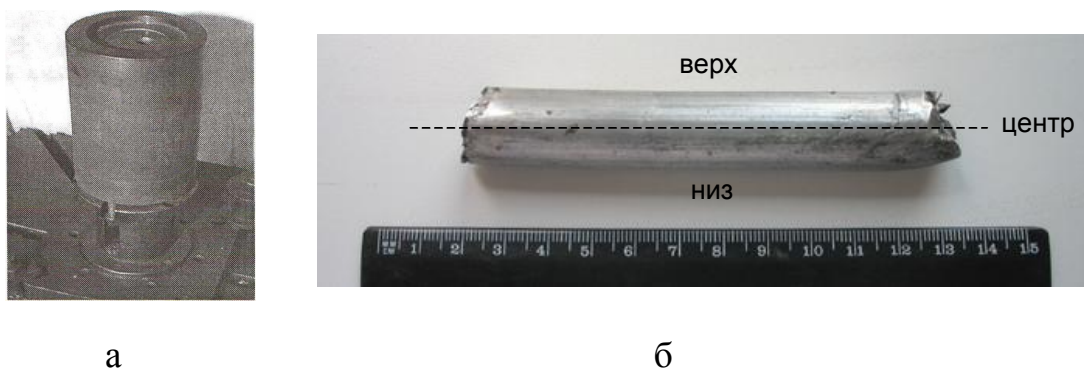


Рисунок 1.22 – Заготовка сплава 6061 после обработки РКУП-ПК в инструменте рациональной формы: а – инструмент; б – заготовка

С целью определения однородности деформации, которой подвергалась заготовка сплава 6061 в процессе РКУП-ПК, было построено распределение значений твердости по ее длине, которое приведено на рисунке 1.23.

Полученные данные свидетельствуют о том, что твердость практически одинакова как в центральной зоне обработанной РКУП-ПК заготовки (HV

119±6), так и в приповерхностных ее зонах – верхней (HV 115±6) и нижней (HV 113±7,5).

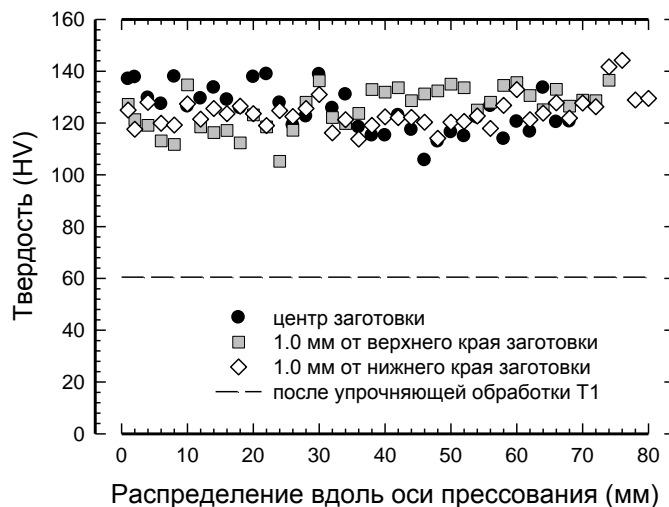


Рисунок 1.23 – Распределение твердости в заготовке сплава 6061 после обработки РКУП-ПК

Для сопоставления эффекта упрочнения сплава 6061 после обработки РКУП-ПК, он также был подвергнут серийной упрочняющей термической обработке T1 [91]. Значение твердости сплава после T1 (HV 62±4) также приведено на рисунке 1.23. Из полученных данных видно, что HV сплава после обработки РКУП-ПК почти в 2 раза превышает его твердость после обработки T1.

Проведенные электронно-микроскопические исследования микро-структуры заготовки сплава показали, что после 1 цикла обработки РКУП-ПК, исходная крупнозернистая структура (рисунок 1.24, а) полностью трансформируется в структуру ламелярного типа (см. рисунок 1.24, б), имеющую четко выраженную ориентацию относительно направления сдвига.

Средний поперечный размер сформированных субзерен составил 400 нм, а продольный 1200 нм, соответственно. Таким образом, именно существенное измельчение исходной микроструктуры сплава, достигнутое в процессе

обработки РКУП-ПК, обеспечило достижение в нем высоких значений твердости.



а



б

Рисунок 1.24 – Микроструктура заготовки сплава 6061 в исходном состоянии (а) и после обработки РКУП-ПК (б)

*Вывод формул для скорости деформации металла и удельной силы углового прессования цилиндрической заготовки при РКУП-ПК [82]*

Условия и допущения принятые при выводе формулы для оценки силы прессования:

- металл идеально пластичный, сопротивление деформации металла равно некоторому среднему значению сопротивления деформации металла по очагу деформации  $\bar{\sigma}_s$ ;

- в силу больших контактных давлений при РКУ прессовании, на контактной поверхности матрицы с заготовкой использовали закон трения

$$\tau = f \frac{\bar{\sigma}_s}{\sqrt{3}}, \text{ где } f - \text{коэффициент пластического трения;}$$

- очаг пластической деформации в соответствии с работой [81] ограничен криволинейной поверхностью канала с углом  $\gamma = 50$  град. и двумя горизонтальными, параллельными плоскостями **а** и **б**, расположенными на некотором расстоянии (см. рисунок 1.25).

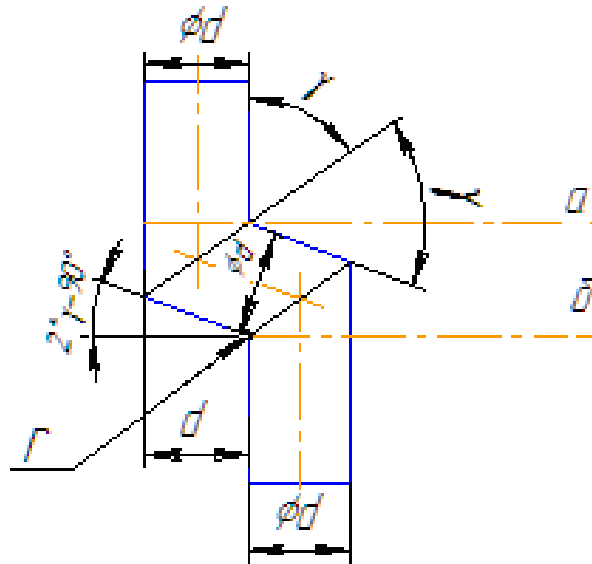


Рисунок 1.25 – Схема к расчету объема очага пластической деформации при РКУП-ПК матрице с каналом с радиусами сопряжения  $R = 0$  и  $r = 0$

Приравнивая мощность внешних сил мощности диссипации, получим уравнение:

$$p \cdot v_{ист} \cdot F = \int \sigma_s \dot{\epsilon}_i dv + \int \tau \cdot v_\tau dS, \quad (16)$$

где  $p$  – удельная сила прессования,  $\tau$  – напряжение контактного трения,  $\sigma_s$  – сопротивление деформации металла,  $v_\tau$  – скорость скольжения металла по поверхности матрицы  $v_\tau \approx v_{ист}$ ,  $v_{ист}$  – скорость истечения пресс-изделия из канала матрицы,  $F$  – площадь поперечного сечения канала, для круглого канала  $F = \pi d^2 / 4$ .

Первый интеграл в (16) оценим через средние значения скорости и сопротивления деформации. Среднюю скорость деформации  $\bar{\epsilon}_i$  найдем как отношение средней деформации  $\bar{\epsilon}_i$  к времени нахождения металла в очаге пластической деформации  $t$ , время нахождения металла в очаге пластической деформации найдем как отношение объема очага пластической деформации  $V_{o.n.д.}$  к секунднему объему металла  $V_{сек}$ .

$$V_{сек} = F \cdot v_{ист}. \quad (17)$$

Объем очага пластической деформации (см. рисунок 1.25) определим как:

$$V_{o.n.д.} = \frac{\pi d^3}{4} (\operatorname{ctg} \gamma + 1 / \cos(2\gamma - 90)) \quad (18)$$

Время  $t = Bd / v_{ист}$ , где  $B = \operatorname{ctg} \gamma + 1 / \cos(2\gamma - 90)$ .

Для средней скорости деформации получим:  $\bar{\dot{\varepsilon}} = \frac{\bar{\varepsilon}_i v_{ист}}{Bd}$ . Учитывая

работу [6]  $\bar{\varepsilon}_i$  можно представить как  $\bar{\varepsilon}_i = 4\alpha \operatorname{ctg} \gamma / \sqrt{3}$ , где  $\alpha$  – коэффициент, определяемый экспериментально или по результатам моделирования.

Окончательно для средней скорости деформации получим:

$$\bar{\dot{\varepsilon}}_i = \alpha \frac{4v_{ист} \operatorname{ctg} \gamma}{\sqrt{3}Bd}. \quad (19)$$

После подстановки (19) в (16) и представления второго интеграла в (16) суммой трех, соответствующих входному, деформирующему и калибрующему участкам матрицы, из (16) получим формулу для удельной силы прессования:

$$p = \frac{4}{\sqrt{3}} (\alpha \bar{\sigma}_s \operatorname{ctg} \gamma + \sigma_{02} f_2 l_2 / d + \bar{\sigma}_s f (1 / \cos(2\gamma - 90) + \operatorname{ctg} \gamma) + \sigma_s f_1 l_1 / d). \quad (20)$$

Сопоставление результатов расчета силы прессования заготовки, диаметром 15 мм и длиной 150 мм из сплава 6061, по формуле (20), с данными численных экспериментов, выполненных с использованием программного комплекса *DEFORM 3D* показало, что они дают достаточно близкие значения силы  $P$  для стационарной стадии процесса РКУП-ПК и при  $f = 0$ , и при  $f = 0,12$ .

Применение формулы (20), при  $\alpha = 1$ , дает оценку силы прессования с погрешностью 9 % для  $f_1 = f_2 = f = 0$  и с погрешностью 2,5 % для  $f_1 = f_2 = f = 0,12$  (см. таблицу 1.3). Причем расчетная сила во всех случаях меньше силы, полученной моделированием.

Таблица 1.3 – Исходные данные и результаты, полученные расчетом и моделированием

$\sigma_{02}$ , МПа	$\alpha$	$\sigma_s$ , МПа	$\bar{\sigma}_s$ , МПа	$l_2$ , мм	$l_1$ , мм	$f_1$ , $f_2$ , $f_3$	$p$ , МПа	$P$ , кН	$P_{mod}$ , кН	$\Delta$
98	1	334,31	216,15	94,2	15	0	419,74	74,137	81,5	0,09
98	1	334,31	216,15	94,2	15	0,12	794,52	140,33	144	0,025

$P$  – значение силы, рассчитанное по формуле (20),  $P_{mod}$  – максимальное значение силы деформирования, полученное моделированием,  $\Delta$  – относительное отклонение значений сил.

#### *Результаты физического эксперимента*

В результате экспериментального проведения РКУП-ПК заготовки диаметром 17,8 мм и длиной 80 мм из сплава 6063 при комнатной температуре, с использованием смазки «Росойл – Шок» [84] в инструменте (см. рисунок 1.26) были получены бездефектные заготовки (не содержащие поверхностных зажимов и трещин) (рисунок 1.27).

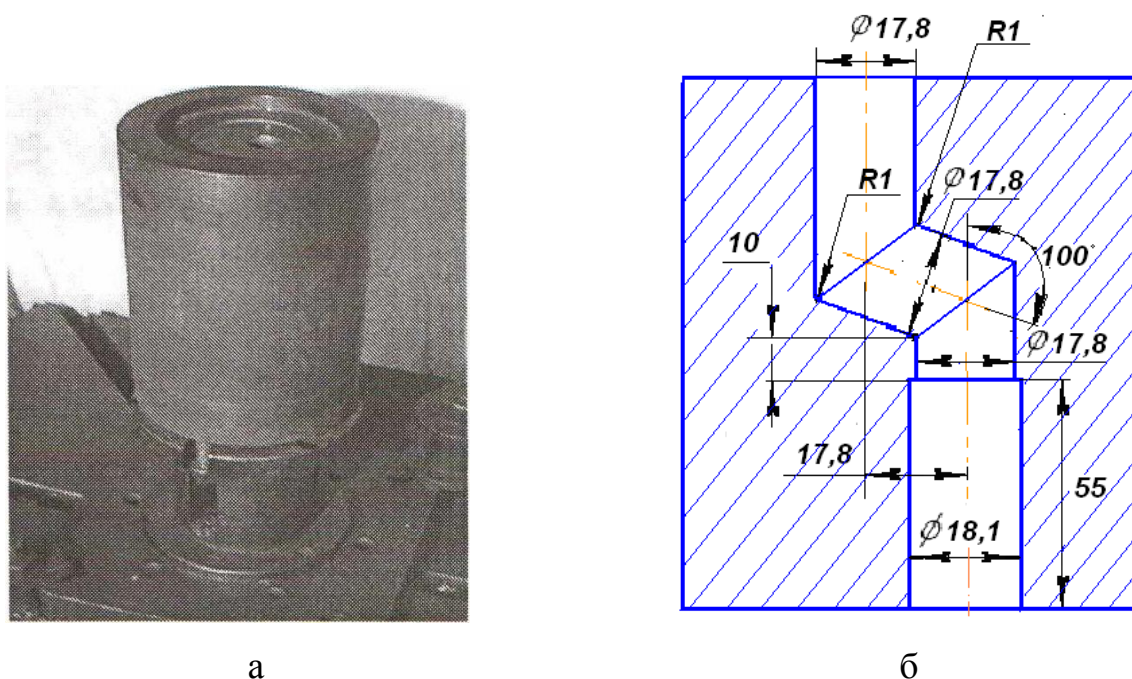


Рисунок 1.26 – Инструмент для РКУП в ПК цилиндрической заготовки:

а – инструмент; б – форма и размеры канала инструмента



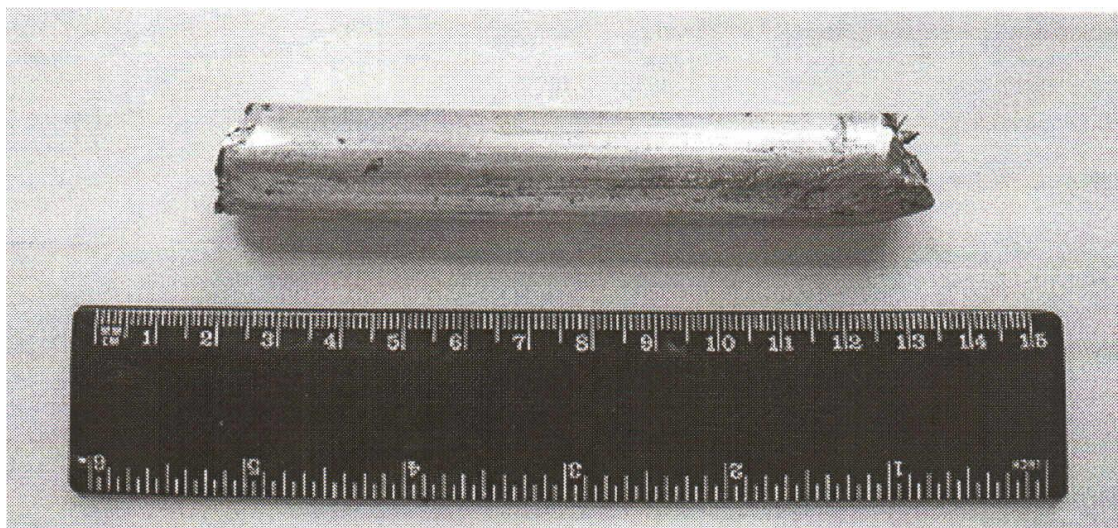
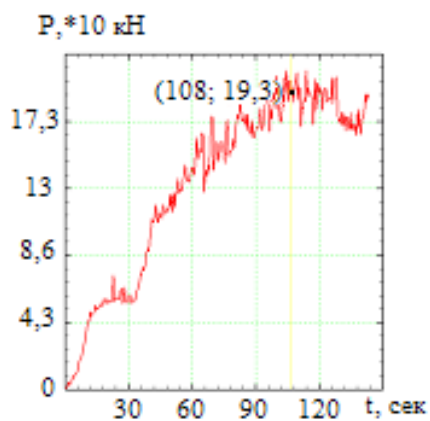
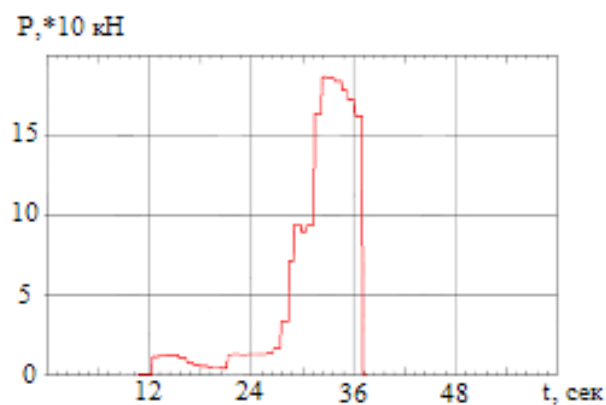


Рисунок 1.27 – Заготовка из сплава 6063 после 1- го цикла обработки  
РКУП в ПК при комнатной температуре

Результаты экспериментальных измерений сил деформирования и моделирования прессования заготовок представлены на рисунке 1.28 и в таблице 1.4.



а



б

Рисунок 1.28 – Графические зависимости силы деформирования от  
времени: а – по результатам моделирования, с  $f_{\sigma} = \varphi(|\sigma_n|)$ ,  $R = 0$ ,  $r = 0$ ;  
б – по результатам экспериментальных измерений

Таблица 1.4 – Результаты расчета и моделирования

$\sigma_{02}$ , МПа	$\alpha$	$\sigma_s$ , МПа	$\bar{\sigma}_s$ , МПа	$l_2$ , мм	$l_1$ , мм	$f_1$ , $f_2$ , $f_3$	$p$ , МПа	$P$ , кН	$P_{mod}$ , кН	$\Delta$
94	1	293	193,5	35	10	0,21	719,89	179,05	193	0,072
94	1	293	193,5	70	10	0,21	809,5	201	193	4,1

В результате опытного измерения силы прессования получили максимальное значение 187 кН (см. рисунок 1.28, б). Значение силы, полученное в результате опытного измерения, отличается от расчетного значения по формуле (20), при  $\alpha=1$ ,  $f_1 = f_2 = f = 0,21$  (см. таблицу 1.6) на 4,25 % а от полученного численным моделированием (см. рисунок 1.28, а) на 7,2 %.

Причем сила, рассчитанная по формуле, во всех случаях меньше сил, полученных моделированием при  $f_\sigma = \varphi(|\sigma_n|)$ , и измеренной в эксперименте.

Коэффициент трения 0,21 принятый в расчете соответствует модулю среднего значения нормального контактного напряжения 630 МПа, определенного моделированием при использовании зависимости  $f_\sigma = \varphi(|\sigma_n|)$ .

1. 3. Расчет скорости деформации, момента, нагрузок на инструмент при равноканальном угловом прессовании по схеме Конформ длинномерной заготовки

#### *Состояние вопроса механики пластической деформации РКУП-К*

Разработка устройств реализации процессов ИПД длинномерных заготовок технически важная задача, так как в большинстве случаев полуфабрикатом для изготовления различных изделий служат прутки, штанги, проволоки, полоса и др.

Метод равноканального углового прессования по схеме Конформ [92], реализованный в ФГБОУ ВПО УГАТУ [15, 24, 93–97], в лабораторных и

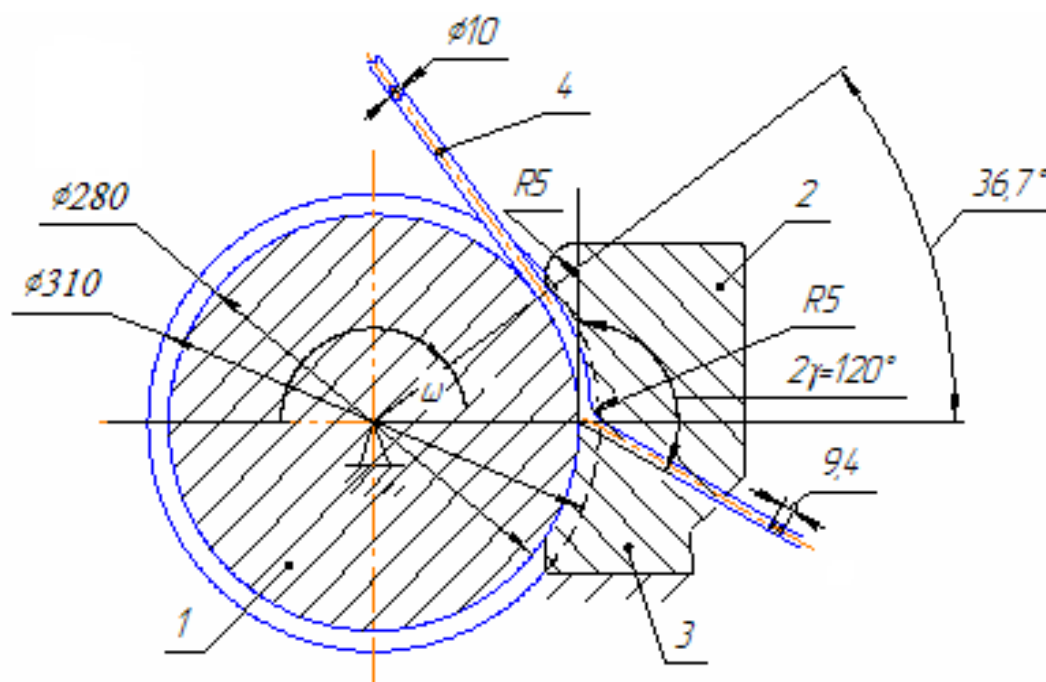


опытно-промышленных условиях, на основе недавно изготовленных установок, является перспективным развитием метода традиционного РКУП, ориентированным на снижение сил прессования, увеличение производительности, снижение энергозатрат процесса ИПД, и соответственно, на снижение себестоимости выпускаемой продукции из УМЗ материалов.

Метод РКУП-К, реализует принцип воздействия активных сил трения на боковую поверхность заготовки.

Определение необходимого крутящего момента на валке 1 (см. рисунок 1.29, а) деформационных параметров процесса, нагрузок на инструмент является важным этапом расчета технологии обработки металлов давлением.

Формулы для расчета дуги захвата, диаметра валка, приведенные в работе [6], представляются не приемлемыми, т.к. не позволяют провести расчет указанных размеров без осевого давления  $p_0$  на выходе из рабочего канала, образованного П-образным калибром валка 1 и сегментной вставкой – прижимом 2 (см. рисунок 1.29, а).



а

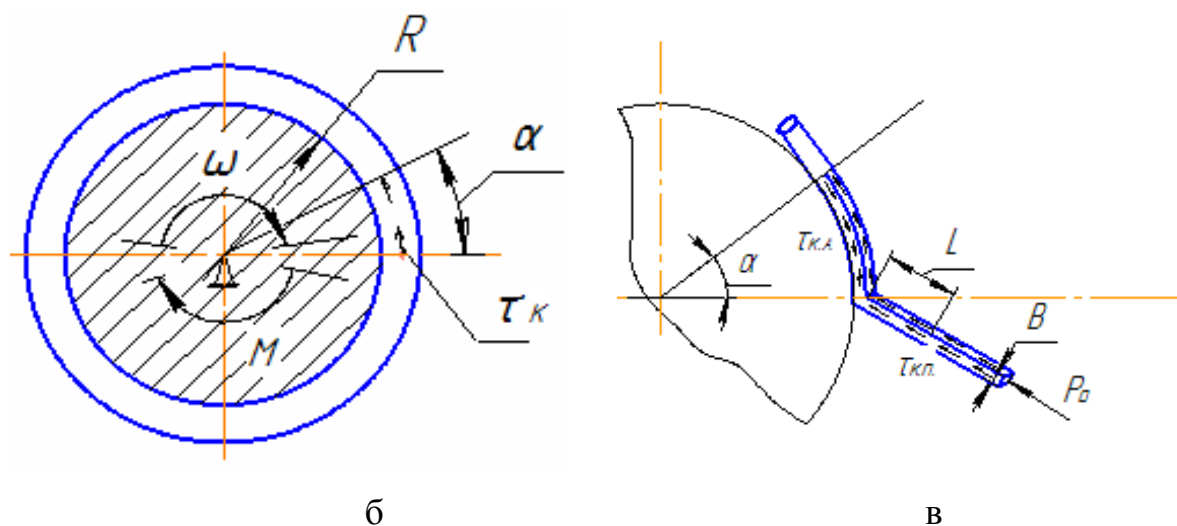


Рисунок 1.29 – Схема инструмента установки для равноканального углового прессования по схеме Конформ: а – схема инструмента; б – схема сил действующих на валок; в – схема сил действующих на заготовку

Осевое давление  $p_0$  зависит, в основном, от угла (см. рисунок 1.29, а) пересечения рабочего и выходного каналов  $2\gamma$ , длины выходного канала  $L$  (см. рисунок 1.29, в) и условий трения на поверхности выходного канала. Рекомендации к расчету осевого давления  $p_0$  для условий  $2\gamma \neq 90^\circ$ , наличия смазки и различной длины выходного канала  $L$  в работе [6] не приводятся.

#### *Моделирование РКУП-К длинномерной заготовки [98]*

В качестве объекта исследований выбрали длинномерную, цилиндрическую заготовку из стали 10 после закалки, диаметром 10 мм, длиной 400 мм, из которой угловым прессованием по схеме Conform получали заготовку квадратного поперечного сечения (со стороной квадрата  $B=9,4$  мм).

Очаг деформации исследовали методом сеток. Для этого изготавливали составные по плоскости симметрии из двух одинаковых половинок образцы. Предварительно на плоскую поверхность одной половинки образца, механической обработкой (на фрезерном станке), с точностью 0,01 мм

наносили квадратную сетку с размерами ячейки 2 мм×2 мм. Половинки образца фиксировали от относительного смещения двумя заклепками. Поверхность составного образца покрывали смазкой специально разработанной для этого процесса, “Росоил-Э”, которая представляет собой самовысыхающую композицию с содержанием графита.

Прессование стальной заготовки при температуре 200 °С по схеме Конформ осуществляли на установке, разработанной на кафедре «ПД и НТ» УГАТУ [24, 99]. Установка была оснащена блоком нагрева инструмента и измерительным комплексом: мездоза; аналоговый цифровой преобразователь; компьютер с обрабатывающей программой IMADET5.0, датчик температуры.

В процессе исследований использовали компьютерное моделирование формоизменения заготовки с использованием программного комплекса DEFORM 3D [80]. Формулы угла захвата квадратной заготовки, др. геометрических размеров инструмента, крутящего момента получали на основе законов динамики и метода баланса работ.

Условия и допущения принятые при моделировании:

- инструмент принимался абсолютно-жестким телом. Геометрические формы инструмента – 3D модели были предварительно созданы в КОМПАС 3D 8V;

- начальная температура заготовки и инструмента принималась равной 200 °С;

- стальная заготовка – пластичное тело. Диаграмму деформирования  $\sigma_i = 707,5 - 280e^{-\varepsilon_i} - 73e^{-15\varepsilon_i}$  стали 10 после закалки, построенную по результатам механических испытаний осадкой при температуре 200 °С, предварительно деформированных на различную степень деформации цилиндрических образцов, вводили при подготовке базы данных в виде табличной функции;

- коэффициент трения (shear)  $f_\sigma$  ( $\tau = f_\sigma \sigma_s / \sqrt{3}$ ) вводили при подготовке базы данных в виде табличной функции модуля сжимающего, нормального

контактного напряжения  $|\sigma_n|$ , см. таблицу 1.5. Функцию  $f_\sigma$  получали для технологической смазки «Росоил–Э», с использованием методик [84, 100];

– количество конечных элементов – 180000–185000 штук, угловая скорость вращения вала 0,25 рад/сек (2,5 об/мин), шаг по времени 0,1 сек. Количество шагов моделирования – 400.

Таблица 1.5 – Значения коэффициента трения в зависимости от модуля сжимающего, нормального контактного напряжения

$ \sigma_n $ , МПа	$f_\sigma$
0	0,03
612	0,06
715	0,105
741	0,11
2000	0,47
$\geq 3873$	1

Результаты моделирования, полученные при  $r = 5$  мм приведены на рисунке 1.30, рисунке 1.31.

Распределение деформации в поперечном сечении (А–А, см. рисунок 1.31, а) заготовки неравномерно, значения изменяются от 0,527 до 0,69 (см. рисунок 1.30).

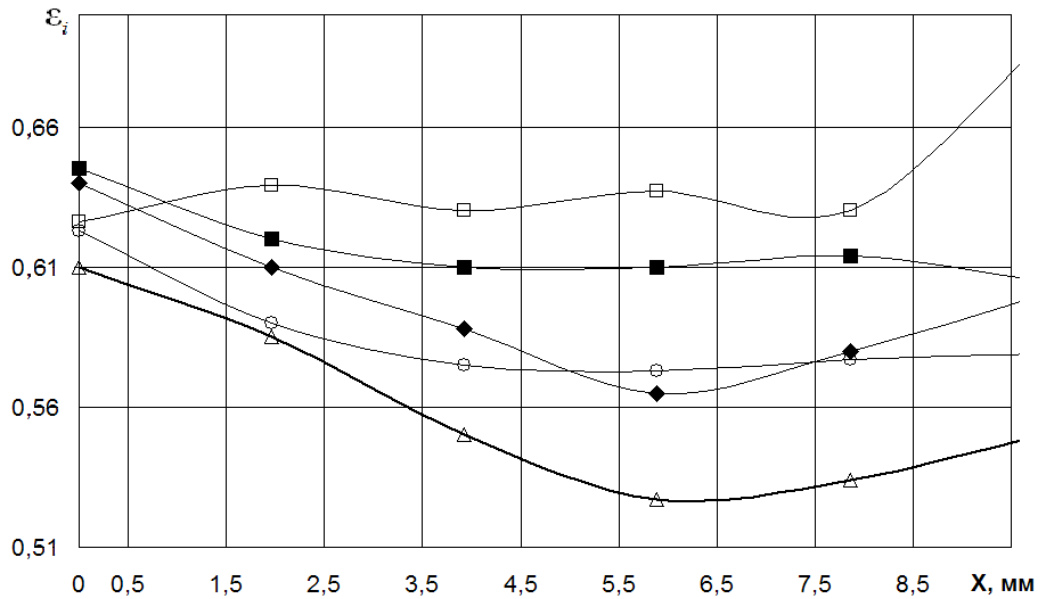
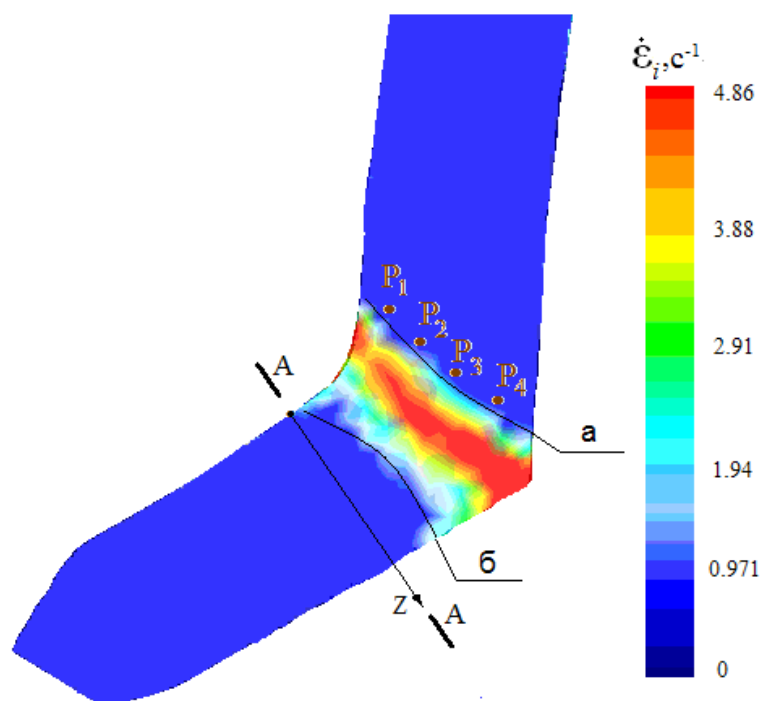


Рисунок 1.30 – Распределение деформации в поперечном сечении заготовки: ◆ –  $z = 0,3$  мм, Δ –  $z = 2,5$  мм, ○ –  $z = 4,7$  мм, ■ –  $z = 6,9$  мм, □ –  $z = 9,1$  мм,  $z$  (см. рисунок 1.28, а)

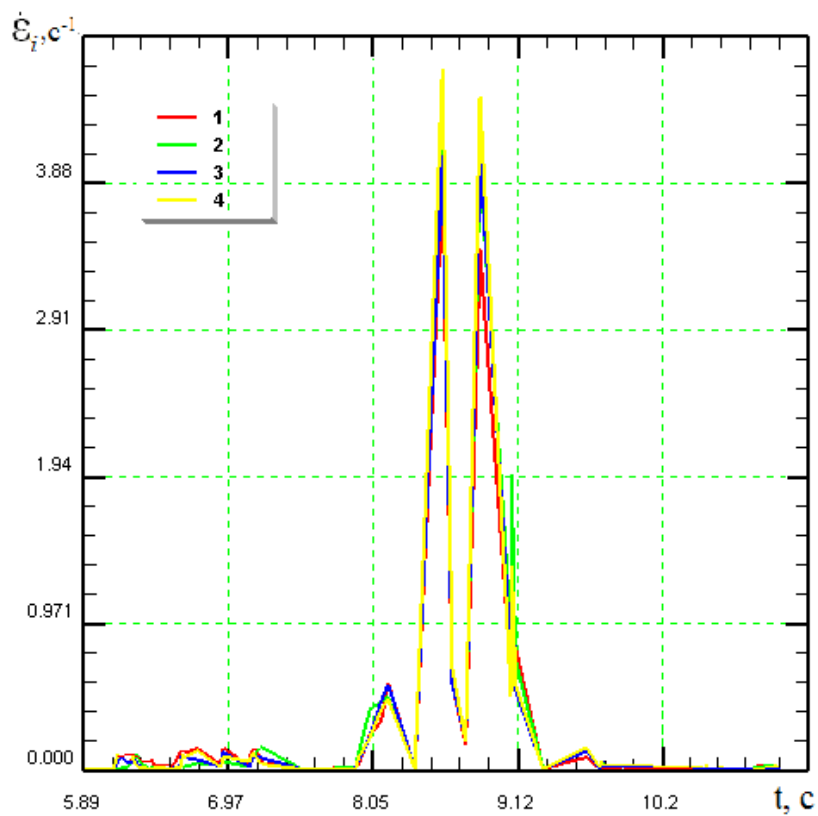
Наибольшая деформация наблюдается в слоях заготовки проходящих очаг деформации ближе к упору 3 (см. рисунок 1.29, а). Среднее по поперечному сечению заготовки значение деформации равно 0,6 (см. рисунок 1.30) и близко к значению, рассчитанному по формуле, полученной в работе [6] –  $\bar{\varepsilon}_i = 2\text{ctg}\gamma/\sqrt{3} = 0,66$ .  $\gamma$  – угол (см. рисунок 1.29, а). Распределение деформации качественно согласуется с результатами моделирования, приведенными в работе [15].

В сечении плоскостью симметрии заготовки очаг деформации ограничен («отделен» от упругих зон заготовки) криволинейными линиями **а** и **б** (см. рисунок 1.31, а). Графические зависимости скоростей деформации частиц от времени, вдоль их траекторий движения в плоскости симметрии заготовки, показаны на рисунке 1.31, б. Скорость деформации в частицах ( $P_1, P_2, P_3, P_4$  см. рисунок 1.31, а) сначала скачкообразно увеличивается (см. рисунок 1.31, б), вблизи вогнутой криволинейной поверхности **а** до максимального значения,

затем скачком уменьшается до 0 при прохождении узкой зоны, расположенной вблизи вогнутой криволинейной поверхности **б**.



a



б

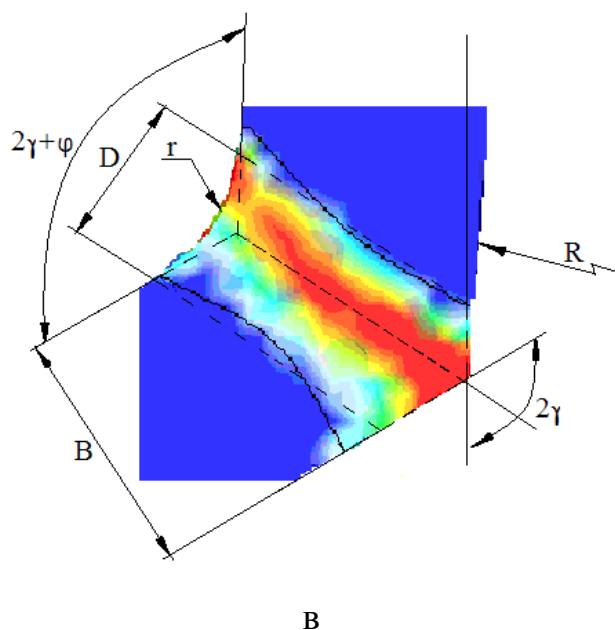


Рисунок 1.31 – Схема к расчету объема очага деформации: а – форма очага, полученная моделированием; б – изменение скорости деформации в материальных точках ( $P_1$  – кривая 1,  $P_2$  – кривая 2,  $P_3$  – кривая 3,  $P_4$  – кривая 4) одновременно входящих в очаг деформации; в – схема очага деформации

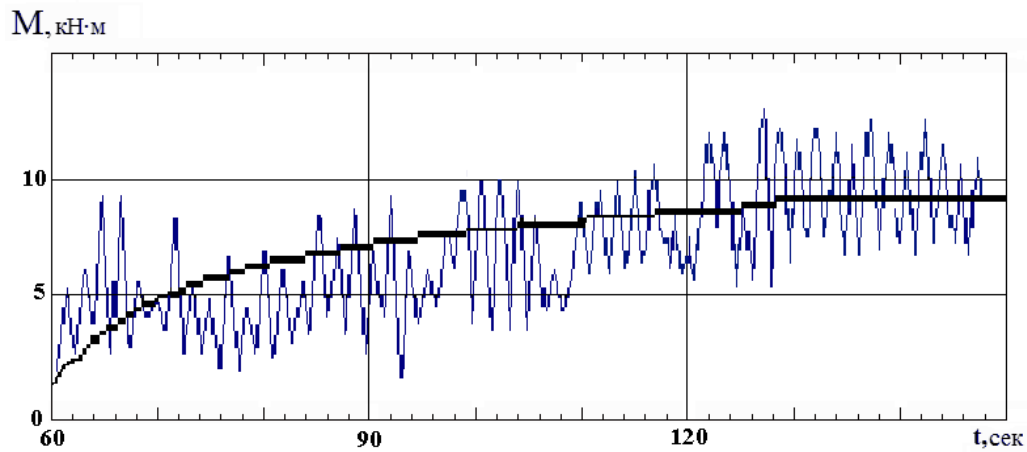
При моделировании варьировали величиной радиуса  $r$  (рисунок 1.31, в).

Моделирование прессования заготовки в различном инструменте выявило сравнительно большие размеры очага деформации при  $r = 7$  мм по сравнению с  $r = 5$  мм.

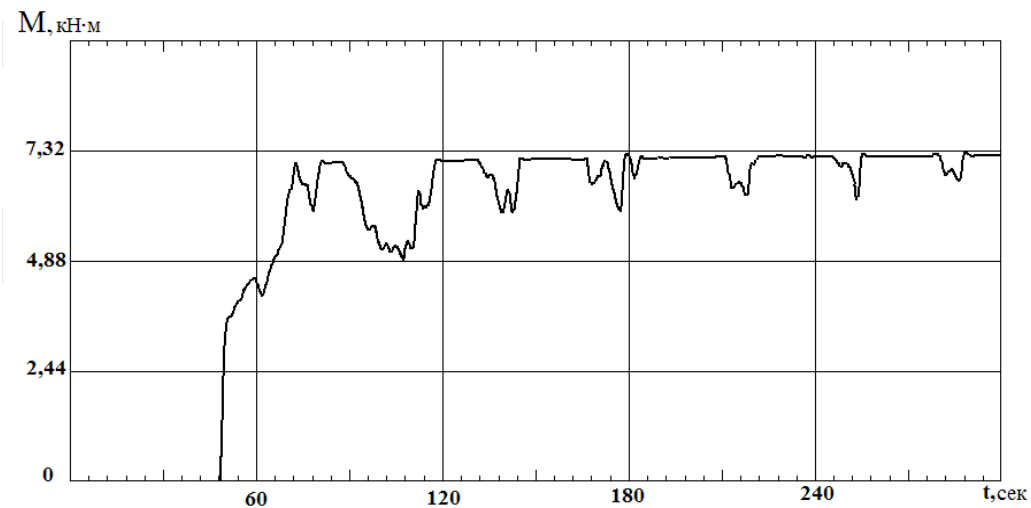
Граница очага деформации по внутреннему углу пересечения каналов совпадает с цилиндрической поверхностью радиуса  $r$  (см. рисунок 1.31, в).

С небольшой погрешностью можно допустить, что при прессовании по схеме Конформ очаг пластической деформации ограничен поверхностью призмы с основанием в форме двух параллелограммов с общей стороной длины  $B/\sin \gamma$  и высотами  $h_1, h_2$ , удовлетворяющими тождеству  $D = h_1 + h_2$ ,  $D$  – длина хорды (см. рисунок 1.31, в – параллелограммы отмечены пунктиром).

На рисунке 1.32, а представлена графическая зависимость крутящего момента на валке от времени.



а



б

Рисунок 1.32 – Графические зависимости крутящего момента от времени: а – по результатам моделирования при  $f_\sigma = \varphi(|\sigma_n|)$ ,  $r = 5$  мм; б – по результатам экспериментальных измерений

Крутящий момент достигает максимального значения 7900 Нм ко времени выхода торца заготовки из выходного канала. Далее происходит стационарная стадия процесса, момент не изменяется (ординаты точек части логарифмической линии тренда, соответствующей стационарной стадии прессования, равны 7900 Нм).

*Вывод формул для скорости деформации и крутящего момента на валке*

Условия и допущения принятые при выводе формулы для оценки крутящего момента: металл идеально пластичный, принятое напряжение



течения  $\bar{\sigma}_s$  металла соответствует средней по объему очага деформации накопленной деформации  $\bar{\varepsilon}_i$ ; в силу больших давлений при прессовании, на контактной поверхности инструмента с заготовкой использовали закон трения  $\tau = f \cdot \bar{\sigma}_s / \sqrt{3}$ , где  $f$  – коэффициент трения; силами трения (машинное трение) действия сегментной вставки 2, упора 3 на валок 1 (см. рисунок 1.29, а) пренебрегали; очаг деформации представляли в форме призмы; незначительную ( $\bar{\varepsilon}_i \leq 0,03$ ) деформацию пластического изгиба заготовки во входном канале инструмента не учитывали.

В соответствие с законами динамики, при условии постоянной скорости вращения  $\omega$  валка, для схем на рисунке 1.29, б и рисунке 1.29, в, запишем:

$$M = \tau_k \alpha B \left( 2(R + 0,5B)^2 + R^2 \right), \quad (21)$$

$$|\tau_k| = |\tau_{к.а.}|, \quad (22)$$

где  $M$  – момент действия вала редуктора на валок 1 (см. рисунок 1.29, б),  $\tau_k = f_1 \sigma_{s0} / \sqrt{3}$  – напряжение контактного трения, выражает действие заготовки 4 (см. рисунок 1.29, б) на валок 1, где  $\sigma_{s0}$  – начальное напряжение течения металла,  $f_1$  – коэффициент трения на поверхности контакта П-образного калибра валка с заготовкой,  $\alpha$  – угол захвата заготовки,  $R$  – радиус цилиндрической поверхности калибра валка 1,  $\tau_{к.а.} = f_1 \sigma_{s0} / \sqrt{3}$  – напряжение активного контактного трения, выражает действие валка на заготовку (см. рисунок 1.29, в).

Правая часть выражения (21) представляет собой момент сил трения действия заготовки на валок.

Приравнивая мощность внешних сил, действующих на заготовку (см. рисунок 1.29, в), мощности диссипации энергии, получим:

$$\tau_{к.а.} \alpha \left( 2(R + 0,5B)^2 + R^2 \right) B \omega - p_0 B^2 (R + 0,5B) \omega = f_1 \sigma_{s0} / \sqrt{3} \omega B \alpha (R + B)^2 + \\ + \tau_{к.п.} \omega B i L (R + 0,5B) + \bar{\sigma}_s \bar{\varepsilon}_i V_{о.п.д.}, \quad (23)$$

где  $p_0$  – осевое давление на заготовку при выходе из выходного канала,  $\tau_{к.п.} = f_2 \bar{\sigma}_{ск} / \sqrt{3}$  – напряжение пассивного контактного трения, выражает действие поверхности выходного канала на заготовку,  $f_2$  – коэффициент трения на поверхности контакта выходного канала с заготовкой,  $\bar{\sigma}_{ск}$  – напряжение течения металла, соответствующее среднему по периметру поперечного сечения заготовки значению накопленной деформации,  $i$  – количество вертикальных и горизонтальных контактных поверхностей выходного канала с заготовкой,  $L$  – длина выходного канала (см. рисунок 1.29, в),  $V_{о.п.д.}$  – объем очага пластической деформации.

Первое слагаемое в правой части выражения (23) – представляет мощность пассивных сил контактного трения, действия сегментной вставки 2 на заготовку 4 (см. рисунок 1.29, а).

Среднюю скорость деформации  $\bar{\dot{\epsilon}}_i$  найдем как отношение средней деформации  $\bar{\epsilon}_i$  к времени нахождения металла в очаге пластической деформации  $t$ , время нахождения металла в очаге пластической деформации найдем как отношение объема очага пластической деформации  $V_{о.п.д.}$  к секундному объему металла

$$V_c = B^2 (R + 0,5B) \omega. \quad (24)$$

Объем очага пластической деформации определим как объем призмы с основанием в форме двух параллелограммов (см. рисунок 1.31, в):

$$V_{о.п.д.} = B^2 D / \sin \gamma, \quad (25)$$

где  $D = 2r \cos(\gamma + 0,5\varphi)$  – хорда (см. рисунок 1.27, в),  $\varphi = \arcsin(B/(R+B))$ ,  $r$  – радиус скругления сегментной вставки 2 ( $r = R5$ , см. рисунок 1.26, а) в месте сопряжения входного и выходного каналов,  $\gamma$  – половина угла между касательной к цилиндрической поверхности П-образного калибра валка и плоскостью упора (см. рисунок 1.29, а).

$$\text{Время } t = 2r \cos(\gamma + 0,5 \arcsin(B/(R+B))) / ((R + 0,5B) \omega \sin \gamma).$$

Учитывая работу [6] и результаты моделирования  $\bar{\varepsilon}_i$  можно представить как  $\bar{\varepsilon}_i = 2ctg\gamma / \sqrt{3}$ .

Для средней скорости деформации получим:

$$\bar{\varepsilon}_i = \frac{\cos\gamma(R + 0,5B)\omega}{\sqrt{3}r \cos(\gamma + 0,5 \arcsin(B/(R + B)))}. \quad (26)$$

Из выражений (21) и (23) с учетом (22) и (26) получим:

$$M = 2\bar{\sigma}_s ctg\gamma (R + 0,5B)B^2 / \sqrt{3} + f_1\sigma_{s0} / \sqrt{3}B\alpha(R + B)^2 + f_2\bar{\sigma}_{sk} / \sqrt{3}BiL(R + 0,5B) + p_0B^2(R + 0,5B). \quad (27)$$

Выражение (23), при заданных параметрах  $\sigma_{s0}$ ,  $\bar{\sigma}_{sk}$ ,  $B$ ,  $R$ ,  $f_1$ ,  $f_2$ ,  $L$ , позволяет рассчитать необходимый угол захвата заготовки  $\alpha$ :

$$\alpha \geq \frac{(R + 0,5B)(p_0B + (f_2\bar{\sigma}_{sk}iL + 2\bar{\sigma}_s B ctg\gamma) / \sqrt{3})}{f_1\sigma_{s0} / \sqrt{3}(2R^2 - 0,5B^2)}, \quad (28)$$

где  $R \geq 16,2B$ , следует из условия не превышения деформации пластического изгиба заготовки во входном канале инструмента величины 0,03.

Сопоставление расчетного значения момента прессования заготовки с квадратным сечением (9,4×9,4), из стали 10, по формуле (27), с данными численных экспериментов, выполненных с использованием программного комплекса *DEFORM 3D* показало, что они дают достаточно близкие значения момента для стационарной стадии процесса прессования.

Применение формулы (27) дает оценку момента с погрешностью 4,4% при  $f_1 = f_2 = 0,11$  (см. таблицу 1.6). Причем расчетный момент, больше момента, полученного моделированием.

Таблица 1.6 – Исходные данные и результаты расчета момента

$\sigma_{s0}$ , МПа	$\bar{\sigma}_{sk}$ , МПа	$\bar{\sigma}_s$ , МПа	$L$ , мм	$R$ , мм	$f_1$ , $f_2$	$M$ , Н*м	$M_m$ , Н*м	$M_3$ , Н*м	$\Delta$ , %
354	562,5	458,2	5	139,7	0,11	8244	7900	7200	14,5
354	562,5	458,2	10	139,7	0,11	8972	8400	8066	11,2

$M$  – значение момента, рассчитанное по формуле (27),  $M_m$  – значение момента на стационарной стадии прессования, полученное моделированием,  $M_{\text{э}}$  – значение момента на стационарной стадии прессования, полученное измерением в эксперименте,  $\Delta$  – относительное отклонение значений моментов.

### *Результаты физического эксперимента*

В результате экспериментального прессования цилиндрических, стальных заготовок, при  $p_0 = 0$  и  $r = 5$  мм, на установке [24] (см. рисунок 1.33, а) были получены бездефектные (не содержащие поверхностных зажимов и трещин) заготовки с квадратным сечением ( $9,4 \times 9,4$ ) (см. рисунок 1.33, б).



а



б

Рисунок 1.33 – Установка для прессования по схеме Конформ:  
а – установка; б – стальные заготовки, полученные прессованием по  
схеме Конформ

Граница очага деформации по внутреннему углу пересечения каналов совпадает с цилиндрической поверхностью радиуса  $r$  сопряжения входного и выходного каналов.

В области, примыкающей к границе видны заметные искажения сетки, рисунок 1.34 (границы искаженных ячеек сетки выделены светлыми линиями).

Ширина очага деформации вблизи внешнего угла пересечения каналов близка к ширине очага вблизи внутреннего угла пересечения каналов.

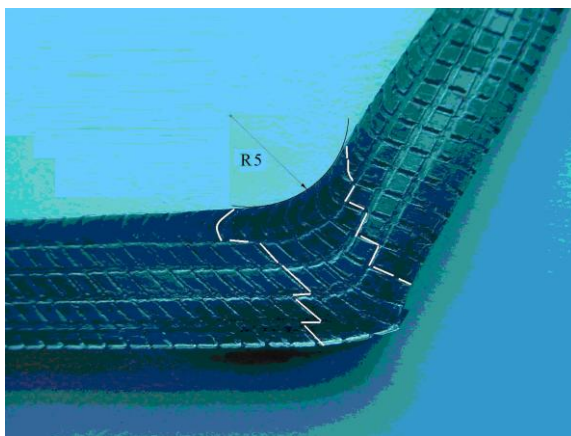


Рисунок 1.34 – Искажение сетки, полученное экспериментальным деформированием составного образца

Анализ искажений сетки показывает хорошее соответствие размеров очага деформации полученных экспериментально и моделированием.

В результате опытного измерения момента получили значение 7200 Нм (см. рисунок 1.32, б), которое меньше значения момента рассчитанного по формуле (27) с  $f_1 = f_2 = 0,11$  на 14,5% и меньше значения момента полученного численным моделированием на 9,7%.

Расчеты, выполненные с  $f_1 = f_2 = 0,11$ ,  $p_0 = 0$  показали, что размеры инструмента  $B$ ,  $R$ ,  $L$ ,  $\alpha$  (см. рисунок 1.29) удовлетворяют неравенству (28). Коэффициент трения 0,11 принятый в расчете по формуле (27) определен с использованием функции  $f_\sigma$  (см. таблицу 1.7) и соответствует модулю среднего по поверхности трения значения нормального контактного напряжения (741 МПа), определенного моделированием при использовании функции  $f_\sigma$ .

*Вывод формул для расчета нагрузок на инструмент (упор, прижим, вал)*

Формулы для расчета силовой нагрузки на инструмент получали на основе законов статики.

Схема сил действующих на упор во время прессования заготовки показана на рисунке 1.35.

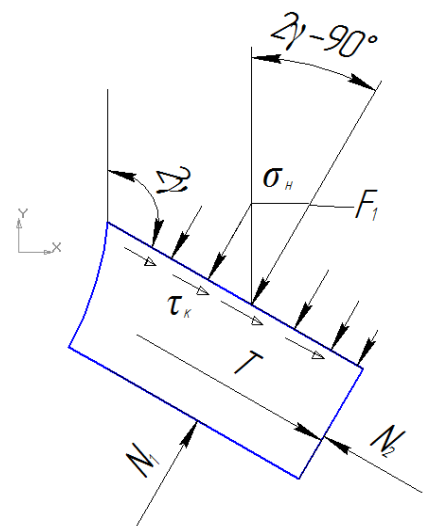


Рисунок 1.35 – Схема сил, действующих на упор

Условие равновесия для данной схемы сил:

$$\bar{N}_1 + \bar{N}_2 + \bar{F}_1 + \bar{T}_1 = 0, \quad (29)$$

где  $N_1$ ,  $N_2$  – составляющие действующей на упор силы реакции опоры,

$F_1$  – нормальная составляющая силы, с которой на упор действует заготовка во время прессования,

$T_y$  – сила трения – касательная, составляющая силы, с которой на упор действует заготовка во время прессования.

Из схемы сил (см. рисунок 1.35) следует, что

$$N_1 = F_1, \quad (30)$$

$$N_2 = T_y. \quad (31)$$

Составляющую  $F_1$  выразим через среднее значение нормального контактного напряжения и площадь контактной поверхности упора:

$$F_1 = \bar{\sigma}_h BL \approx \frac{M}{(R + B/2) \cdot \cos(2\gamma - 90)}, \quad (32)$$

$$T_y = BLf_2 \bar{\sigma}_{ск} / \sqrt{3}. \quad (33)$$

После подстановки (32), (33) в (29) для силы реакции опоры  $N_y$  получим

$$N_y = \sqrt{\left[ \frac{M}{(R + B/2) \cdot \cos(2\gamma - 90)} \right]^2 + \left( BLf_2 \bar{\sigma}_{sk} / \sqrt{3} \right)^2}. \quad (34)$$

Схема сил действующих на прижим во время прессования заготовки показана на рисунке 1.36.

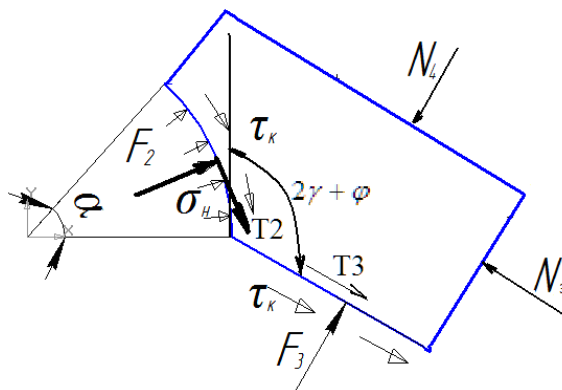


Рисунок 1.36 – Схема сил, действующих на прижим

Условие равновесия для данной схемы сил:

$$\bar{N}_3 + \bar{N}_4 + \bar{F}_2 + \bar{T}_2 + \bar{F}_3 + \bar{T}_3 = 0, \quad (35)$$

где  $N_3, N_4$  – составляющие силы  $N_{\Pi}$  – реакции опоры, действующей на прижим,  $F_2$  – нормальная составляющая силы, действующей на прижим со стороны части заготовки, расположенной во время прессования в рабочем канале,  $T_2$  – сила трения – касательная составляющая силы, действующей на прижим со стороны части заготовки расположенной во время прессования в рабочем канале,  $F_3$  – нормальная составляющая силы, действующей на прижим со стороны части заготовки расположенной во время прессования в выходном канале,  $T_3$  – касательная составляющая силы, действующей на прижим со стороны части заготовки расположенной во время прессования в выходном канале.

Допущения, принятые при выводе формулы: составляющие  $F_3, T_3$  близки к 0; линии действия составляющих  $F_2, T_2$  проходят через середину дуги захвата;

$F_2 \approx k \frac{(R+B)\alpha M}{(R+B/2)B}$ , где  $k$  – коэффициент, определяемый в результате сравнения расчетного и полученного моделированием значений силы  $N_{\Pi}$  реакции опоры.

$$T_2 = (R+B)\alpha B f_1 \sigma_{s0} / \sqrt{3}. \quad (36)$$

После определения, с использованием схемы приведенной на рисунке 1.36, необходимых углов получаем выражения для составляющих  $N_3$ ,  $N_4$ :

$$N_4 = F_2 \cos \beta - T_2 \sin \beta, \quad (37)$$

$$N_3 = F_2 \sin \beta + T_2 \cos \beta, \quad (38)$$

где  $\beta = 180 - \alpha/2 - 2\gamma - \varphi$ .

После подстановки выражений для  $F_2$ ,  $T_2$  в (36) и (37) и применения теоремы Пифагора получим:

$$N_{\Pi} = \sqrt{\left(k \frac{(R+B)\alpha M}{(R+B/2)B}\right)^2 + ((R+B)\alpha B f_1 \sigma_{s0} / \sqrt{3} \cos \beta)^2}. \quad (39)$$

Схема сил действующих на валок во время прессования заготовки показана на рисунке 1.37.

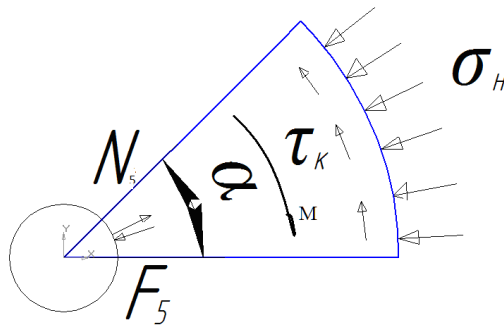


Рисунок 1.37 – Схема сил, действующих на валок

Условие равновесия для данной схемы сил:

$$\bar{N}_5 + \bar{F}_5 = 0, \quad (40)$$

где  $N_5$  – сила реакции вала,  $F_5$  – нормальная составляющая силы, действующей на валок со стороны части заготовки расположенной во время прессования в рабочем канале.



Из анализа схем сил приведенных на рисунке 1.36 и рисунке 1.37 заключаем:

$$N_5 \approx F_2 = k \frac{(R+B) \cdot \alpha \cdot M}{(R+B/2)B} . \quad (41)$$

Значения нагрузок на инструмент, полученные расчетом по формулам (34), (39), (41) и компьютерным моделированием процесса РКУП-К приведены в таблице 1.7.

Таблица 1.7 – Результаты расчета нагрузок на инструмент

$B$ , мм	Инструмент	Значение силы, полученное моделированием, кН	Значение силы, полученное расчетом, кН	Погрешность, %
10	Вал	125	140	10,7
	Прижим	140	140	0
	Упор	70	67,4	3,9

Расчетные значения сил, приведенные в таблице 1.7, соответствуют значению  $k = 0,25$  (см. формулу (41)).

Решения относительно деформационных и силовых параметров, нагрузок на инструмент в процессе РКУП-К, были применены при проектировании усовершенствованной установки для РКУП-К с горизонтальным расположением исполнительного механизма (рисунок 1.38).



Рисунок 1.38 – Установка для РКУП-К с горизонтальным расположением исполнительного механизма

Изготовленная установка успешно используется в опытно-промышленных технологиях РКУП.

Решения (26), (27), (28) и (34), (39), (41) относительно деформационных и силовых параметров, нагрузок на инструмент, полученные по результатам исследования процесса РКУП-К, позволяют получить некоторые новые количественные закономерности (рисунок 1.39 - рисунок 1.49).

Увеличение размера поперечного сечения заготовки (см. рисунок 1.39, рисунок 1.40) с 8мм до 30 мм обуславливает незначительное увеличение скорости деформации - на 6 %. Увеличение радиуса сопряжения каналов по внутреннему углу с 2,5 мм до 5 мм обуславливает значительное уменьшение скорости деформации - на 50 %. В процессе эксплуатации установки РКУП-К происходит износ инструмента, сопровождающийся увеличением радиуса по внутреннему углу сопряжения каналов, поэтому для формирования УМЗ структуры металла заготовки в рациональных термомеханических условиях деформации необходимы периодический контроль геометрической формы и своевременная замена инструмента.

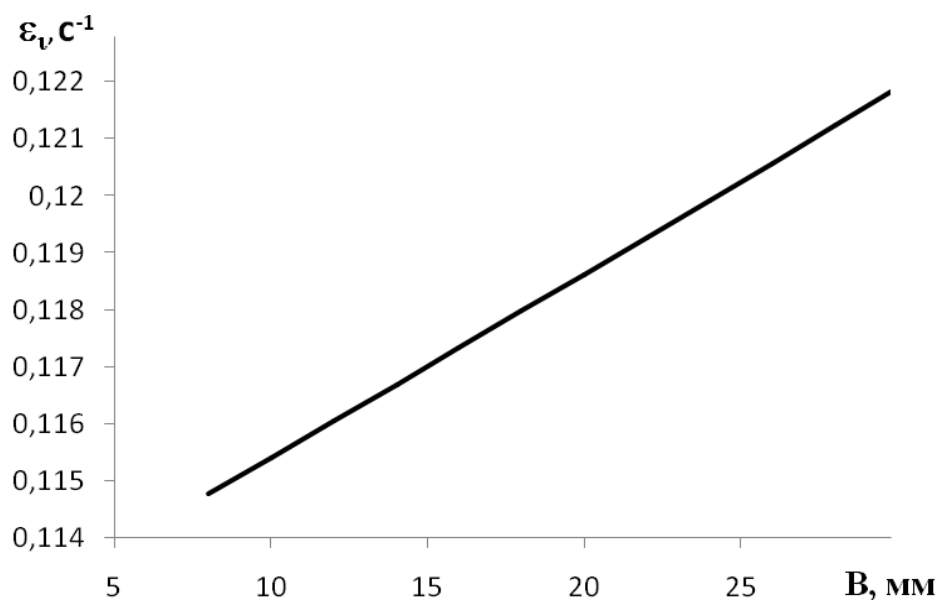


Рисунок 1.39 – Графическая зависимость скорости деформации металла в области сдвига очага деформации при РКУП-К заготовки от размера сечения квадратного канала, при угловой скорости вала 0,002 рад/с и угле пересечения каналов  $120^\circ$ ,  $r = 5 \text{ мм}$ ,  $R=486 \text{ мм}$  ( $wR=1 \text{ мм/с}$ )

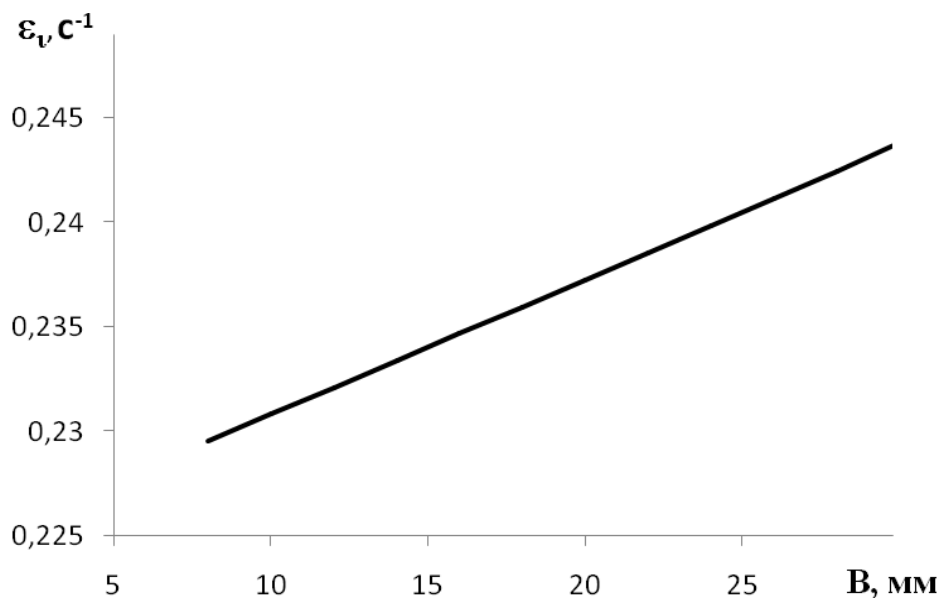


Рисунок 1.40 – Графическая зависимость скорости деформации металла в области сдвига очага деформации при РКУП-К заготовки от размера сечения квадратного канала, при угловой скорости вала 0,002 рад/с и угле пересечения каналов  $120^\circ$ ,  $r = 2,5 \text{ мм}$ ,  $R=486 \text{ мм}$  ( $wR=1 \text{ мм/с}$ )

Увеличение размера поперечного сечения заготовки и увеличение сил трения (см. рисунок 1.41 - рисунок 1.42) обуславливает уменьшение угла захвата заготовки при РКУП-К.

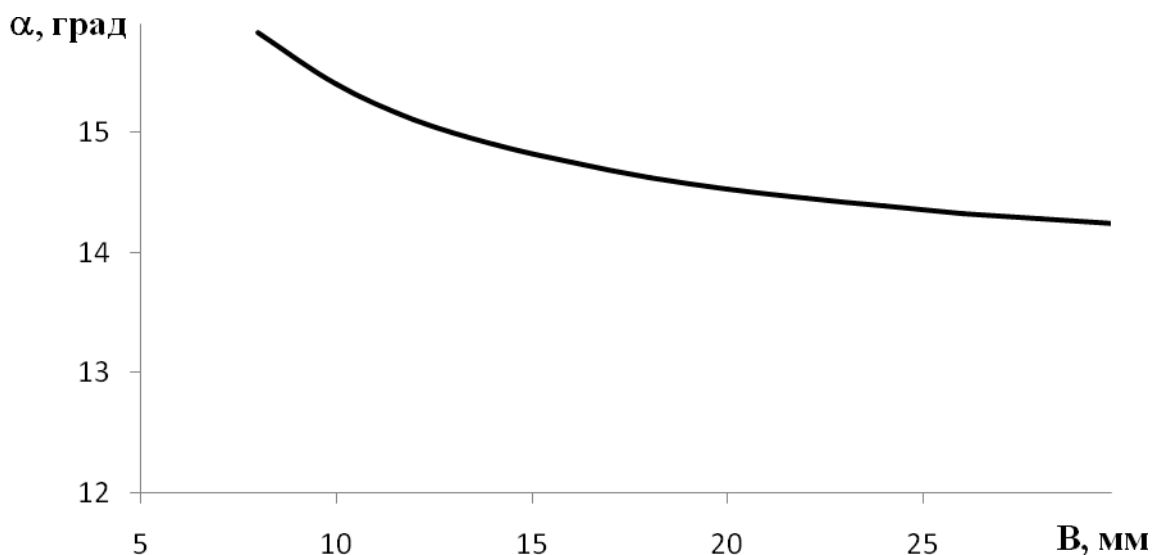


Рисунок 1.41 – Графическая зависимость угла захвата заготовки при РКУП-К от размера сечения квадратного канала, при угле пересечения каналов  $120^\circ$ ,  $r = 5$  мм, ( $wR=1$  мм/с), при условии не превышения деформации пластического изгиба заготовки во входном канале инструмента величины 0,03,

$$f_1 = 0,2, f_2 = 0,08$$

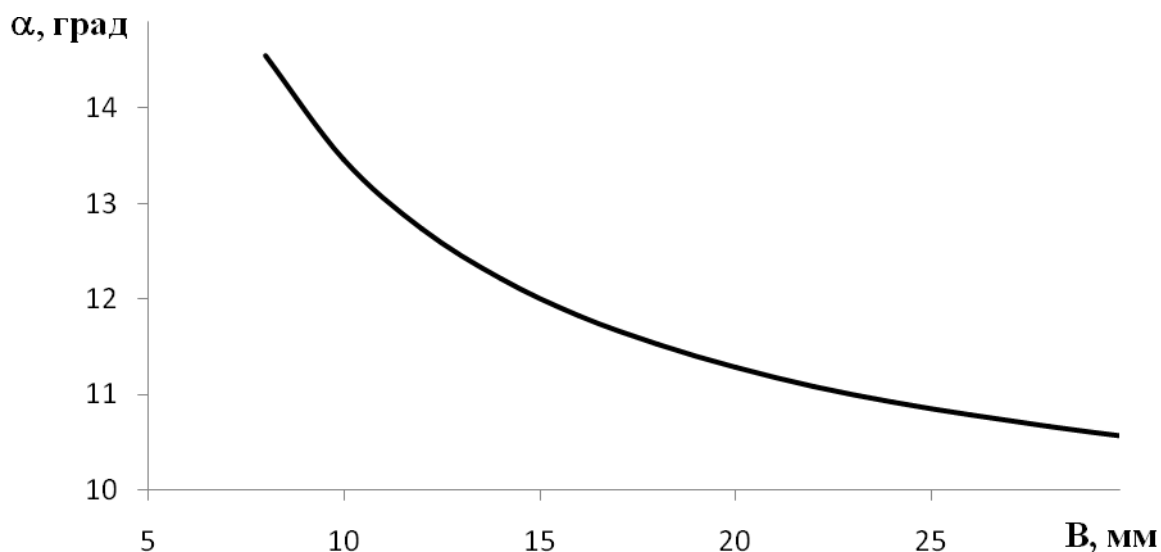


Рисунок 1.42 – Графическая зависимость угла захвата заготовки при РКУП-К от размера сечения квадратного канала, при угле пересечения каналов  $120^\circ$ ,  $r = 5$  мм, ( $wR=1$  мм/с), при условии не превышения деформации пластического изгиба заготовки во входном канале инструмента величины 0,03,  
 $f_1 = 0,3, f_2 = 0,3$

Увеличение угла пересечения каналов (см. рисунок 1.43 - рисунок 1.44) приводит к уменьшению угла захвата заготовки при РКУП-К.

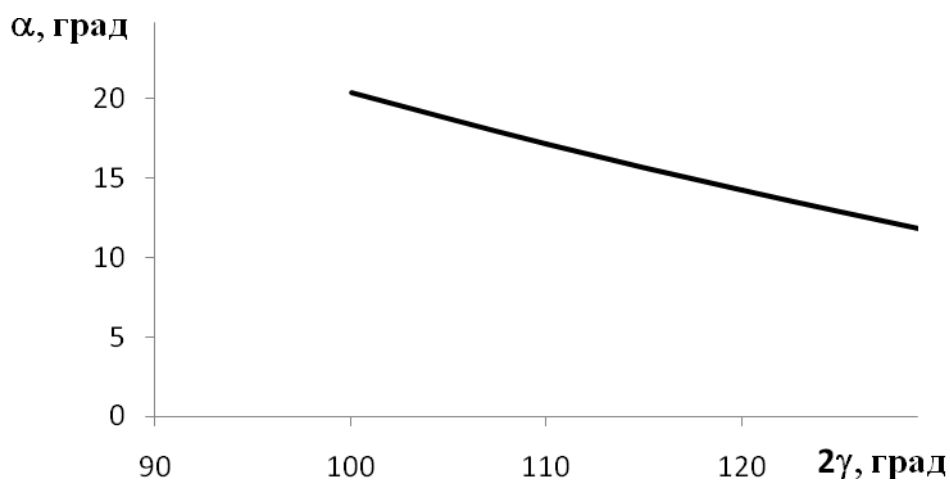


Рисунок 1.43 – Графическая зависимость угла захвата заготовки при РКУП-К от угла пересечения каналов, при  $r = 5$  мм,  $R=486$  мм,  $B=30$  мм,  $f_1 = 0,2, f_2 = 0,08$

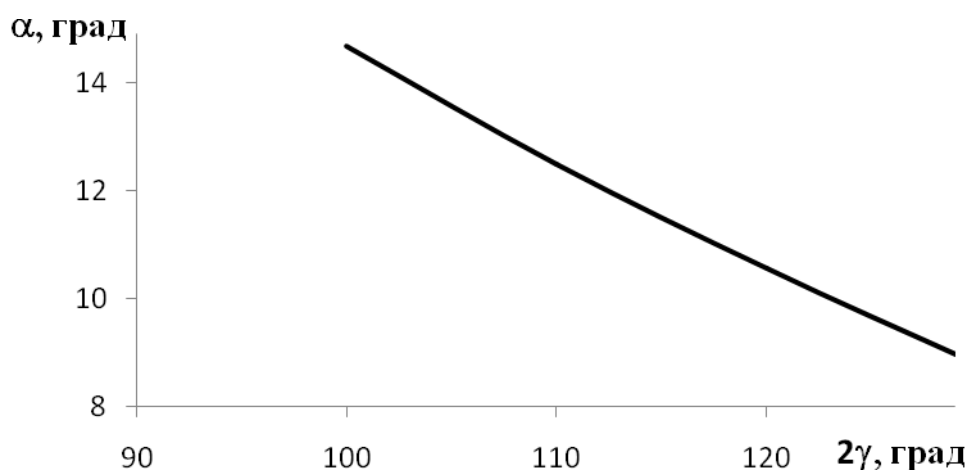


Рисунок 1.44 – Графическая зависимость угла захвата заготовки при РКУП-К от угла пересечения каналов, при  $r = 5$  мм,  $R=486$  мм,  $B=30$  мм,  $f_1 = 0,3$ ,  $f_2 = 0,3$

Увеличение сил трения во входном канале инструмента (см. рисунок 1.45 - рисунок 1.46) также приводит к значительному уменьшению угла захвата заготовки при РКУП-К. Смазка, рекомендованная к использованию при РКУП-К, должна обеспечивать наибольшие силы трения как следует из приведенных зависимостей и одновременно деформирование заготовок без образования поверхностных задиров металла.

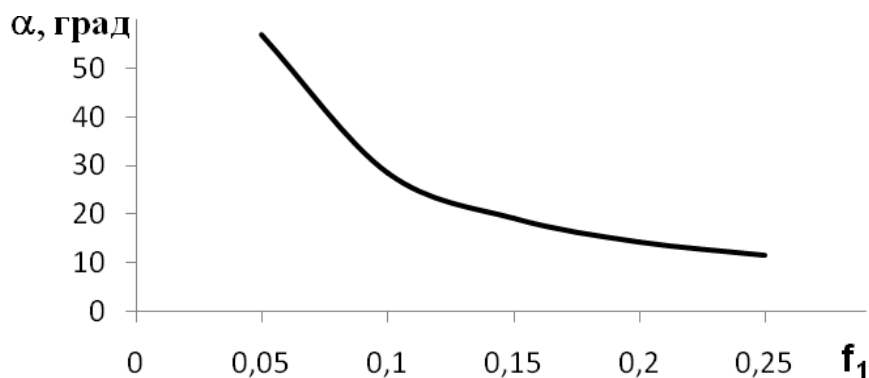


Рисунок 1.45 – Графическая зависимость угла захвата заготовки при РКУП-К от коэффициента трения во входном канале, при  $r = 5$  мм,  $R=486$  мм,  $B=30$  мм, угле пересечения каналов  $120^\circ$ ,  $f_2 = 0,08$

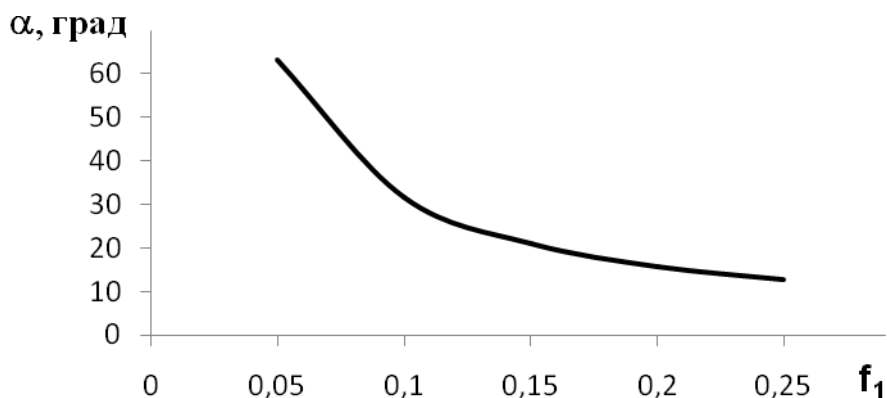


Рисунок 1.46 – Графическая зависимость угла захвата заготовки при РКУП-К от коэффициента трения во входном канале, при  $r = 5$  мм,  $R=486$  мм,  $B=30$  мм, угле пересечения каналов  $120^\circ$ ,  $f_2 = 0,3$

Удельная сила, действующая на упор при РКУП-К заготовки, увеличивается с увеличением размера поперечного сечения заготовки и увеличением сил контактного трения (см. рисунок 1.47 - рисунок 1.49). Из полученных графических зависимостей следует, что при определенном сочетании прочности металла обрабатываемой заготовки, размере поперечного сечения заготовки, условиях трения удельная сила, действующая на упор, достигнет критического значения, соответствующего низкой стойкости инструмента и невозможности применения, по этой причине, способа РКУП-К для получения заготовок с УМЗ структурой. Указанное сочетание прочности металла обрабатываемой заготовки, размера поперечного сечения заготовки, условий трения можно определить с использованием полученной формулы (34).

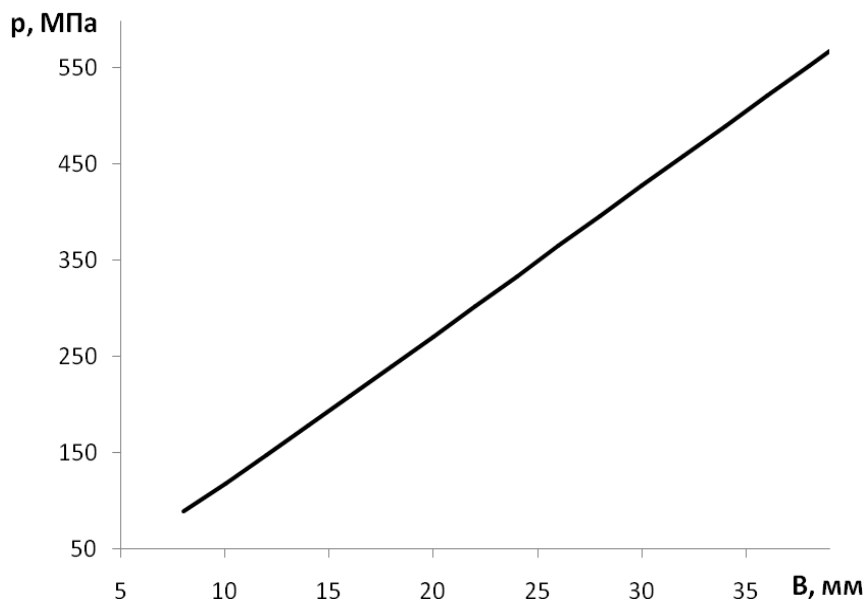


Рисунок 1.47 – Графическая зависимость удельной силы, действующей на упор при РКУП-К заготовки из стали 10, при температуре 200 °С от размера сечения квадратного канала, при  $r = 5$  мм, при условии не превышения деформации пластического изгиба заготовки во входном канале инструмента величины 0,03, угле пересечения каналов 120°, угле захвата 20°,  $f_1 = 0,2$ ,  $f_2 = 0,08$

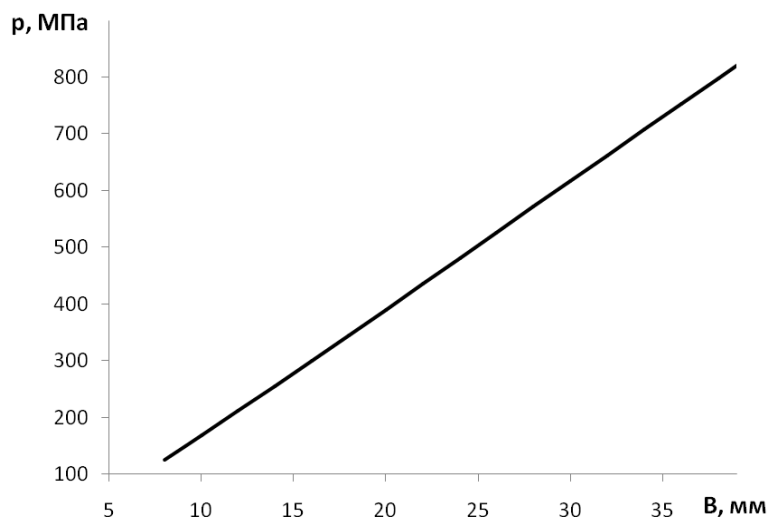


Рисунок 1.48 –Графическая зависимость удельной силы, действующей на упор при РКУП-К заготовки из стали 10, при температуре 200 °С от размера сечения квадратного канала, при  $r = 5$  мм, при условии не превышения деформации пластического изгиба заготовки во входном канале инструмента величины 0,03, угле пересечения каналов 120°, угле захвата 20°,  $f_1 = 0,3$ ,  $f_2 = 0,08$



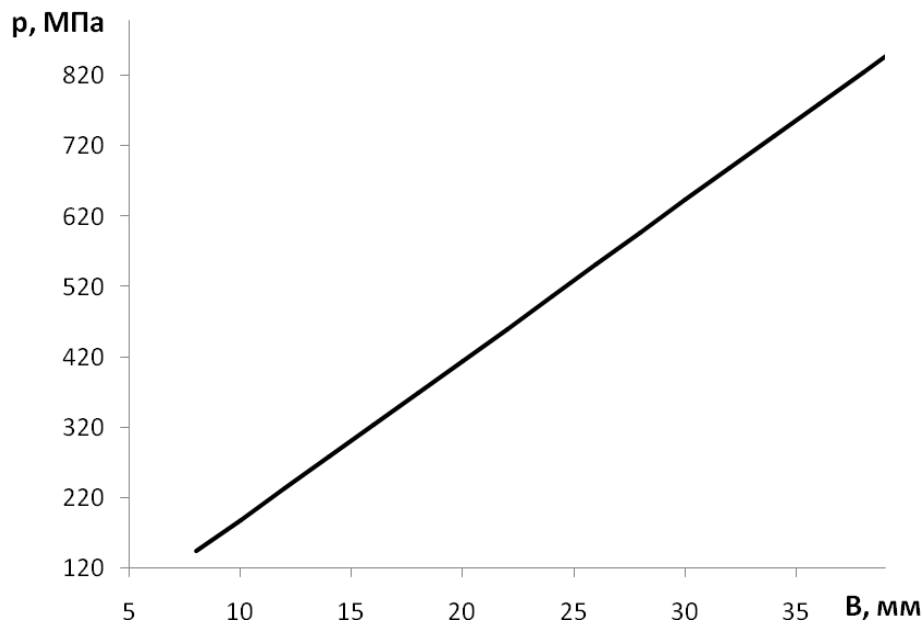


Рисунок 1.49 — Графическая зависимость удельной силы, действующей на упор при РКУП-К заготовки из стали 10, при температуре 200 °С от размера сечения квадратного канала, при  $r = 5$  мм, при условии не превышения деформации пластического изгиба заготовки во входном канале инструмента величины 0,03, угле пересечения каналов  $120^\circ$ , угле захвата  $20^\circ$ ,  $f_1 = 0,3$ ,  $f_2 = 0,3$

1. 4. Расчет силы деформирования и скорости деформации при выдавливании, совмещенном с равноканальным угловым прессованием цилиндрической заготовки

Выдавливание, совмещенное с РКУП-ПК цилиндрической заготовки [16], является перспективным развитием метода РКУП-ПК и ориентировано, прежде всего, на увеличение производительности процесса УМЗ материалов в три и более раз. Впервые опробование совмещенной схемы прямого выдавливания с процессом РКУП-ПК для получения УМЗ алюминиевого сплава марки 1010 было проведено в работе [24].

Отличительная особенность выдавливания, совмещенного с РКУП-ПК — возможность реализации сдвига последовательно в трех очагах деформации, в двух взаимно перпендикулярных плоскостях (рисунок 1.50, б) — при прямом

выдавливании в матрице с не осесимметричным деформирующим участком и РКУП-ПК в двух пересекающихся каналах инструмента.

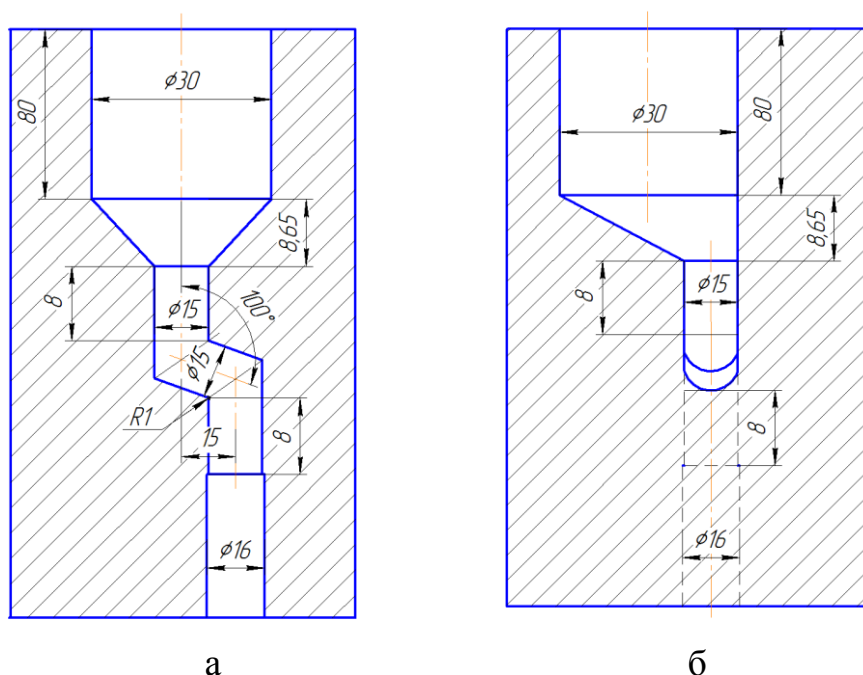


Рисунок 1.50 – Форма и размеры матриц для выдавливания, совмещенного с РКУП-ПК цилиндрической заготовки: а – с осесимметричным деформирующим участком матрицы для прямого выдавливания; б – с не осесимметричной деформирующим участком матрицы для прямого выдавливания (на изображении участок РКУП-ПК повернут на 90°)

При этом деформация заготовки по описанной выше схеме, может достигать  $\epsilon \sim 3,5$  и больше, что позволяет обеспечить существенное измельчение микроструктуры обрабатываемого материала уже за один цикл обработки, и, соответственно, прирост механических свойств. Одно цикловая обработка может быть легко интегрирована в технологический процесс серийного или крупносерийного промышленного производства.

*Моделирование выдавливания, совмещенного с РКУП-ПК цилиндрической заготовки [101]*

В процессе исследований проводили компьютерное моделирование выдавливания, совмещенного с РКУП-ПК, с использованием программного комплекса «DEFORM 3D» [80] и натурный эксперимент.

При проведении компьютерного моделирования были приняты следующие условия и допущения: инструмент – абсолютно жесткое тело (3D модели инструмента были предварительно созданы в «КОМПАС 3D 8V»); температура – постоянная, равная 100 °С; тепловым эффектом деформации из-за малой скорости деформации пренебрегали; заготовка из сплава 6063 – пластичное тело; диаграмму деформирования сплава –  $\sigma_i = 219 \ln(\varepsilon_i + 1) + 68$ , построенную по результатам механических испытаний образцов в соответствии с методикой [83], вводили при подготовке базы данных в виде табличной функции; коэффициент трения вводили при подготовке базы данных в виде табличной функции  $f_\sigma$  ( $\tau = f_\sigma \sigma_s / \sqrt{3}$ ) модуля нормального контактного напряжения  $|\sigma_n|$  (таблица 1.8); количество конечных элементов – 80000; скорость деформирования 0,5 мм/с; шаг по времени 0,1 с; количество шагов моделирования – 100–400.

Функцию  $f_\sigma$  получали для технологического смазочного материала «Росойл-Ангелина» по методике [84], позволяющей учитывать температурные, силовые условия выдавливания, совмещенного с РКУП-ПК, цилиндрической заготовки.

Таблица 1.8 – Значения функции  $f_\sigma$  для технологического смазочного материала «Росойл-Ангелина» при температуре 100 °С

$ \sigma_n $ , МПа	$f_\sigma$
0	0
310	0,014
420	0,14
$\geq 1176$	1

Моделирование формоизменения при выдавливании, совмещенном с РКУП-ПК, проводили для цилиндрических заготовок сплава 6063 диаметром 30 мм и длиной 40 мм, 60 мм, 90 мм, 270 мм, 450 мм, 600 мм.

Перед экспериментальным выдавливанием, совмещенным с РКУП-ПК, исходные литые заготовки были подвергнуты гомогенизационному отжигу при температуре 560 °С в течение 5 часов с последующей закалкой в воду, так как именно после закалки состояние термически упрочняемых алюминиевых сплавов является оптимальным для проведения последующей обработки ИПД в целях достижения наилучшего сочетания высоких значений прочности при удовлетворительной пластичности [85–88]. Предварительную термическую обработку заготовок проводили в электропечах типа SNOL.

Выдавливание, совмещенное с РКУП-ПК заготовок, осуществляли в оснастке (рисунок 1.50), смонтированной на гидравлический пресс мод. ДВ2428 номинальной силой 600 кН. Пресс был оснащен измерительным комплексом, включающим в себя мессдозу, аналоговый цифровой преобразователь и компьютер с обрабатывающей программой «IMADET5.0». Относительная погрешность измерений силы деформирования составляла 2–4 %. Каналы оснастки для РКУП-ПК были выполнены с учетом рекомендаций работ [8–9, 19, 81]. Для изменения деформированного состояния заготовки при деформационной обработке канал для прямого выдавливания выполняли осесимметричным (рисунок 1.50, а) и не осесимметричным (рисунок 1.50, б).

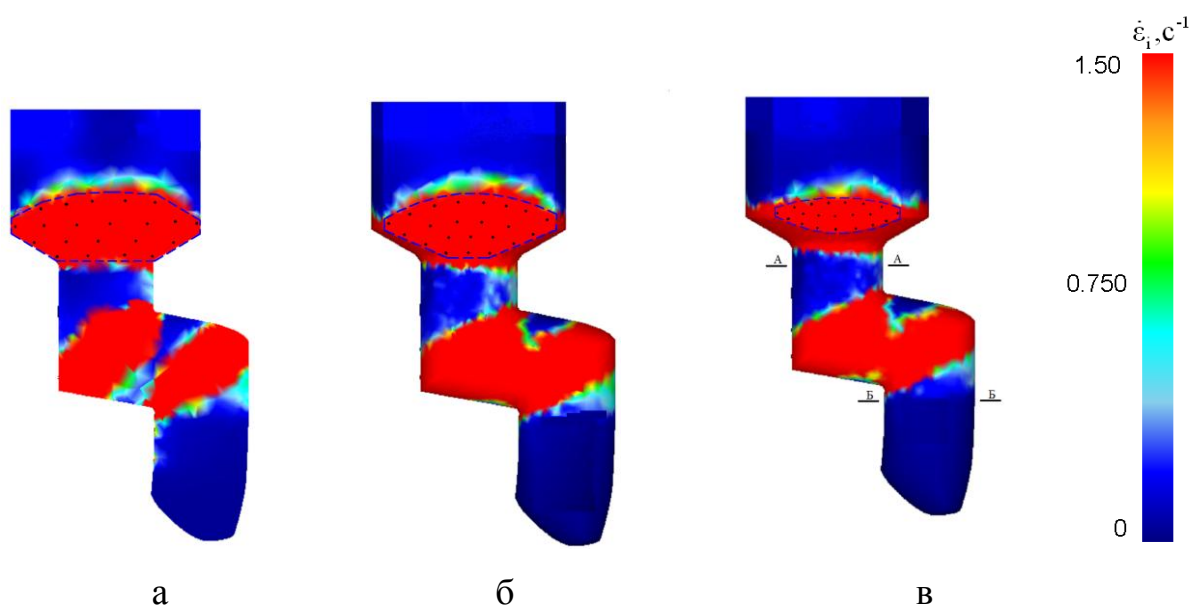
Механические испытания на растяжение проводили в соответствии с требованиями ГОСТ 1497-84 на универсальном динамометре Instron 1185. В процессе испытаний велась запись диаграммы растяжения в координатах нагрузка – перемещение.

Определение характеристик прочности (условный предел текучести  $\sigma_{0,2}$ ), временное сопротивление разрушению  $\sigma_e$  и пластичности (относительное удлинение до разрыва  $\delta$ ) проводилось по результатам растяжения коротких

образцов с диаметром рабочей части 3 мм, и длиной 15 мм. Для получения достоверных результатов испытывали не менее трех образцов на каждую экспериментальную точку.

При моделировании варьировали относительной длиной исходной цилиндрической заготовки  $L/d$  и формой матрицы (рисунок 1.50). Очаг деформации заготовки при прямом выдавливании в матрице с осесимметричным, деформирующим участком ограничен поверхностью матрицы и двумя выпуклыми в сторону контейнера матрицы, осесимметричными частями сферических поверхностей (рисунок 1.51, а).

Очаг деформации заготовки при прямом выдавливании в матрице с не осесимметричным, деформирующим участком ограничен поверхностью матрицы и двумя выпуклыми в сторону контейнера матрицы, не осесимметричными частями сферических поверхностей (рисунок 1.51, б). Для описания геометрической формы очага деформации можно допустить, что при выдавливании, совмещенном с РКУП-ПК, в матрице с не осесимметричным деформирующим участком, очаг деформации при прямом выдавливании ограничен поверхностью фигуры образованной косорезанным цилиндром высотой  $h_1 = D(1 - \cos\alpha)/\sin\alpha$  и не симметричным усеченным конусом высотой  $h_2 = (D - d)\operatorname{ctg}\alpha$ , с общим круговым основанием диаметром  $D$ , где  $\alpha$  – угол (рисунок 1.51, в).



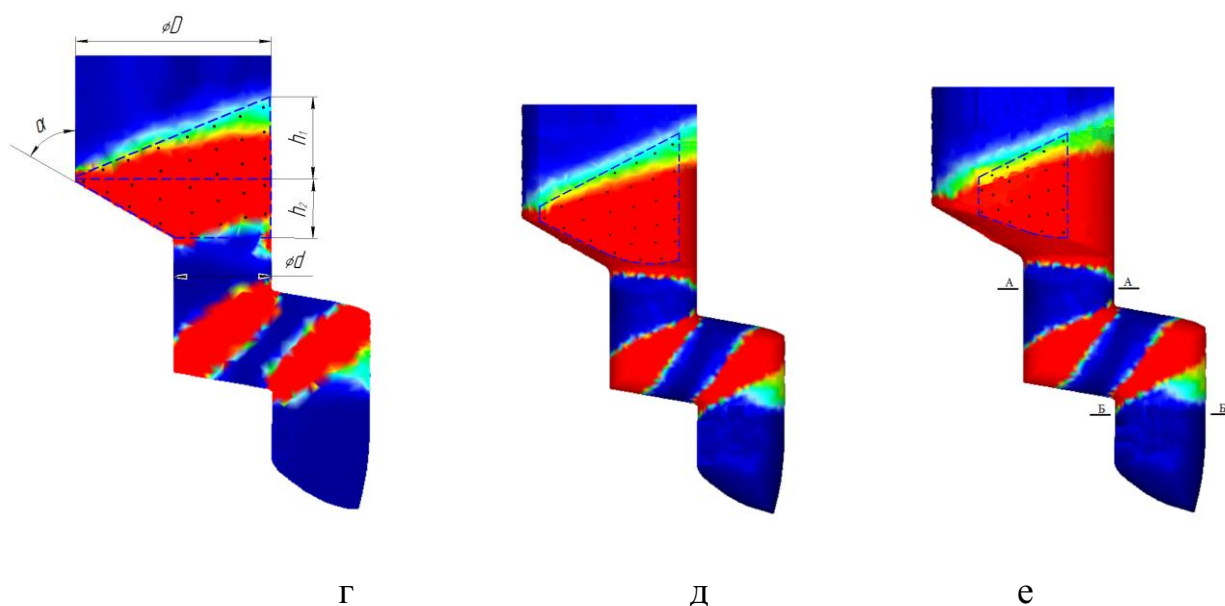


Рисунок 1.51 – Схемы расположения точек, выбранных для оценки коэффициента Лоде  $\mu_\varepsilon$  и формы очагов пластической деформации заготовки при деформировании в матрицах с осесимметричным деформирующим участком для выдавливания (а, б, в), и с не осесимметричным деформирующим участком для выдавливания (г, д, е): а, г – сечения плоскостью симметрии очага деформации; б, д – сечения плоскостью параллельной плоскости симметрии очага деформации и расположенной от нее на расстоянии 7 мм; в, е – сечения плоскостью параллельной плоскости симметрии очага деформации и расположенной от нее на расстоянии 13мм

Схему деформации при выдавливании заготовки оценивали коэффициентом Лоде  $\mu_\varepsilon$ , который рассчитывали для 80 точек, равномерно взятых по трем сечениям очага деформации.

На рисунке 1.52 представлены графические зависимости коэффициента Лоде  $\mu_\varepsilon$  от номера точки.

Значения коэффициента Лоде для точек очага деформации заготовки, деформированной в матрице с не осесимметричным деформирующим участком для выдавливания, удовлетворяют неравенству:  $-0,65 \leq \mu_\varepsilon \leq 0,38$ .

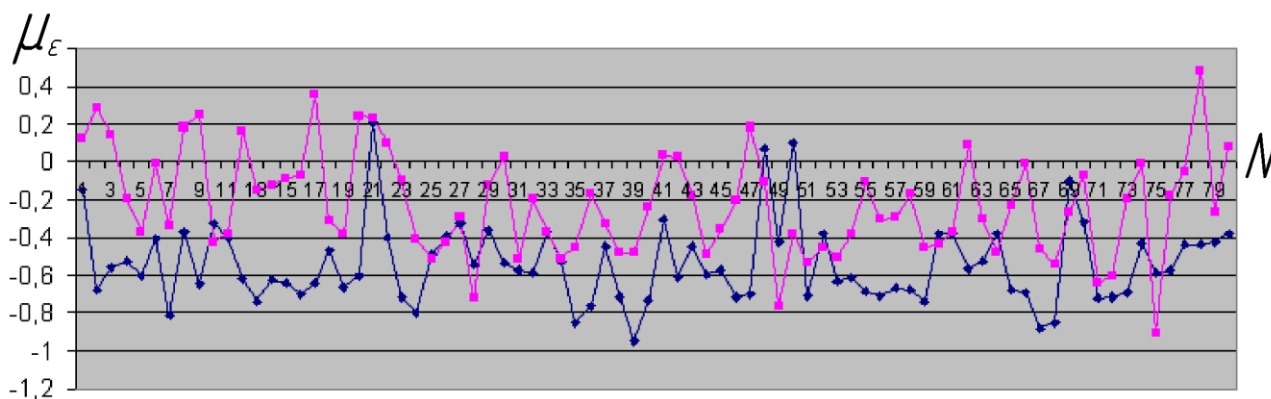


Рисунок 1.52 – Графические зависимости коэффициента Лоде  $\mu_\epsilon$  от номера точки заготовки деформированной:  $\blacklozenge$  – в матрице с осесимметричным деформирующим участком для прямого выдавливания;  $\blacksquare$  – в матрице с не осесимметричным деформирующим участком для прямого выдавливания

В случае матрицы с осесимметричным деформирующим участком для выдавливания  $-0,9 \leq \mu_\epsilon \leq -0,25$ . Средние значения коэффициента Лоде соответственно равны  $-0,14$  и  $-0,57$ . Значение коэффициента Лоде  $-0,14$  ближе, в сравнение с значением  $-0,57$ , к значению  $0$  (коэффициент Лоде, соответствующий схеме деформации – сдвиг, равен  $0$ ) поэтому схемы деформации точек заготовки деформируемой в матрице с не осесимметричным деформирующим участком для выдавливания близки к сдвигу, а в случае матрицы с осесимметричным деформирующим участком для выдавливания близки к растяжению (коэффициент Лоде, соответствующий схеме деформации – простое растяжение, равен  $-1$ ).

Распределение деформации в поперечных сечениях (А–А, Б–Б, см. рисунок 1.51, в и рисунок 1.51, е) заготовки, приведенное на рисунке 1.53 неравномерно.

Значения накопленной деформации в заготовке, деформированной в матрице с осесимметричным деформирующим участком (см. рисунок 1.53, б) и с не осесимметричным деформирующим участком (см. рисунок 1.52, г) для

прямого выдавливания изменяются от 2,5 до 4 и разность  $\varepsilon_{i,\max} - \varepsilon_{i,\min}$  составляет в обоих случаях 1,5.

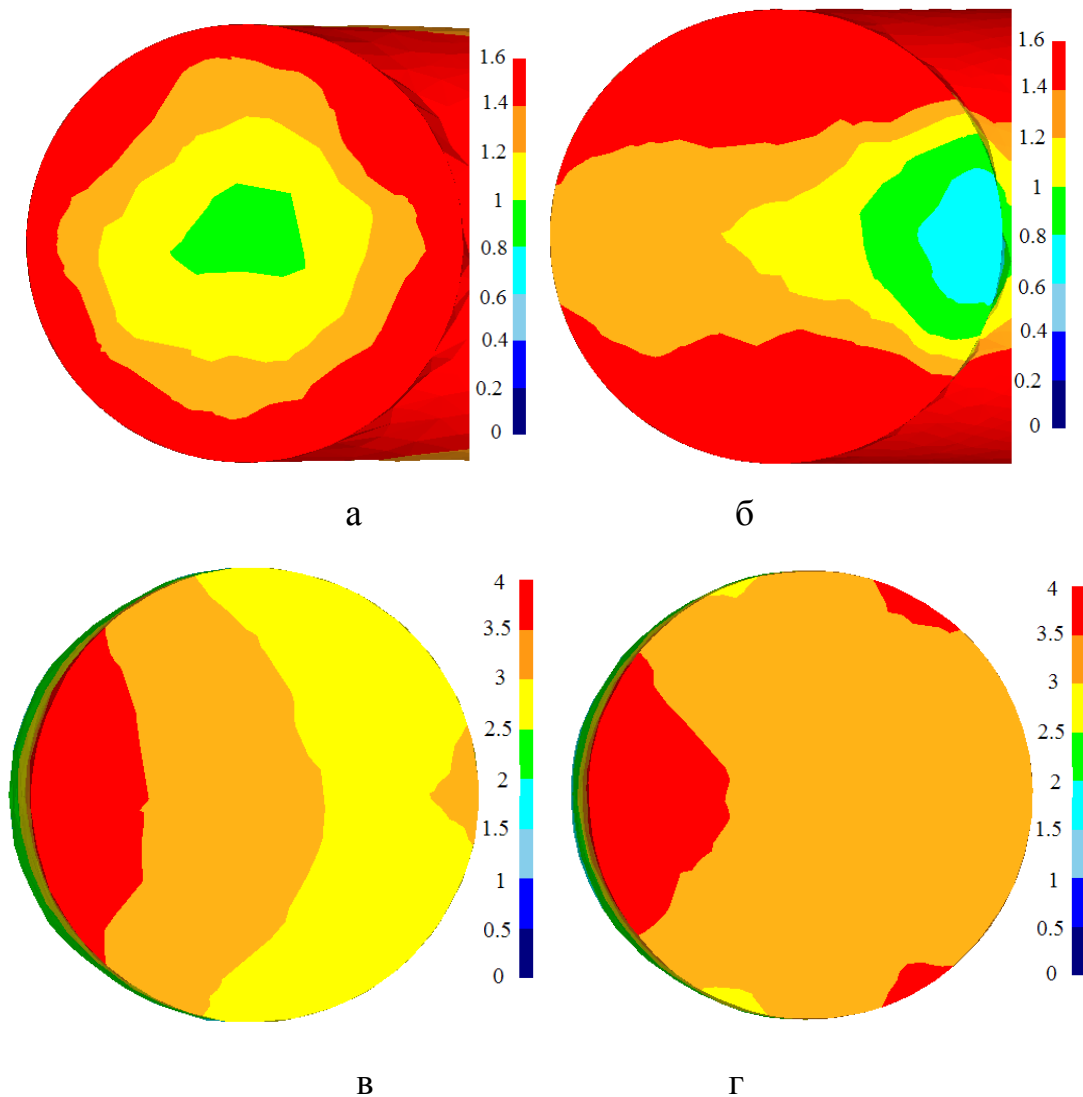


Рисунок 1.53 – Распределение деформации в поперечных сечениях заготовки деформированной в матрице с осесимметричным деформирующим участком для прямого выдавливания (а, б) и не осесимметричным деформирующим участком для прямого выдавливания (в, г): а, в – поперечные сечения части заготовки, не деформированной в канале матрицы для РКУП-ПК; б, г – поперечные сечения части заготовки деформированной в канале матрицы для прямого выдавливания и в канале матрицы для РКУП-ПК



Однако, при равных разностях максимальной и минимальной деформаций  $\varepsilon_{i,\max} - \varepsilon_{i,\min}$ , деформация в поперечном сечении заготовки, деформированной в матрице с не осесимметричным деформирующим участком для прямого выдавливания, более равномерна, так как не менее 70 % площади сечения заготовки, как видно на рисунке 1.53 г, закрашено одинаковым цветом. Можно предположить, что более равномерное распределение деформации в заготовке, деформированной в матрице с не осесимметричным деформирующим участком для прямого выдавливания, обусловлено сравнительно большей неравномерностью деформации в сечении части заготовки, деформированной только прямым выдавливанием (см. рисунки 1.53, а и 1.53, в). Разности максимальной и минимальной деформаций  $\varepsilon_{i,\max} - \varepsilon_{i,\min}$  частей заготовок, деформированных только в каналах матриц для прямого выдавливания, соответственно составляют: 0,8 – для осесимметричного канала матрицы для прямого выдавливания (см. рисунок 1.53, а); 1 – для не осесимметричного канала матрицы для прямого выдавливания (см. рисунок 1.53, в). Видно также, что распределение деформации в сечении заготовки на рисунке 1.53, а не симметрично, а на рисунке 1.53, в – симметрично.

На рисунке 1.54 представлены графические зависимости силы деформирования от перемещения пуансона при прессовании цилиндрического образца диаметром 30 мм и длиной 40 мм.

Сила деформирования во всех случаях моделирования с осесимметричным (рисунок 1.54, а), и с не осесимметричным (рисунок 1.54, б) деформирующим участком матрицы для выдавливания) достигает максимального значения в момент окончания формирования очагов пластической деформации.

Максимальные значения сил деформирования отличаются не значительно – на 5%, и составляют 462 кН (рисунок 1.54, а), 436 кН (рисунок 1.54, б).

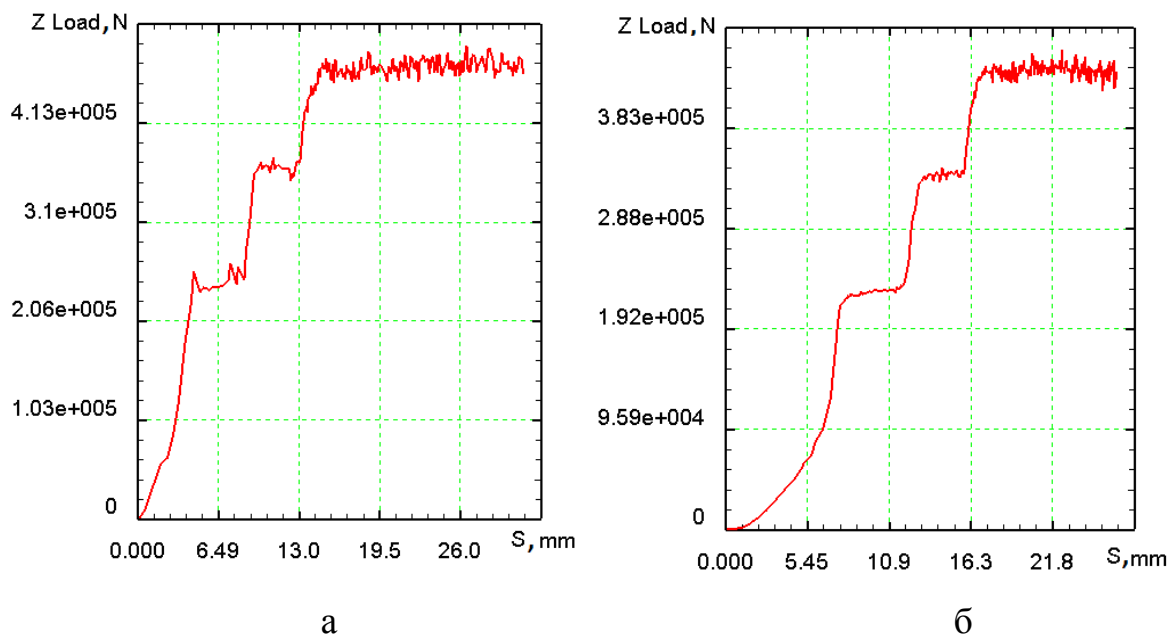


Рисунок 1.54 – Графическая зависимость силы деформирования от перемещения пуансона при прессовании заготовки: а – в матрице с осесимметричным деформирующим участком для прямого выдавливания; б – в матрице с не осесимметричным деформирующим участком для прямого выдавливания

Меньшее значение силы деформирования при прессовании в матрице с не осесимметричным (рисунок 1.54, б) деформирующим участком для прямого выдавливания возможно обусловлено влиянием реализующейся при прессовании схемы деформации близкой к сдвигу. В работе [6] показано, что схема деформации – сдвиг, в сравнение с другими схемами деформации, обуславливает существенное уменьшение силы деформирования.

На рисунке 1.55 представлена графическая зависимость максимальной силы выдавливания, совмещенного с РКУП-ПК заготовки в матрице с не осесимметричным деформирующим участком для прямого выдавливания от относительной длины исходной цилиндрической заготовки.

Видно, что зависимости силы, напряжения от относительной длины исходного цилиндрического образца близки к линейным зависимостям (рисунок 1.55).

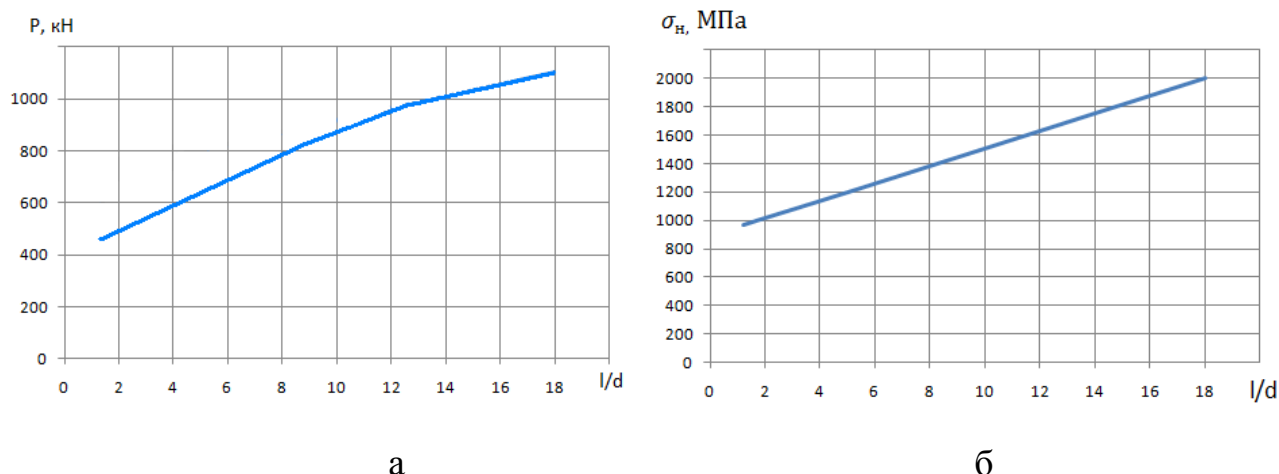


Рисунок 1.55 – Графическая зависимость максимального значения: а – силы деформирования от относительной длины заготовки; б – контактного нормального напряжения от относительной длины заготовки при прессовании в матрице с не осесимметричным деформирующим участком для прямого выдавливания

При относительной длине  $L/d = 18$ , сила достигает значения 1100 кН, максимальное контактное напряжение значения 2000 МПа (рисунок 1.55, б), что близко к начальному напряжению течения инструментальных сталей в закаленном состоянии при комнатной температуре 2500–3000 МПа.

### *Результаты экспериментальных исследований*

В результате проведенного компьютерного моделирования было установлено, что предлагаемая схема выдавливания с не осесимметричным деформирующим участком, совмещенного с РКУП-ПК, позволяет в большей степени реализовать сдвиговую компоненту деформации. В этой связи экспериментальное прессование при температуре 100 °С с применением смазки «Росойл-Ангелина» [84], предварительно закаленных заготовок сплава 6063 диаметром 30 мм и длиной 40 мм, было выполнено в инструменте, представленном на рисунке 1.56, имеющем соответствующую геометрию (рисунок 1.50).



а



б

Рисунок 1.56 – Инструмент для выдавливания, совмещенного с РКУП-ПК цилиндрической заготовки: а – с осесимметричным деформирующим участком матрицы для прямого выдавливания (в канале матрицы находится деформированная заготовка); б – с не осесимметричным деформирующим участком матрицы для прямого выдавливания

В результате деформационной обработки были получены бездефектные заготовки (не содержащие поверхностных зажимов и трещин) (см. рисунок 1.57).

Значения сил деформирования при экспериментальном прессовании шести заготовок не превышали 480 кН.

Максимальное значение силы, полученное опытным измерением при экспериментальном прессовании в матрице с не осесимметричным деформирующим участком для прямого выдавливания, составило 421,8 кН и отличается от значения силы полученного численным моделированием (см. рисунок 1.54, б) на 3, 4 %.

Заготовки получали с утяжинами. Причем заготовки, полученные прессованием в матрице с осесимметричным деформирующим участком для прямого выдавливания, имели симметричную, менее протяженную, в сравнение с заготовками, полученными прессованием в матрице с не осесимметричным деформирующим участком для прямого выдавливания, утяжины. Длина не осесимметричных утяжен заготовок достигала значения  $\sim 2 d$  (рисунок 1.57, б).



а



б

Рисунок 1.57 – Изделия из сплава 6063 после выдавливания, совмещенного с РКУП-ПК при температуре 100 °С в матрице: а – с осесимметричным деформирующим участком для прямого выдавливания; б – с не осесимметричным деформирующим участком для прямого выдавливания

Отметим, что не осесимметричность формы деформирующего участка матрицы для прямого выдавливания предопределяет потенциал изменения этой формы матрицы на стадии проектирования инструмента в направлении минимизации не симметричности и длины утяжины получаемой заготовки. Для моделирования стадии образования утяжины возможно использование алгоритма формирования кинематических граничных условий приведенного в работе [102].

Из деформированных заготовок были изготовлены образцы для механических испытаний на растяжение при комнатной температуре для сопоставления эффекта упрочнения сплава 6063, достигнутого после обработки по схеме выдавливания, совмещенного с РКУП-ПК.

В таблице 1.9 приведены результаты механических испытаний на растяжение.

Для сопоставления полученного уровня свойств заготовок сплава после обработки по схеме выдавливания, совмещенной с РКУП-ПК, в таблице 1.9 приведены свойства данного материала подвергнутого стандартной упрочняющей обработке Т6 [91].

Таблица 1.9 – Механические свойства сплава 6063 при комнатной температуре

Обработка	$\sigma_{0.2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta_p$ , %	$\delta$ , %,
Выдавливание в матрице с осесимметричным деформирующим участком + РКУП-ПК	$203 \pm 5$	$224 \pm 3$	$3,0 \pm 0,3$	$12,0 \pm 0,3$
Выдавливание в матрице с не осесимметричным деформирующим участком + РКУП-ПК	$210 \pm 6$	$230 \pm 3$	$6,0 \pm 0,3$	$11,0 \pm 0,3$
T6 [77]	145	195	-	8.0

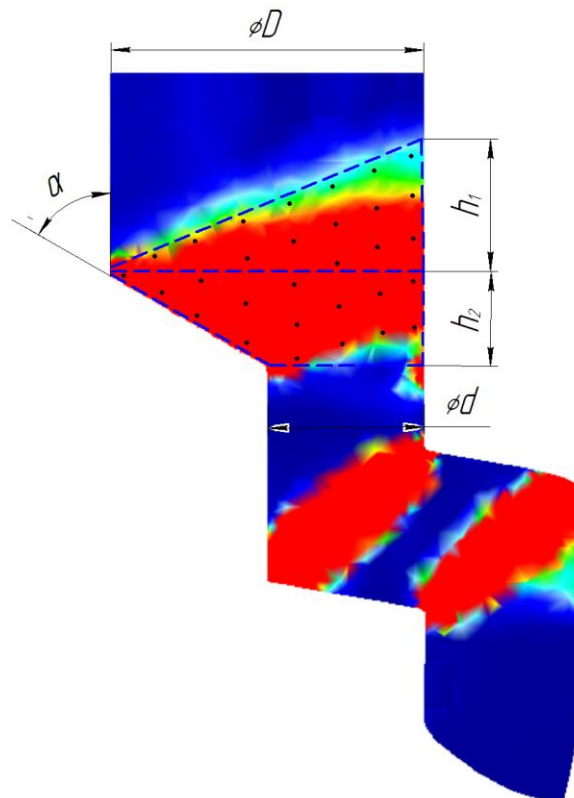
Видно, что заготовки, подвергнутые обработке в инструменте, представленном на рисунке 1.56, демонстрируют большую прочность, чем заготовка после специальной упрочняющей термической обработки T6. Прочность же заготовок полученных в различных матрицах для выдавливания отличается не существенно, однако заметны отличия равномерной (до начала образования шейки) деформации образцов, полученных из заготовок прессованных в матрице с не осесимметричным деформирующим участком для прямого выдавливания. Повышенное значение равномерной деформации после РКУП указывает на формирование более однородной УМЗ структуры, что весьма важно также для повышения усталостных свойств и трещиностойкости материалов [85, 103].

Кроме этого важно отметить, что обработка выдавливанием, совмещенным с РКУП-ПК, при выбранных температурных условиях, судя по данным многочисленных исследований алюминиевых сплавов, относящихся к той же системе легирования (Al–Mg–Si), что и сплав 6063, сохраняет потенциал для дальнейшего существенного упрочнения и улучшения пластичности при последующей термической обработке – искусственном старении [85-86, 88].

*Вывод формул для скорости деформации металла и удельной силы выдавливания, совмещенного с РКУП-ПК цилиндрической заготовки [104]*

Формулу удельной силы выдавливания получали методом баланса работ.

Условия и допущения принятые при выводе формулы для оценки силы выдавливания: металл идеально пластичный, напряжение течения металла равно некоторому среднему значению напряжения течения металла по очагу деформации  $\bar{\sigma}_S$ ; в силу больших контактных давлений при выдавливании, на контактной поверхности матрицы с заготовкой использовали закон трения  $\tau = f \frac{\bar{\sigma}_S}{\sqrt{3}}$ , где  $f$  – коэффициент пластического трения; очаг пластической деформации при выдавливании, совмещенном с РКУП-ПК, в матрице с не осесимметричным деформирующим участком для прямого выдавливания, в соответствие с работой [101], ограничен поверхностью фигуры составленной из косорезанного цилиндра высотой  $h_1 = D(1 - \cos \alpha) / \sin \alpha$  и не симметричного усеченного конуса высотой  $h_2 = (D - d) \operatorname{ctg} \alpha$ , с общим круговым основанием диаметром  $D$  равным диаметру контейнера матрицы (см. рисунок 1.58, а).



а





торцевой поверхности косорезанного цилиндра, ограничивающей очаг деформации сверху (см. рисунок 1.58, а),  $\sigma_{s0}$  – начальное напряжение течения металла,  $v_D$  – скорость сдвига на верхней границе очага деформации,  $\sigma_{s1}$  – напряжение течения металла на нижней границе очага деформации,  $v_d$  – скорость сдвига на нижней границе очага деформации,  $p_1$  – удельная сила РКУП-ПК прессования в трех пересекающихся каналах инструмента, согласно работе [82]:

$$p_1 = \frac{4}{\sqrt{3}} (\bar{\sigma}_{s2} \operatorname{ctg} \gamma + \sigma_{s1} f_2 l_2 / d + \bar{\sigma}_{s2} f_3 (1/\cos(2\gamma - 90) + \operatorname{ctg} \gamma) + \bar{\sigma}_{s3} f_4 l_3 / d),$$

где  $\bar{\sigma}_{s2}$  – среднее напряжение течения металла в очаге деформации при РКУП-ПК прессовании,  $\gamma$  – половина угла пересечения каналов (см. рисунок 1.58, б),  $f_2$  – коэффициент пластического трения на входном участке канала матрицы для РКУП-ПК прессования,  $l_2$  – длина входного участка канала матрицы для РКУП-ПК прессования,  $f_3$  – коэффициент пластического трения на участке матрицы, ограничивающем очаг пластической деформации при РКУП-ПК прессовании,  $\bar{\sigma}_{s3}$  – среднее напряжение течения металла перемещающегося в калибрующем участке матрицы,  $f_4$  – коэффициент пластического трения на калибрующем участке матрицы,  $l_3$  – длина калибрующего участка матрицы (см. рисунок 1.58, б),  $F_1 = \pi d^2 / 4$ .

Первый интеграл в (42) оценим через средние значения скорости деформации и напряжения течения металла. Среднюю скорость деформации  $\bar{\dot{\epsilon}}_1$  найдем как отношение средней деформации  $\bar{\epsilon}_1$  к времени нахождения металла в очаге пластической деформации  $t$ , время нахождения металла в очаге пластической деформации найдем как отношение объема очага пластической деформации  $V_{\text{о.п.д.}}$  к секундному объему металла  $V_{\text{сек}}$ .

$$V_{\text{сек}} = F_1 \cdot v_{\text{ист}}. \quad (43)$$

Объем очага пластической деформации (см. рисунок 1.58, а) определим как сумму объемов косорезанного цилиндра высотой  $h_1$  и не симметричного усеченного конуса высотой  $h_2$ , с общим круговым основанием диаметром  $D$ :

$$V_{\text{о.п.д.}} = \pi / 4 (D^3 ((1 - \cos \alpha) / (2 \sin \alpha) + \operatorname{ctg} \alpha / 3) - d^3 \operatorname{ctg} \alpha / 3). \quad (44)$$

$$\text{Время } t = (D^3 / d^2 ((1 - \cos \alpha) / (2 \sin \alpha) + \operatorname{ctg} \alpha / 3) - d \operatorname{ctg} \alpha / 3) / v_{\text{ист.}}$$

$$\text{Среднее значение деформации } \bar{\varepsilon}_i = 2 \ln(D / d).$$

Для средней скорости деформации получим:

$$\bar{\dot{\varepsilon}}_i = 2 \ln(D / d) v_{\text{ист.}} / A, \quad (45)$$

$$\text{где } A = D^3 / d^2 ((1 - \cos \alpha) / (2 \sin \alpha) + \operatorname{ctg} \alpha / 3).$$

Второй интеграл в (42) представим суммой двух, соответствующих входному (контейнеру) и деформирующему участкам матрицы. Скорость скольжения металла по поверхности контейнера  $v_{\text{тк}} = v_{\text{ист.}} (d / D)^2$ . Скорость скольжения металла по поверхности деформирующего участка матрицы примем равной среднему значению:  $v_{\text{тд}} = v_{\text{ист.}} (1 + (d / D)^2) / 2$ . Скорости  $v_{\text{д}}, v_{\text{д}}$  в третьем и четвертом интегралах в (42) примем равными их средним значениям (см. рисунок 1.58, б):

$$\bar{v}_{\text{Д}} = v_{\text{ист.}} (d / D)^2 \sin(\alpha / 2), \quad (46)$$

$$\bar{v}_{\text{д}} = v_{\text{ист.}} \operatorname{tg}(\alpha / 2). \quad (47)$$

После подстановки (44), (45), (46) и (47) в (42) получим зависимость для удельной силы:

$$\begin{aligned} p = & 2 \bar{\sigma}_s \ln(D / d) + \sigma_{s0} / \sqrt{3} \sin(\alpha / 2) / \arctg((1 - \cos \alpha) / \sin \alpha) + \\ & + \sigma_{s1} / \sqrt{3} \operatorname{tg}(\alpha / 2) + 4 f \sigma_{s0} / \sqrt{3} (l / D + (1 - \cos \alpha) / (2 \sin \alpha)) + \\ & + f_1 \bar{\sigma}_s / \sqrt{3} (1 / d^2 + 1 / D^2) (D^2 (1 - \cos \alpha) / \sin \alpha + (D^2 - d^2) \operatorname{ctg} \alpha) + p_1, \end{aligned} \quad (48)$$

где  $f$  – коэффициент пластического трения на входном (контейнер) участке матрицы,  $f_1$  – коэффициент пластического трения на не осесимметричном деформирующем участке матрицы.

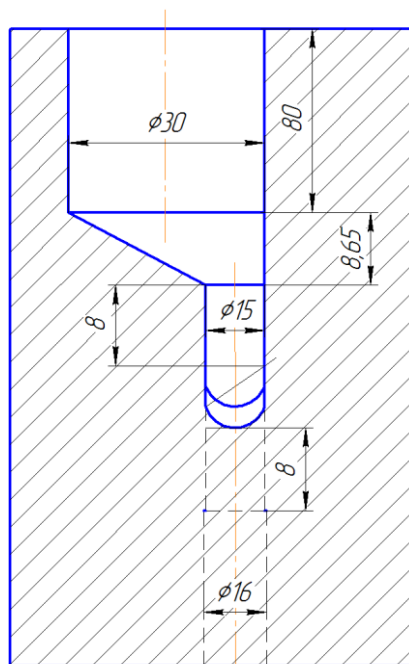
Сопоставление расчетной, с применением формулы (48), силы выдавливания заготовки сплава 6063 диаметром 15 мм и длиной 160 мм, из исходной заготовки диаметром 30 мм и длиной 40 мм с результатами моделирования показало, что значения сил ( $P$ ) для стационарной стадии процесса, достаточно близки.

Применение формулы (48), с геометрическими параметрами, соответствующими схеме на рисунке 1.59, а и другими параметрами, приведенными в таблице 1.10, дает оценку силы выдавливания с погрешностью 7,4 % (см. таблицу 1.10).

Причем расчетная сила больше силы, полученной моделированием.

В результате экспериментального изотермического выдавливания, совмещенного с РКУП-ПК в инструменте, показанном на рисунке 1.59, были получены бездефектные заготовки (не содержащие поверхностных зажимов и трещин) (рисунок 1.57, б).

Максимальное значение силы, полученное опытным измерением равно 421,8 кН (см. рисунок 1.60) и отличается от расчетного, с применением формулы (48) и  $f = f_1 = f_2 = f_3 = f_4 = 0,12$  (см. рисунок 1.60 и таблицу 1.10), значения силы на 11%, а от полученного численным моделированием на 3, 4%.



а



б

Рисунок 1.59 – Инструмент для выдавливания, совмещенного с РКУП-ПК цилиндрической заготовки с не осесимметричным деформирующим участком матрицы для прямого выдавливания: а – форма и размеры канала инструмента (на изображении участок РКУП-ПК повернут на 90°); б – инструмент

Таблица 1.10 – Параметры для расчета силы выдавливания

$\sigma_{S0}, \sigma_{S1},$ $\bar{\sigma}_S, \bar{\sigma}_{S3},$ $\bar{\sigma}_{S2},$ МПа	$\alpha,$ $\gamma,$ град	$l,$ $l_1,$ $l_2,$ мм	$f,$ $f_1,$ $f_2,$ $f_3,$ $f_4$	$p,$ МПа	$P,$ кН	$P_{\text{мод}},$ кН	$\Delta, \%$
68, 137 102,5, 142 139,5	60 50	20 8 8	0,12	663	468,5	436	7,4
68, 137 102,5, 142 139,5	60 50	40 8 8	0,12	676	477,6	432	10,5

$P$  – значение силы, рассчитанное с применением формулы (48),  $P_{\text{мод}}$  – максимальное значение силы на стационарной стадии деформирования,

полученное моделированием (см. рисунок 1.54, б),  $\Delta$  – относительное отклонение значений сил.

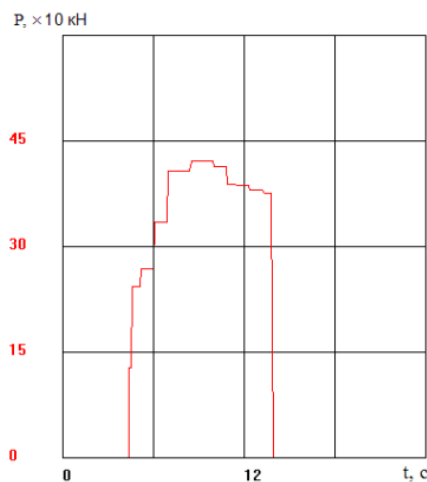


Рисунок 1.60 – Графическая зависимость силы выдавливания от времени, полученная по результатам экспериментальных измерений

Причем сила, рассчитанная с применением формулы (48), больше сил, полученных моделированием при использовании зависимости  $f_{\sigma} = \phi(|\sigma_n|)$  и измеренной в опыте. Коэффициент трения 0,12 принятый в расчете соответствует модулю среднего по контактной поверхности значения нормального контактного напряжения (414,7 МПа), определенного моделированием при использовании зависимости  $f_{\sigma} = \phi(|\sigma_n|)$ .

#### Выводы по главе 1

1. С использованием энергетического подхода и методики Ерманка М.З. получены модели - зависимости для расчета деформационных и силовых параметров ряда процессов УП: РКУП – формулы (6), (14); РКУП-ПК – формулы (19), (20); РКУП-К - формулы (26), (27); выдавливание, совмещенное с РКУП-ПК – формулы (45), (48).

2. Экспериментальную проверку моделей, полученных для РКУП, выполняли на примере прессования заготовки из стали ШХ15 диаметром 10 мм

и длиной 65 мм в матрице с сужающимся выходным каналом: расчетная сила ( $P_p = 109,5 \text{ кН}$ ) с приемлемой для практического использования точностью согласуется с силой, измеренной при экспериментальном РКУП цилиндрической заготовки, которая равна 110 кН.

3. В результате компьютерного моделирования проведенного с использованием программного комплекса DEFORM 3D установлены рациональные геометрические параметры инструмента, обеспечивающего равноканальное угловое прессование в параллельных каналах (РКУП-ПК) преимущественно сдвигом цилиндрических заготовок из алюминиевого сплава. Данные моделирования свидетельствуют о том, что величина радиусов сопряжения каналов прессования оказывает заметное влияние на реализуемую схему деформации и силу прессования. Так при  $R = r = 0$  коэффициент Лоде в очаге деформации находится в диапазоне  $-0,1 \leq \mu_\varepsilon \leq 0,225$ . Сила прессования при  $R = r = 0$  больше силы на  $\sim 40\%$  при  $R = d, r = 0$  для одинаковых трибологических условий.

4. Моделирование показало, что длина выходного канала матрицы при РКУП-ПК цилиндрической заготовки в оснастке с  $R = d$  оказывает влияние на прямолинейность и однородность деформированного состояния заготовок, при этом для получения прямолинейных заготовок длина выходного канала матрицы должна быть не менее  $1d$ .

5. Криволинейные поверхности, ограничивающие очаг пластической деформации при РКУП-ПК сверху и снизу, расположены при  $R = d$  и при  $R = 0$  вблизи горизонтальных плоскостей, соответственно на выходе входного и входе выходного каналов матрицы, т.к. скорость деформации в частицах вблизи этих плоскостей сначала скачком возрастает, затем скачком уменьшается до 0.

6. Показано, что один цикл обработки РКУП-ПК литой цилиндрической заготовки алюминиевого сплава 6061 обеспечивает эффективное измельчение ее структуры и, соответственно, повышение твердости почти в 2 раза, с  $\sim 62 \text{ НВ}$  после серийной упрочняющей термической обработке (Т1), до  $\sim 115 \text{ НВ}$ .

7. Экспериментальную проверку моделей, полученных для РКУП-ПК, выполняли на примере прессования алюминиевой заготовки из сплава 6063 диаметром 17,8 мм и длиной 80 мм: расчетная сила 179,05 кН с приемлемой для практического использования точностью согласуется с силой, измеренной при экспериментальном РКУП-ПК цилиндрической заготовки, которая равна 187 кН.

8. Получены модели (34), (39), (41), (28) для расчета нагрузок и геометрических параметров инструмента при РКУП-К, успешная эксплуатация и работоспособность установки РКУП-К, спроектированной с использованием моделей, показала обоснованность их применения.

9. Экспериментальную проверку моделей, полученных для РКУП-К, выполняли на примере прессования заготовки из стали 10, с квадратным поперечным сечением – со стороной квадрата 9,4 мм, длиной 400 мм. Крутящий момент 8244 Нм, рассчитанный с учетом коэффициента трения, определенного в процессе прямого выдавливания, с приемлемой для практического использования точностью согласуется с моментами, экспериментально измеренным 7200 Нм и полученным моделированием 7900 Нм углового прессования квадратной стальной заготовки по схеме Конформ.

10. Используя компьютерное моделирование и натурный эксперимент, изучено деформирование металла в новом процессе – выдавливании, совмещенном с РКУП-ПК. Где использовали матрицы с не осесимметричным и осесимметричным деформирующим участком для прямого выдавливания. Установлено, что матрица с не осесимметричным деформирующим участком для прямого выдавливания оказывает влияние на реализуемую схему деформации: среднее значение коэффициента Лоде в очаге деформации составляет -0,14 и близко к значению 0, характерному для схемы деформации сдвигом.

11. Длина исходной цилиндрической заготовки из сплава 6063 при выдавливании, совмещенном с РКУП-ПК, влияет на силу прессования и контактное напряжение на поверхности матрицы. Установлено, что при

относительной длине исходной заготовки  $l/d = 18$  контактное напряжение на торцевой поверхности пуансона достигает значения близкого к начальному напряжению течения инструментальных сталей в закаленном состоянии при комнатной температуре 2500–2800 МПа. Поэтому длина исходной заготовки диаметром 40 мм для выдавливания, совмещенного с РКУП-ПК, в матрице с не осесимметричным деформирующим участком для прямого выдавливания не может быть более  $18d$ .

12. Показано, что деформация цилиндрической заготовки сплава 6063 выдавливанием в матрице с не осесимметричным деформирующим участком, совмещенным с равноканальным угловым прессованием в параллельных каналах, обеспечивает приращение прочности на 12 % и пластичности на 4 % в сравнение со стандартной упрочняющей термической обработкой Т6, что указывает на перспективность использования нового процесса для обработки алюминиевых сплавов.

13. Экспериментальную проверку формул, полученных для выдавливания, совмещенного с РКУП-ПК, выполняли на примере прессования алюминиевой заготовки из сплава 6063 диаметром 30 мм и длиной 40 мм: расчетная сила 468,47 кН с приемлемой для практического использования точностью согласуется с силой 421,8 кН, измеренной при экспериментальном выдавливании заготовки в матрице с не осесимметричным деформирующим участком.



## **Глава 2. Прогнозирование разрушения металла в термомеханических условиях деформации, реализующихся в процессах УП**

Данная глава посвящена получению уточненной модели Кокрофта-Латама и разработке на ее основе методики прогнозирования разрушения металла, которые позволяют учитывать изменение напряженного состояния материальной точки при расчете поврежденности металла с высоким уровнем деформации, накопленной заготовкой в процессах многопроходного УП.

Предельные деформации в процессах УП ограничиваются вязким разрушением металла. Вязкое разрушение металла сопровождается развитием и увеличением количества микропор и микротрещин, относительный объем которых в единице объема металла характеризуется поврежденностью металла.

К моменту исчерпания металлом способности деформироваться без разрушения, т.е. к моменту накопления предельной поврежденности (этой поврежденности соответствует деформация  $\varepsilon_{i,p}$ , накопленная металлом к моменту разрушения), лавинообразно возникает макротрещина – этот момент называют разрушением.

Рассчитанная поврежденность заготовки по разработанной уточненной модели Кокрофта-Латама при решении тестовых задач сравнивается с поврежденностью, рассчитанной по известной модели Богатова А.А. и с экспериментальными данными.

В предыдущей главе были получены формулы для расчета деформационных и силовых параметров процессов УП. Эти параметры влияют на напряженно-деформированное состояние заготовки в процессах УП и, следовательно, на поврежденность металла.

### *Состояние вопроса механики разрушения металла в условиях холодной пластической деформации*

Весьма актуальным вопросом при разработке процессов ИПД полуфабрикатов и последующего пластического формоизменения наноструктурных заготовок в операциях обработки металлов давлением (ОМД)

является прогнозирование разрушения металла. Решение этого вопроса важно, поскольку накапливаемые в ходе ИПД деформации велики. При этом материал заготовки, исчерпав способность к деформированию, разрушается после, например, определенного числа проходов равноканального углового прессования (РКУП) [25–26] или при выполнении последующей операции ОМД.

В литературе к настоящему времени опубликовано достаточно много моделей, с помощью которых можно оценивать поврежденность (повреждаемость или использованный ресурс пластичности) металла. Интенсивно развиваются феноменологические модели (теории) деформируемости. Модели, в основе которых лежат ограничения, накладываемые на большие пластические деформации, такие реализуются в процессах ИПД, заслуживают пристальное внимание.

Наиболее простым критерием, с помощью которого оценивают предельные деформации, является критерий, предложенный Г.А. Смирновым-Аляевым [27]:

$$\varepsilon_i = \int_0^{t_d} \dot{\varepsilon}_i d\tau \leq \varepsilon_{i,p}(\eta). \quad (49)$$

Критерий можно записать в виде:

$$\psi = \frac{\int_0^{t_d} \dot{\varepsilon}_i d\tau}{\varepsilon_{i,p}(\eta)} \leq 1, \quad (50)$$

где  $\dot{\varepsilon}_i$  – интенсивность скорости деформации;  $t_d$  – время деформирования;  $\varepsilon_{i,p}(\eta)$  – предельная деформация в момент появления трещин, обнаруживаемых визуально;  $\psi$  – использованный ресурс пластичности, который при деформировании без разрушения меньше единицы.

В критериях (49) и (50) величина  $\varepsilon_{i,p}$  зависит от температуры испытаний, скорости деформаций и показателя напряженного состояния  $\eta = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sigma_i}$ ,

которому соответствует момент разрушения материала. При оценке величины  $\varepsilon_{i,p}$  по Г. А. Смирнову-Аляеву пренебрегают влиянием истории деформирования. Предельную деформацию, при которой происходит разрушение металла, определяют лишь показателем  $\eta$ .

Критерий деформируемости В. Л. Колмогорова [28] получен с использованием гипотезы о пропорциональной зависимости между накоплением поврежденности и приращением деформации в виде:

$$\psi = \int_0^{t_d} E(t-\tau) B(\tau) \frac{\dot{\varepsilon}_i(\tau)}{\varepsilon_{i,p}[\eta(\tau)]} d\tau \leq 1, \quad (51)$$

где  $E(t-\tau)$  – коэффициент, учитывающий самозалечивание дефектов при высоких температурах и монотонно убывающий от единицы до нуля с увеличением аргумента,  $B(\tau)$  – величина, учитывающая скорость развития и залечивание трещин при холодном деформировании.

Практическое использование критерия, записанного в виде (51) затруднено, так как в литературе не приводятся данные о значениях коэффициентов  $E(t-\tau)$  и  $B(\tau)$  при различных термических и механических условиях пластической деформации металлов. В расчетах обычно принимают, что эти коэффициенты равны единице. Критерий (51), при простом деформировании ( $\eta = \text{const}$ ), сводится к критерию (50).

Критерий деформируемости В. Л. Колмогорова, учитывающий немонотонную деформацию материальной точки, состоящую из  $n$  этапов монотонной деформации [29–30]:

$$\psi(t) = \sum_{i=1}^n \psi_i^{a_i}, \quad (52)$$

где  $\psi(t)$  – поврежденность, накопленная к моменту времени  $t$ ,  $\psi_i$  – поврежденность материальной точки, накопленная на  $i$ -ом этапе монотонной деформации,  $a_i$  – значение определяющей функции  $a(k_1, k_2, H, \theta)$ , которую

устанавливают экспериментально по результатам опытов на знакопеременное кручение,  $\psi_i$  находят, решая уравнение:

$$\frac{d\psi_i}{dt} = \frac{H(t)}{\Lambda_p[k_1(t), k_2(t), H(t)]}, \text{ при } t_{i-1} \leq t \leq t_i,$$

где  $H(t)$  – интенсивность скорости деформации сдвига,  $\Lambda_p[k_1(t), k_2(t), H(t)]$  – функция, которую устанавливают экспериментально, определяет пластичность металла – интенсивность деформации сдвига к моменту разрушения,  $k_1 = \sigma/T$ ,  $\sigma$  – среднее напряжение;  $T$  – интенсивность касательных напряжений,  $k_2 = 2(\sigma_2 - \sigma_3)/(\sigma_1 - \sigma_3) - 1$ , параметр Луде,  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  – главные нормальные напряжения.

Вид аналитической зависимости  $\Lambda_p[k_1(t), k_2(t), H(t)]$  в настоящее время не установлен. Пластичность металла, при значениях  $k_1, k_2$ , отличающихся от реализуемых в испытаниях, определяют интерполяцией пренебрегая влиянием  $H(t)$ .

Поврежденность, рассчитываемая по выражению (52), от этапа к этапу, может только увеличиваться, что противоречит частичному залечиванию дефектов металла при деформировании в условиях сжимающих напряжений. Частичное залечивание поврежденности металла, при деформировании в условиях сжимающих напряжений, экспериментально оценено в работах [31, 32].

Критерий деформируемости А. А. Богатова [105]:

$$\omega = \sum_{j=1}^m \int_0^{\Lambda_j} \frac{a\Lambda^{a-1}}{\Lambda_p^a} d\Lambda, \quad (53)$$

где  $m$  – количество участков монотонной или квазимоноотонной деформации материальной точки,

$$\int_0^{\Lambda_j} \frac{a\Lambda^{a-1}}{\Lambda_p^a} d\Lambda = \left\langle \left[ \left( \frac{\Lambda_1}{\Lambda_{p1}} \right)^{a_1/a_2} + \frac{\Lambda_2}{\Lambda_{p2}} \right]^{a_2/a_3} + \dots + \frac{\Lambda_i}{\Lambda_{pi}} \right\}^{a_i/a_{i+1}} + \dots + \frac{\Lambda_n}{\Lambda_{pn}} \Bigg\rangle^{a_n}, \quad (54)$$

$\Lambda_j$  – степень деформации сдвига на  $j$ -ом участке монотонной или квазимоноотонной деформации материальной точки, в которой рассчитывается поврежденность,  $n$  – количество этапов деформирования материальной точки, на протяжении каждого из которых степень деформации сдвига равна  $\Lambda_i$ , а термомеханические параметры постоянны, но изменяются скачком при переходе от  $i$ -го к  $(i+1)$  – му этапу,  $a = a_0^{1+b \cdot \frac{\sigma}{T}}$ ,  $\Lambda_{pn}$  – интенсивность деформации сдвига, накопленная металлом к моменту разрушения при постоянных термомеханических параметрах  $n$ -го этапа деформирования материальной точки.

Формула (54), в отличие от модели (52) удовлетворяет необходимому условию равенства поврежденности металла в конце  $i$ -го и начале  $(i+1)$  – го этапов.

В работах [33, 34] сформулирована адаптивная модель повреждаемости.

При изменении напряженного состояния повреждаемость, накопленную на участке адаптации, определяют следующим образом:

$$\Delta\omega = \left[ 1 + c_1 \left( 1 - e^{-c_2 \Delta k_1} \right) \left( 1 - \frac{\lambda}{\lambda_a} \right)^{c_a} \right] \frac{\lambda}{\Lambda_p}, \quad (55)$$

где  $c_1, c_2, c_a$  – эмпирические коэффициенты,  $\Delta k_1$  – приращение показателя напряженного состояния  $k_1$ ,  $\lambda$  – текущая степень деформации сдвига на участке адаптации,  $\lambda_a$  – максимальная степень деформации сдвига на участке адаптации.

При изменении направления деформирования, приращение повреждаемости на участке адаптации определяют по формуле:

$$\Delta\omega_i = \left\{ 1 - c_3 \alpha_i \left( 1 - \frac{\Delta\Lambda_{i-1}}{\Lambda_{p,(i-1)}} \right)^{c_4} e^{-c_5(i-1)} \right\} \frac{\lambda}{\Lambda_{p,i}}, \quad (56)$$

где  $c_3, c_4, c_5$  – эмпирические коэффициенты,  $\alpha_i$  – угол, характеризующий изменение траектории деформирования в фазовом пространстве деформаций,  $\Delta\Lambda_{i-1}$  – степень деформации сдвига на участке, предшествующем  $i$ -ому изменению направления деформирования.

Модель (55) не учитывает влияние изменения показателя  $k_2$ . В целом использование моделей (55) и (56) сопряжено со значительными трудностями в определении большого количества эмпирических коэффициентов для конкретной истории деформирования материальной точки, отличающейся от истории деформирования наблюдаемой точки испытываемого образца. Последнее снижает практическую ценность моделей (55) и (56).

В работах Огородникова В.А. совместно с Делем Г.Д. [35] предложен критерий деформируемости, который учитывает скорость изменения показателя  $\eta$  по пути нагружения материальной точки:

$$\psi = \int_0^{\varepsilon_i} \left( 1 + 0,2 \operatorname{arctg} \frac{d\eta}{d\varepsilon_i} \right) \frac{\varepsilon_i^{0,2 \operatorname{arctg} \frac{d\eta}{d\varepsilon_i}}}{\left[ \varepsilon_{i,p(\eta(\varepsilon_i))} \right]^{1+0,2 \operatorname{arctg} \frac{d\eta}{d\varepsilon_i}}} d\varepsilon_i \leq 1. \quad (57)$$

Критерий (57) не учитывает влияние показателя  $k_2$ , скорости и не монотонности деформации на накопление поврежденности.

В зарубежной литературе [36] широко представлены модели, в которых предельное формоизменение ограничивается величиной накопленной энергии при деформировании материала. Примером таких моделей является модель, представленная в работе [37]:

$$\psi = \int_0^{\varepsilon_i} \frac{\sigma_i d\varepsilon_i}{A_p(\eta)} \leq 1, \quad (58)$$

где  $\psi$  – энергетическая степень использования запаса пластичности,  $\sigma_i$  – интенсивность напряжений,  $A_p(\eta)$  – удельная работа формоизменения к моменту разрушения при постоянном показателе напряженного состояния  $\eta$ .

Модель (58) не учитывает влияние истории деформирования материальной точки, т.к. удельную работу  $A_p$ , при которой происходит разрушение металла, определяют лишь показателем  $\eta$ .

В работах [38–39] разработаны тензорные модели, описывающие направленный характер накопления повреждений. Поврежденность металлов при деформации описывается симметричным тензором-девиатором второго порядка  $\psi_{ij}(t)$ , который представлен интегральным оператором наследственного типа.

Тензорное представление моделей накопления повреждений дает наиболее полное описание процессов, особенно в случаях немонотонного, сложного деформирования анизотропных материалов со сложной реологией. Однако при построении моделей возникают значительные затруднения определения соответствующих параметров, проведения необходимых экспериментов, расчетов, что снижает практическую ценность и точность этих критериев.

Первая попытка последовательного теоретического описания предельной пластической деформации была предпринята Соколовым Л. Д. и Скудновым В. А. [106] и развита Скудновым В. А. в работе [107]. Основная суть подхода состоит в следующем. На основе изложенных выше результатов по влиянию на предельную деформацию температуры, скорости деформации, схемы напряженного состояния и структуры материала, а также разработанных к настоящему времени представлений о взаимосвязи пластической деформации и разрушения, предельная деформация  $\varepsilon_*$  представляется зависимой от двух функций

$$\varepsilon_* = \frac{\phi_1(c_{\text{деф}})}{\phi_2(c_{\text{разр}})}, \quad (59)$$

где  $\phi_1(c_{\text{деф}})$  – функция, учитывающая релаксационную способность металла к деформациям,  $\phi_2(c_{\text{разр}})$  – функция, учитывающая вероятность разрушения,

которая обусловлена исходной дефектностью, числом возможных мест разрушения в структуре металла и созданным напряженно- деформированным состоянием.

Предложенная теоретическая модель носит, в большей степени, качественный характер, хотя частные уравнения пластичности металла в зависимости от различных факторов и условий процесса пластической деформации не противоречат известным экспериментальным зависимостям. Ее значение состоит в том, что она позволила достаточно последовательно качественно рассмотреть основные закономерности изменения предельной деформации при изменении влияющих на нее факторов [108, 109]. Из-за методологических трудностей использования полученных уравнений при решении задач ОМД методика исследования процесса разрушения металла при пластическом формоизменении разработанная Л. Д. Соколовым и В. А. Скудновым, не получила широкого распространения.

Кинетический подход для описания единого процесса пластической деформации и разрушения разных материалов при различных условиях деформирования предложен в работах [110-121].

$$\psi = \frac{N_m}{N_{кр}}, \quad (60)$$

$$\text{где } N_m = \frac{\Phi^2(\varepsilon_i) \times k_{sm} \beta}{(\alpha \bar{m} G b) k_{md}} \frac{[\exp(k_{md} \varepsilon_i) - 1] + N_{m0}}{\exp(k_{md} \varepsilon_i)}, \text{ где } k_{sm}, k_{md} - \text{представляют собой}$$

вероятности процессов образования и залечивания микротрещин соответственно,  $N_{m0}$  – начальная плотность микротрещин,  $N_{кр}$  – критическое значение плотности микротрещин [122 -124],  $\beta$  – коэффициент, определяемый на основе экспериментальных данных,  $\alpha$  – коэффициент, принимающий для разных металлов значения 0,2...1,  $\bar{m}$  – фактор Шмида для поликристаллов [125],  $G$  – модуль сдвига,  $b$  – средний модуль вектора Бюргерса дислокаций,



$\Phi(\varepsilon_i)$  – не зависящая от схемы напряженного состояния скалярная функция пластической деформации.

Неоднозначность определения значительного количества параметров модели (60) снижает практическую ценность и точность расчета поврежденности металла в условиях холодной пластической деформации.

В работах [126, 127] выполнено описание холодной пластической деформации тела, как термодинамической системы, накапливающей необратимые структурные изменения. Постепенный рост плотности микротрещин и ее лавинообразное увеличение при достижении критического значения описаны кинематическими уравнениями для систем с сильной положительной связью. Для предельного значения степени деформации сдвига

на  $i$ -ом этапе деформирования получено уравнение  $\Lambda_{pi} = \left( \frac{D_{0i}^{1-\beta_i}}{(\beta_i - 1)\bar{m}} \right)^{1/2n}$ , где

$D_{0i}$  - начальная плотность микротрещин,  $\beta_i = E_1 \exp(E_2 \cdot \sigma / T) + E_3$ ,  $E_1$ ,  $E_2$ ,  $E_3$  - коэффициенты аппроксимации,  $\bar{m} = (m / \sigma_{s0})^2$ ,  $m$ ,  $n$  - коэффициенты в уравнении кривой упрочнения  $\sigma_s = \sigma_{s0} + m\Lambda^n$ . Условие деформирования без разрушения  $\Lambda_i / \Lambda_{pi} < 1$  проверяется на каждом этапе.

$\Lambda_{pi}$  на  $i$ -ом этапе зависит от начальной плотности микротрещин, которая зависит от накопленной поврежденности на предыдущих этапах, коэффициента  $\beta_i$ . Анализ показывает, что значение  $D_{0i}$  также зависит от принятого в расчете приращения деформации  $\Lambda_{i-1}$  на предшествующих этапах деформирования, что приводит к неоднозначности определения  $\Lambda_{pi}$ .

Существующие критерии позволяют удовлетворительно прогнозировать разрушение металла в процессах ОМД при простых условиях нагружения, когда напряженное состояние и направление деформирования не изменяются (когда справедлива линейная модель накопления повреждаемости). При «смягчении» схемы напряженного состояния (увеличении уровня сжимающих напряжений), изменении направления деформирования способствующих

частичному залечиванию повреждаемости металла, при «ужесточении» схемы напряженного состояния способствующем дополнительному приросту повреждаемости существующие критерии далеко не удовлетворительны в случаях деформации металла с термическими и механическими условиями, отличающимися от условий проведения испытаний образцов.

Результаты исследования поврежденности металла с не высоким уровнем накопленной деформации  $\varepsilon_i \leq 1$  в процессах УП представлены в немногочисленных работах, в основном зарубежных авторов, и ограничены, как правило, качественным прогнозированием области разрушения металла при обработке за один проход.

В работе [128] исследовался процесс РКУП, как метод получения УМЗ материалов, на примере магниевое сплава. Авторы [128] применяли две модели поврежденности металла для прогнозирования разрушения при РКУП, а именно модель поврежденности Кокрофта-Латама и модель [129]:

$$D = \frac{\sigma_m}{\sigma_i} = \frac{\frac{1}{3}\sigma_{ii}}{\sqrt{\frac{1}{2}(\sigma_{ij} - \sigma_m\delta_{ij}) \cdot (\sigma_{ij} - \sigma_m\delta_{ij})}},$$

где  $\sigma_i$  – интенсивность напряжений;  $\sigma_m$  – среднее напряжение.

При численном моделировании РКУП магниевое сплава получили, что наибольшая поврежденность металла расположена в разных местах заготовки: по модели Кокрофта-Латама находится в середине заготовки (рисунок 2.1, а), а по модели [129] – в верхней части заготовки, прилегающей к внутреннему углу пересечения каналов (см. рисунок 2.1, б). Возможно, это расхождение связано с моделированием деформирования заготовки при РКУП в Deform 2D.

Из работ [130, 131] следует, что критическое значение показателя поврежденности зависит от напряженного состояния образца. Авторы же работы [128] критическое значение показателя поврежденности получили экспериментально с помощью простой схемы растяжения образцов, которая не соответствует напряженному состоянию заготовки при РКУП.

Исследования поврежденности металла в работе [128] были выполнены для однопроходного РКУП. Вопрос методического обеспечения прогнозирования разрушения металла при многопроходном РКУП заготовки в работе [128] не рассматривался.

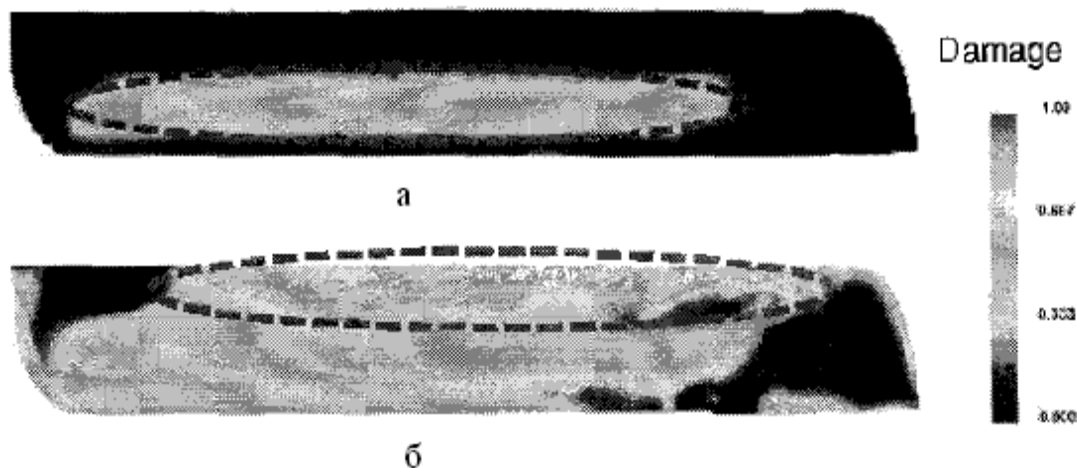


Рисунок 2.1 – Показатель поврежденности магниевого сплава, полученный по двум моделям: а – модель Кокрофта-Латама; б – модель Р. Лаповок

Исследование многопроходного РКУП алюминиевого сплава 6061 Al было рассмотрено в работе<sup>3</sup>, цель которого было проанализировать влияние маршрута обработки (маршрут А, маршрут В<sub>с</sub>, С) на поврежденность и оценить накопленную деформацию за несколько проходов РКУП. Показано, что наиболее эффективный маршрут обработки это В<sub>с</sub>. Из рисунка 2.2 видно, что максимальный показатель поврежденности по нормированной модели Кокрофта-Латама накапливается на поверхности образца, прилегающей к внутреннему углу пересечения каналов инструмента, что хорошо согласуется с максимальным накоплением деформации металла в той же области заготовки.

Однако в данной работе не решалась тестовая задача – количественное сравнение результатов моделирования поврежденности металла и результатов экспериментального деформирования заготовки до разрушения не проводилось.

<sup>3</sup> Работа была выполнена в College of Mechanical and Engineering, Naging University of Aeronautics and Astronautics под руководством Qing Zhou, Lin Gao, Minghe Chen, Wenjie Chen, Yupeng Duan.

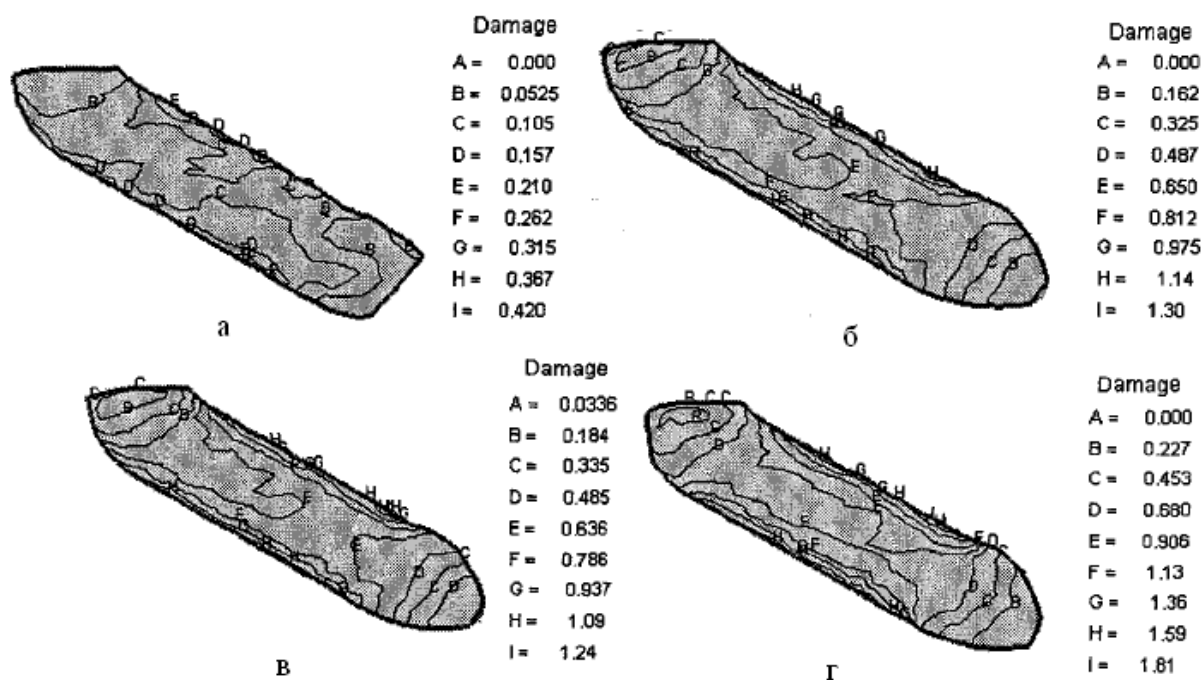


Рисунок 2.2 – Показатель поврежденности при моделировании РКУП сплава 6061 Al после: а – 1 прохода; б – 5 проходов по маршруту А; в – после 6 проходов по маршруту В; г – после 8 проходов по маршруту С

Таким образом, методика исследования пластичности и прогнозирования разрушения металла с высоким уровнем накопленной деформации  $\varepsilon_i > 1$  для термомеханических условий деформации, реализующихся в процессах многопроходного УП, в литературе отсутствует.

2. 1. Расчет поврежденности металла в процессах интенсивной пластической деформации с использованием уточненной модели разрушения материала Кокрофта–Латама

В практике расчетов в нашей стране наибольшее распространение получили методики оценки поврежденности металла – В. Л. Колмогорова [29], А. А. Богатова [105], за рубежом – Кокрофта–Латама [36,132–133], которая установлена в программном комплексе DEFORM 3D по умолчанию, как

основная методика прогнозирования разрушения металла при большой пластической деформации.

Согласно модели разрушения Кокрофта-Латама [132] условие не разрушения материальной точки проверяют по неравенству:

$$\int_0^{\varepsilon_i} \frac{\sigma_1}{\sigma_i} d\varepsilon_i < c_{\text{пр}}, \quad (61)$$

где  $\sigma_1$  – главное положительное нормальное напряжение,  $\sigma_i$  – интенсивность напряжений,  $\varepsilon_i$  – интенсивность деформаций,  $c_{\text{пр}}$  – предельное значение показателя Кокрофта-Латама, соответствующее моменту разрушения металла. Левая часть неравенства (61)  $c$  – энергетический показатель Кокрофта-Латама относительной удельной работы элементарных растягивающих сил. Разрушение металла в соответствии с моделью разрушения Кокрофта-Латама происходит при выполнении равенства:  $c = c_{\text{пр}}$ . Типичный подход к идентификации предельного значения показателя  $c_{\text{пр}}$  заключается в сопоставлении экспериментальных данных по разрушению образцов специальной формы и результатов конечно элементного анализа напряженно-деформированного состояния области разрушения образца [134–135]. Авторы работы [130] для определения предельных значений показателя  $c_{\text{пр}}$  предложили экспериментально расчетную методику включающую: деформирование образцов до разрушения; фиксирование момента времени появления трещины в образце визуально или по диаграмме: сила деформирования – перемещение инструмента; определение моделированием деформирования образца показателя  $c$  в месте его разрушения и в момент времени появления трещины.

Определенное таким образом значение показателя принимается предельным показателем  $c_{\text{пр}}$  для данного металла.

Моделирование показало, что отношение  $\sigma_1/\sigma_i$  в месте разрушения металлических образцов, в испытаниях предложенных авторами работы [130], не является постоянным, а предельные значения показателя  $c_{пр}$ , полученные для одного и того же исходного металла по результатам разных испытаний, различных по форме образцов существенно отличаются. Авторы работы [131], предложили теоретически экспериментальный метод определения значений предельного показателя  $c_{пр}$  на основе результатов экспериментов по осадке, высадке сплошных цилиндрических и полых образцов до разрушения. При этом было показано, что  $c_{пр} = \frac{4\varepsilon_1}{3} + \frac{2\varepsilon_2}{3}$ , где  $\varepsilon_1, \varepsilon_2$  – главные деформации накопленные материальной точкой свободной поверхности образца к моменту разрушения. Авторы установили, что для стали С4146 (сталь по стандарту Сербии) полученные значения предельного показателя  $c_{пр}$  удовлетворяли интервалу 0,35–0,65. Существенное отличие предельных значений  $c_{пр}$  для одного и того же исходного металла обусловлено различными механическими условиями деформации металла, которые реализуются в разных испытаниях, различных по форме образцов.

Это обстоятельство с одной стороны затрудняет применение неравенства (61) для прогнозирования разрушения металла с другой инициирует совершенствование методики прогнозирования разрушения металла с применением модели Кокрофта-Латама.

В работе [136] предложена уточненная модель разрушения металла Кокрофта-Латама [132], позволяющая учитывать, при расчете поврежденности металла, влияние напряженного состояния материальной точки заготовки на предельное значение показателя поврежденности  $c_{пр}$  Кокрофта-Латама.

В качестве объектов исследований выбрали: трубчатую заготовку в форме усеченного конуса, высотой равной 15 мм, с диаметрами оснований равными 10 мм и 6 мм и с диаметром сквозного отверстия 2 мм; сплошные и трубчатые образцы, показанные на рисунке 2.3 и изготовленные из Ст5, взятой

в виде прутков диаметром 10 мм в состоянии поставки.

На поверхность головок каждого образца (рисунок 2.3), предварительно механической обработкой (на фрезерном станке), наносили продольную риску.

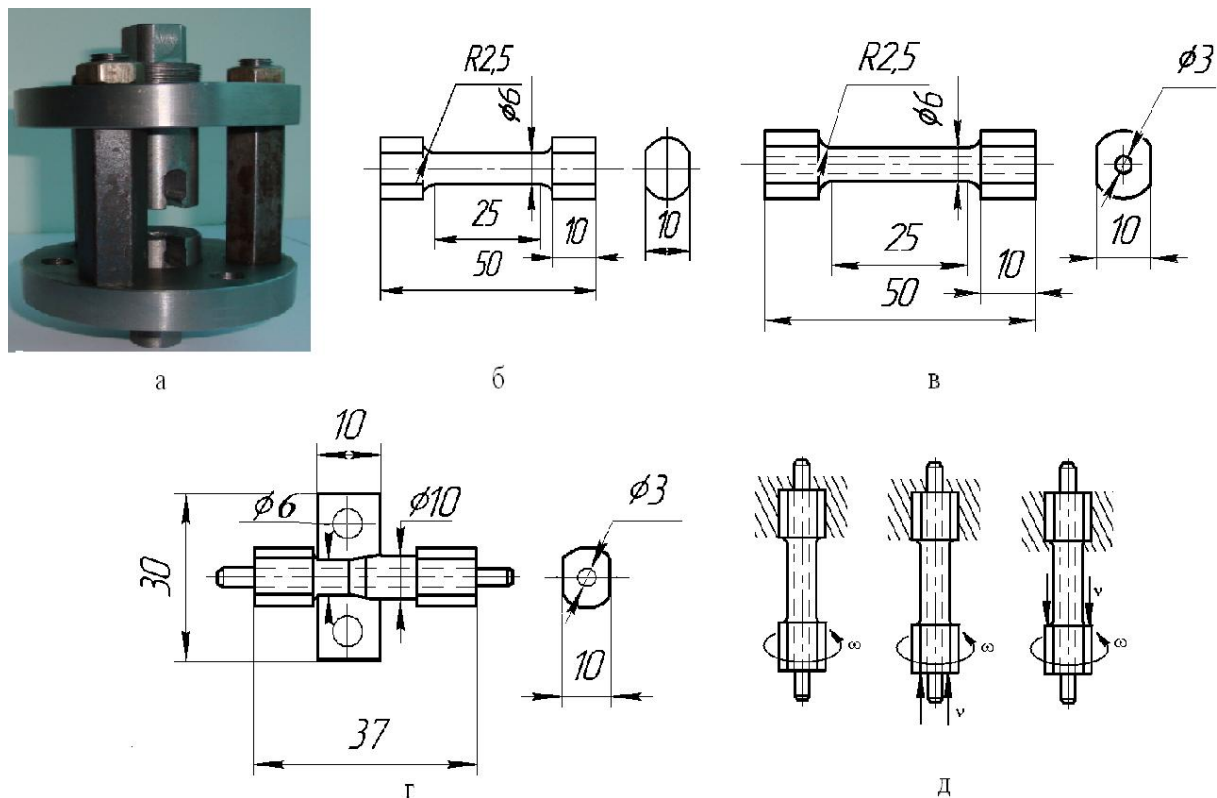


Рисунок 2.3 – Оснастка и образцы для комбинированного деформирования:

а – оснастка; б – сплошной образец; в – трубчатый образец;

г – трубчатый образец, помещенный в составную оправку;

д – возможные схемы деформирования образцов

Испытания образцов до разрушения проводили в специально изготовленной оснастке (см. рисунок 2.3, а), позволяющей осуществлять следующие виды комбинированного деформирования: растяжение с кручением сплошных образцов (см. рисунок 2.3, б); кручение трубчатых образцов с размещенным внутри стальным закаленным стержнем, предотвращающим потерю устойчивости деформирования образца (см. рисунок 2.3, в); сжатие с кручением трубчатых образцов с размещенным внутри стальным закаленным стержнем, предотвращающим потерю

устойчивости деформирования образца (см. рисунок 2.3, в); сжатие с кручением трубчатых образцов в оправке, с размещенным внутри стальным закаленным стержнем, предотвращающим потерю устойчивости деформирования образца (см. рисунок 2.3, г).

Конструкция оснастки (см. рисунок 2.3, а) позволяет заменой вкладышей и захватов с различным шагом метрической резьбы варьировать в испытаниях отношением осевой  $v$  и угловой  $\omega$  скоростей движения захватов. Возможные схемы деформирования образцов приведены на рисунок 2.3, д.

Для измерения линейных размеров образцов применяли штангенциркуль с ценой деления 0,05 мм. Для измерения угла  $\alpha$  по развороту рисок на головках образцов с трещиной или склеенных после разрушения применяли инструментальный микроскоп БМИ-1, с точностью поворота столика 3 мин.

Для повторяемости экспериментальных результатов в каждом испытании деформировали три образца.

Интенсивность деформаций  $\varepsilon_i$  рассчитывали по формулам:

для растяжения с кручением и для кручения

$$\varepsilon_i = \ln(l_k / l_0) + \ln \left( 1 + \lambda^2 / 2 + \lambda \cdot \sqrt{1 + \lambda^2 / 4} \right) / \sqrt{3}, \text{ где } \lambda = \alpha \cdot \bar{d} / (2 \cdot \bar{l}), \text{ в}$$

соответствие с формулой Надаи;  $\bar{d}$ ,  $\bar{l}$  – средние значения наружного диаметра и длины образца,  $l_0$  – начальная длина образца;  $l_k$  – конечная длина образца,  $\alpha$  – угол закручивания образца, в радианах;

для сжатия с кручением трубчатых образцов

$$\varepsilon_i = \ln(h_0 / h_k) + \ln \left( 1 + \lambda^2 / 2 + \lambda \cdot \sqrt{1 + \lambda^2 / 4} \right) / \sqrt{3}, \text{ где } \lambda = \alpha \cdot \bar{d} / (2 \cdot \bar{h}); \bar{h} -$$

среднее значение высоты образца,  $h_0$  – начальная высота образца,  $h_k$  – конечная высота образца.

Заготовку в форме усеченного конуса, соответствующую тестовой задаче, подвергали осадке-раздаче коническим пуансоном, с углом при



вершине  $37^\circ$ , до разрушения со скоростью деформирования не более 0,2 мм/с на лабораторном гидравлическом прессе с номинальной силой 500 кН. Момент времени появления трещины фиксировали визуально, останавливали траверсу прессы и измеряли высоту разрушенной заготовки.

В процессе исследований использовали компьютерное моделирование пластического деформирования образцов в испытаниях и заготовки, соответствующей тестовой задаче, с использованием программного комплекса *DEFORM 3D* [80].

Для построения кривой упрочнения Ст5 снимали диаграммы: сила-перемещение, при помощи универсальной испытательной машины У10 с цифровой записью результатов. Тарировка машины однотонным и десятитонным динамометрами показала относительную погрешность 1 – 2 %. Скорость деформирования образцов 1,3 мм/мин.

Испытания на прерывистое растяжение с промежуточными закручиваниями проводили на специально изготовленных трубчатых образцах с лысками на головках [83]. Лыски на головках образцов необходимы были для закручивания образцов вокруг продольной оси. Образцы деформировали до достижения ими при каждом растяжении относительного удлинения 2...4% и напряжения не меньшего начального напряжения течения  $\sigma_{02}$  металла. Между каждыми двумя, прерывистыми растяжениями осуществляли закручивание образца на угол 90 град, с предварительным размещением в отверстии образца, для исключения искажения его формы, стального закаленного стержня. Для измерения угла закручивания использовали инструментальный микроскоп – БМИ-1. Общее равномерное относительное удлинение образца после всех прерывистых растяжений не превышало 22 % , а общая средняя по перечному сечению интенсивность деформации, за счет удлинения и закручивания образца между каждыми двумя прерывистыми растяжениями, достигала значения 1,9.

При проведении компьютерного моделирования были приняты следующие условия и допущения: инструмент – абсолютно жесткое тело (3D модели инструмента были предварительно созданы в «КОМПАС 3D 8V»);

температура – постоянная, равная 20 °С; тепловым эффектом деформации из-за малой скорости деформации пренебрегали; стальная заготовка и образцы – пластичные тела; диаграмму деформирования  $\sigma_i = 623 - 280e^{-\varepsilon_i} - 73e^{-15\varepsilon_i}$  Ст5 – линию тренда, построенную по результатам механических испытаний прерывистым растяжением с промежуточными закручиваниями образца, в соответствие с методикой [83], вводили при подготовке базы данных в виде табличной функции; коэффициент трения (shear) – равный 0,08; количество конечных элементов – 80000; угловая скорость подвижного захвата 6,28 рад/с, осевая скорость деформирования – 0-5 мм/с; шаг по времени 0,005...0,1 с; количество шагов моделирования – 100-400.

Допущения, принятые при выводе зависимости для расчета поврежденности: приращение пластического разрыхления (уменьшение плотности металла) материальной точки  $\Delta E$  пропорционально приращению показателя Кокрофта-Латама  $\Delta \sigma$ ; приращение поврежденности  $\Delta \psi$  материальной точки на этапе деформирования не зависит от истории изменения напряженного и деформированного состояния точки на предшествующих этапах деформирования – гипотеза линейного суммирования приращений поврежденности, предложенная авторами работы [137].

#### *Вывод зависимости для расчета поврежденности*

В соответствие с работой [137] приращение поврежденности материальной точки определяют по формуле:

$$\Delta \psi = \Delta E / E_{\text{пр}}, \quad (62)$$

где  $E_{\text{пр}}$  – значение предельного пластического разрыхления материальной точки при деформировании.

Приращение  $\Delta \sigma$  показателя Кокрофта-Латама в соответствие с левой частью неравенства (61) равно:

$$\Delta c = \int_{\varepsilon_{i,k}}^{\varepsilon_{i,k+1}} \frac{\sigma_1}{\sigma_i} d\varepsilon_i,$$

а приращение пластического разрыхления металла в материальной точке, в соответствие с первым принятым допущением:

$$\Delta E = b \int_{\varepsilon_{i,k}}^{\varepsilon_{i,k+1}} \frac{\sigma_1}{\sigma_i} d\varepsilon_i, \quad (63)$$

где  $\varepsilon_{i,k}$  – интенсивность деформации, накопленной материальной точкой к началу  $k$ -го этапа деформирования,  $\varepsilon_{i,k+1}$  – интенсивность деформации, накопленной материальной точкой к окончанию  $k$ -го этапа деформирования,  $b$  – коэффициент, значение которого зависит от физико-химической природы металла, термомеханических параметров и характера деформации.

К моменту разрушения материальной точки пластическое разрыхление достигает предельного значения:

$$E_{\text{пр}} = b \left( \frac{\sigma_1}{\sigma_i} \right)_{\text{ср}} \varepsilon_{i,p}, \quad (64)$$

где  $\varepsilon_{i,p}$  – интенсивность деформации, накопленной материальной точкой к моменту разрушения при постоянном отношении  $\sigma_1/\sigma_i$ , равном среднему значению отношения  $(\sigma_1/\sigma_i)_{\text{ср}}$  на  $k$ -ом этапе деформирования.

После подстановки выражений (63) и (64) в (62) получим:

$$\Delta \psi = \int_{\varepsilon_{i,k}}^{\varepsilon_{i,k+1}} \frac{\sigma_1}{\sigma_i} d\varepsilon_i / \left[ \left( \frac{\sigma_1}{\sigma_i} \right)_{\text{ср}} \varepsilon_{i,p} \right]_k. \quad (65)$$

Применяя к формуле (65) второе допущение, получим формулу для поврежденности:

$$\psi = \sum_{k=1}^n \left[ \int_{\varepsilon_{i,k}}^{\varepsilon_{i,k+1}} \frac{\sigma_1}{\sigma_i} d\varepsilon_i / \left[ \left( \frac{\sigma_1}{\sigma_i} \right)_{\text{ср}} \varepsilon_{i,p} \right]_k \right], \quad (66)$$

где  $n$  – количество этапов деформирования частицы.

Следуя работе [137] условие не разрушения металла выразим неравенством:

$$\sum_{k=1}^n \left[ \int_{\varepsilon_{i,k}}^{\varepsilon_{i,k+1}} \frac{\sigma_1}{\sigma_i} d\varepsilon_i / \left[ \left( \frac{\sigma_1}{\sigma_i} \right)_{\text{ср}} \varepsilon_{i,p} \right]_k \right] < 1. \quad (67)$$

На рисунке 2.4 и рисунке 2.5 представлены результаты моделирования механических условий деформации образцов и заготовки, полученные с использованием возможностей постпроцессора программного комплекса *DEFORM 3D* [80].

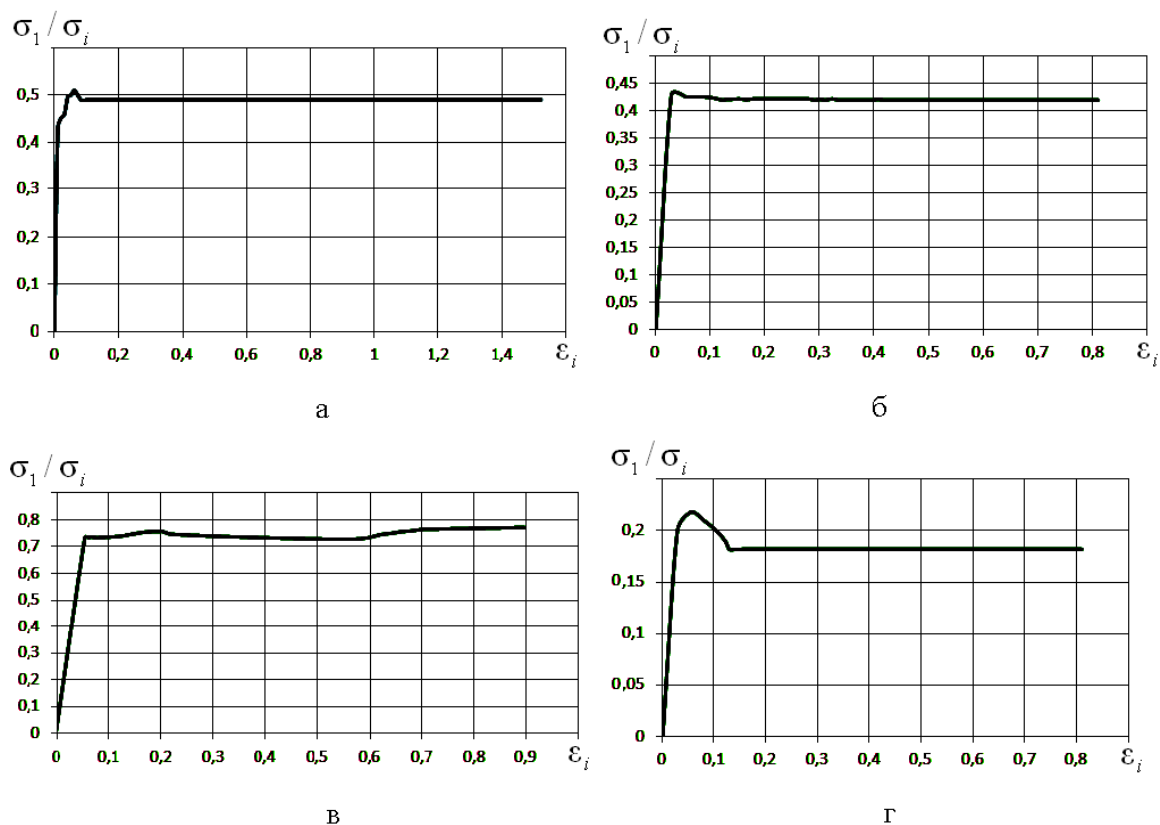


Рисунок 2.4 – Графическая зависимость отношения  $\sigma_1 / \sigma_i$  от интенсивности деформации для материальной точки поверхности образца при деформировании: а – сжатием с кручением трубчатых образцов, со скоростями:  $v = 1$  мм/с;  $\omega = 6,28$  рад/с; б – сжатием с кручением трубчатых образцов, со скоростями:  $v = 2$  мм/с;  $\omega = 6,28$  рад/с; в – растяжением с кручением сплошных образцов, со скоростями:  $v = 4,5$  мм/с;  $\omega = 6,28$  рад/с; г – сжатием с кручением трубчатых образцов в оправке, со скоростями:  $v = 1$  мм/с;  $\omega = 6,28$  рад/с

На рисунке 2.4 представлена графическая зависимость отношения  $\sigma_1 / \sigma_i$

материальной точки поверхности образца от интенсивности деформации, а в таблице 2.1 приведены сводные данные об условиях деформирования образцов.

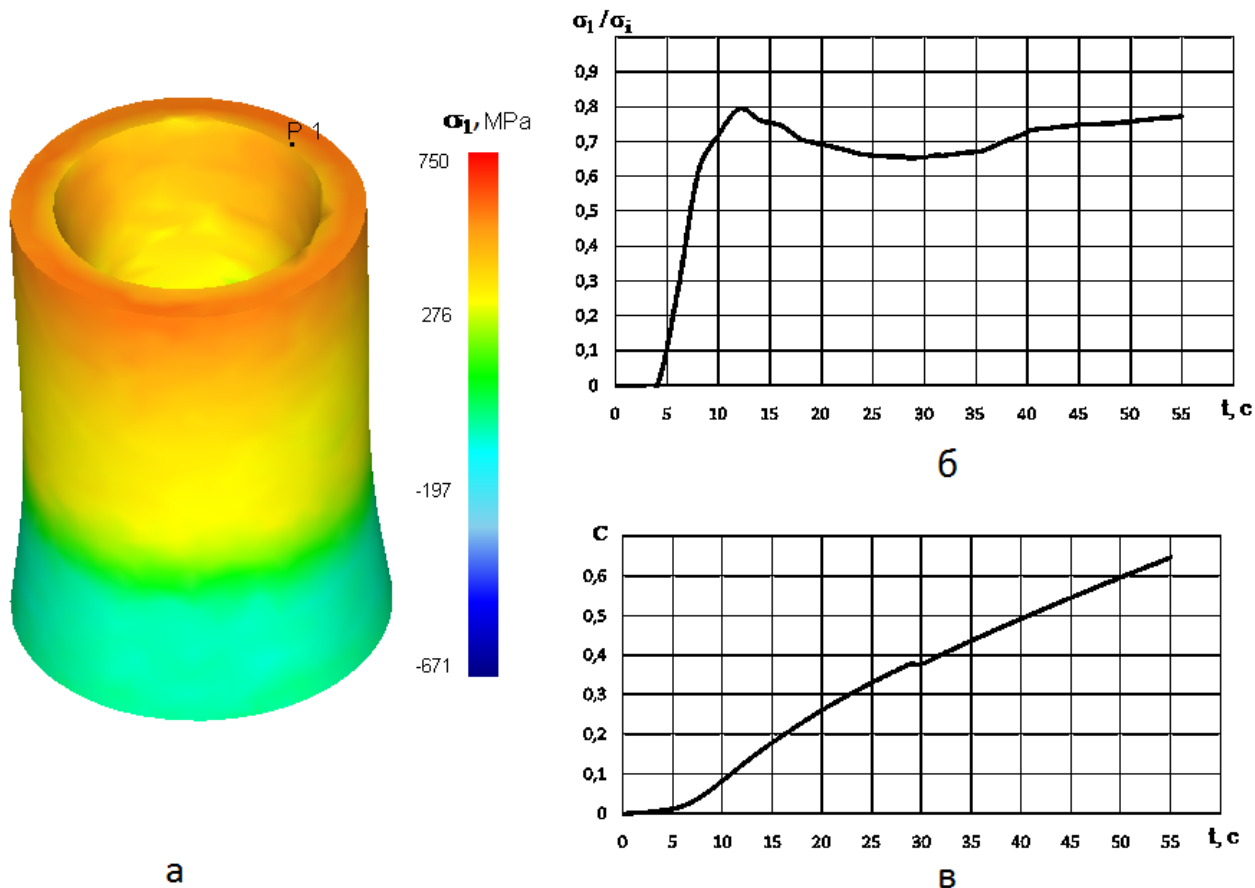


Рисунок 2.5 – Результаты моделирования осадки-раздачи заготовки:

а – распределение максимального, главного нормального напряжения  $\sigma_1$  и положение материальной точки  $P$ , взятой для расчета поврежденности; б – графическая зависимость отношения  $\sigma_1 / \sigma_i$  в материальной точке  $P$  от времени; в – графическая зависимость показателя  $c$  в материальной точке  $P$  от времени

Из рисунка 2.4 и таблицы 2.1 видно, что отношение  $\sigma_1 / \sigma_i$  для материальной точки поверхности образца в каждом испытании является практически постоянным во времени.

Таблица 2.1. – Условия деформирования образцов

$v / \omega$ , мм/рад	$\sigma_1 / \sigma_i$
4, 5/6, 28	0,74727
0/6,28	0,58
-0, 25/6, 28	0,5479
-0, 5/6, 28	0,5247
-0, 75/6, 28	0,5156
-1/6, 28	0,49032
-2/6, 28	0,41917
-0,5/6, 28*	0,18

– деформирование образца сжатием с кручением, \* – образец в оправке.

На рисунке 2.5, б представлена графическая зависимость отношения  $\sigma_1 / \sigma_i$  от времени для материальной точки  $P$  заготовки, соответствующей тестовой задаче (см. рисунок 2.5, а). В этой материальной точке предположительно произойдёт разрушение, т. к. согласно модели разрушения Кокрофта-Латама [36] разрушение происходит в материальных точках от действия только растягивающих напряжений. В указанной материальной точке  $P$  (см. рисунок 2.5, а) в течение всего времени деформирования действуют растягивающие, максимальные, в сравнение с другими материальными точками заготовки, напряжения. Отношение  $\sigma_1 / \sigma_i$  для выбранной материальной точки изменяется за время деформирования от 0 до 0,8 (см. рисунок 2.5, б). Изменение во времени показателя  $s$  для материальной точки  $P$  (см. рисунок 2.5, а) показано на рисунке 2.5, в.

#### *Результаты физического эксперимента и решения тестовой задачи*

В результате экспериментального комбинированного деформирования образцов до разрушения, последующих измерений линейных, угловых

размеров и расчета интенсивности деформации  $\varepsilon_{i,p}$ , соответствующей моменту времени появления трещины на поверхности образца, получили данные представленные в таблице 2.2.

Таблица 2.2 – Результаты испытаний образцов

$v/\omega$ , мм/рад	Наименование испытания	$l_0$ , мм	$l_k$ , мм	$h_0$ , мм	$h_k$ , мм	$d_0$ , мм	$d_k$ , мм	$\alpha$ , рад	$\varepsilon_{i,p}$
1/0	Растяжение	20	24,5			6	5,4	0	0,82
4,5/6,28	Растяжение с кручением	20	23,8			6	5,45	5,83	0,93
0/6,28	Кручение			10	10	6	6	9,42	1,437
-1/6,28	Сжатие с кручением			10	8,5	6	6,4	9,42	1,599
-0,5/6,28	Сжатие с кручением образца в оправке			5	5	6	6	11,06	2,211

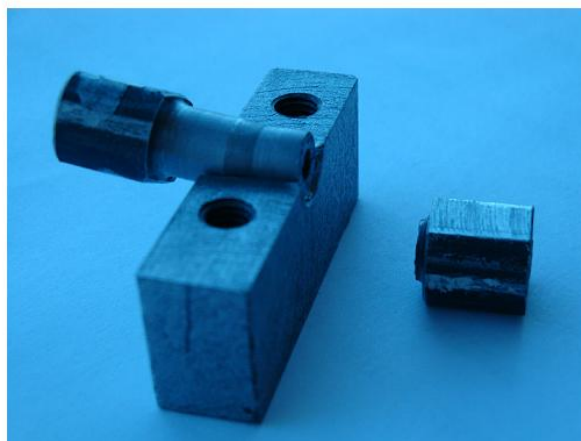
Большинство образцов за исключением образцов в оправке разрушалось с зарождением трещины на поверхности в центральной части (рисунок 2.6, а).

Образцы в оправке разрушались с зарождением трещины на поверхности в месте локализации деформации, находящемся в цилиндрическом участке оправки (см. рисунок 2.6, б). Длина визуально фиксированной трещины составляла 3...4 мм, ориентировка трещины – 84...90 град. к продольной оси закрученного образца.

На рисунке 2.7 приведена графическая зависимость интенсивности деформации  $\varepsilon_{i,p}$ , накопленной материальной точкой к моменту разрушения от отношения  $\sigma_1/\sigma_i$  – логарифмическая линия тренда, построенная с использованием данных таблицы 2.1 и таблицы 2.2.



а



б

Рисунок 2.6 – Образцы, деформированные до разрушения: а – сжатием с кручением трубчатого образца; б – сжатием с кручением трубчатого образца в оправке

График, представленный на рисунке 2.7, хорошо описывается аппроксимирующей зависимостью:

$$\varepsilon_{i,p} = -1,3 \ln\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_i}\right) + 0,82. \quad (68)$$

Зависимость (68) или график (см. рисунок 2.7) позволяют при известном значении отношения  $\sigma_1/\sigma_i$  рассчитывать значение предельного показателя  $c_{пр} = (\sigma_1/\sigma_i)_{ср} \varepsilon_{i,p}$  для Ст5, взятой в состоянии поставки.

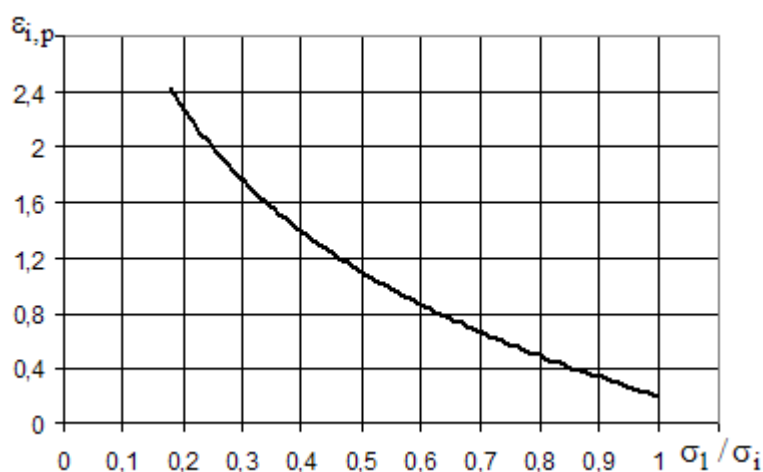


Рисунок 2.7 – Графическая зависимость интенсивности деформации  $\varepsilon_{i,p}$  накопленной материальной точкой к моменту разрушения от отношения  $\sigma_1/\sigma_i$

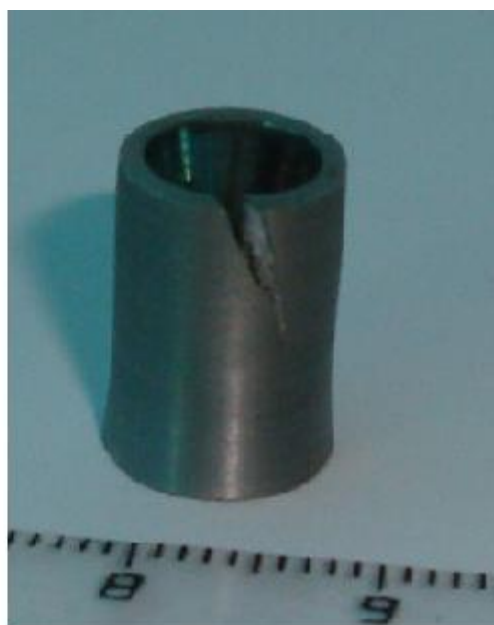


На рисунке 2.8 показана заготовка, соответствующая тестовой задаче, после разрушения.

Эксперимент показал, что первоначальная трещина длиной равной 1,5...2 мм, ориентированная под углом 40–45 град. к продольной оси заготовки появляется, при осадке-раздаче заготовки, в месте соединения ее торцевой свободной и конической контактной поверхностей, при высоте заготовки равной 13,1 мм. Это место заготовки (точка  $P$ ) отличается максимальными значениями растягивающих напряжений в конечный момент осадки-раздачи (см. рисунок 2.5, а).



а



б

Рисунок 2.8 – Заготовка: а – исходная трубчатая в форме усеченного конуса; б – деформированная до разрушения

Расчетное значение поврежденности для точки  $P$  заготовки, по формуле (66), удовлетворяло неравенству  $0,97 \leq \psi \leq 1$ , если при расчетах выполнялись условия

$$n \geq 27 \text{ и } 0,99 \leq \sum_{k=1}^n \left[ \left( \frac{\sigma_1}{\sigma_i} \right)_{\text{cp}} t_3 \right]_k / S \leq 1, \quad (69)$$

где  $S$  – площадь плоской фигуры, ограниченной графиком  $\sigma_1 / \sigma_i(t)$  (см. рисунок 2.5, б), осями абсцисс, ординат и линией параллельной оси ординат, проходящей через точку  $(t_d; 0)$ ,  $n = t_d / t_3$  – количество принятых в расчете этапов деформирования материальной точки,  $t_d$  – время деформирования материальной точки,  $t_3$  – длительность одного этапа деформирования, принятая в расчете исследователем.

Для сравнения оценок поврежденности металла, полученных с использованием различных методик [105], [136] и установления их применимости для прогнозирования разрушения металла при равноканальном угловом прессовании цилиндрической заготовки было проведено исследование поврежденности металла заготовки диаметром 10 мм и длиной 70 мм, из стали 15 [138].

В процессе исследований выполняли компьютерное моделирование процесса углового прессования цилиндрической заготовки с использованием программного комплекса *DEFORM 3D* и физический эксперимент.

При проведении компьютерного моделирования углового прессования заготовки были приняты следующие условия и допущения:

- заготовка – пластичное тело; кривую упрочнения стали  $\sigma_s = 265 + 310 \Lambda^{0,68}$  [139] вводили при подготовке базы данных в виде табличной функции; инструмент (см. рисунок 2.9) – абсолютно жесткое тело (3D модели инструмента были предварительно созданы в «КОМПАС 3D 10V»);

- скорость деформирования – 0,1 мм/с; решали изотермическую задачу; температура заготовки и инструмента – постоянная, равная 20 °С; тепловым эффектом деформации из-за малой скорости деформации пренебрегали;

- коэффициент трения принимали  $f = 0,1$ ; количество конечных элементов – 50000; количество шагов моделирования – 700.

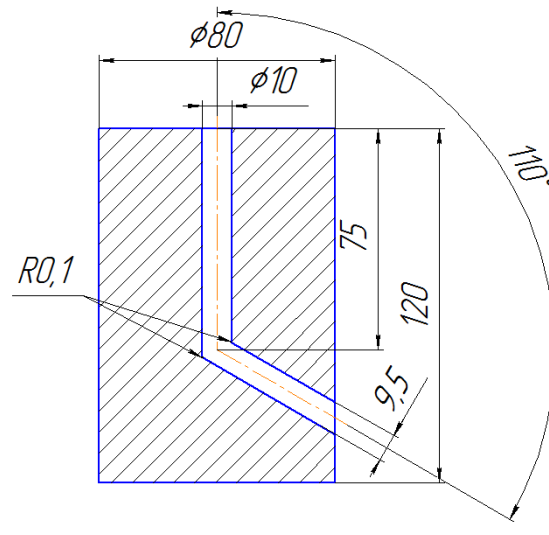


Рисунок 2.9 – Форма и размеры матрицы для углового прессования цилиндрических заготовок

Поврежденность рассчитывали по формуле (66), полученной в работе [136]. Функцию

$$\varepsilon_{i,p} = -1,397 \ln\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_i}\right) + 0,79, \quad (70)$$

определяющую пластичность стали 15, устанавливали экспериментально по методике, приведенной в работе [136].

Траекторию материальной точки, в которой рассчитывали поврежденность, представляли  $r$  этапами деформирования с длительностью каждого этапа деформирования равной  $t_3$ . Количество  $r$  и длительность  $t_3$  этапов деформирования принимали таким, чтобы выполнялось условие (69).

Для сравнения результатов расчета поврежденность металла рассчитывали по формулам (53), (54) из работы [105]. При расчете поврежденности использовали определяющие функции:

$a = a_0^{1+0,511 \cdot \frac{\sigma}{T}}$ , где  $a_0 = 2,585$  - экспериментально установленная для стали 15 функция, приведенная в работе [139]:

$$\Lambda_p = \left( \frac{\Lambda_{p-1} + \Lambda_{p+1}}{2} - \Lambda_{p_0} \right) \mu_\sigma^2 + \frac{\Lambda_{p-1} + \Lambda_{p+1}}{2} \cdot \mu_\sigma + \Lambda_{p_0},$$

где  $\Lambda_{p-1} = 4,71 \cdot \exp(-0,76 \frac{\sigma}{T})$ ,  $\Lambda_{p+1} = 4,5 \cdot \exp(-0,76 \frac{\sigma}{T})$ ,  $\Lambda_{p_0} = 2,69 \cdot \exp(-0,75 \frac{\sigma}{T})$ ,  $\mu_\sigma = 2(\sigma_2 - \sigma_3) / (\sigma_1 - \sigma_3) - 1$  – показатель Лоде,  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  – главные нормальные напряжения.

Количество  $m$  участков монотонной или квазимоноотонной деформации материальной точки, движущейся по траектории в очаге деформации, определяли путем расчета и анализа изменения знака компонент тензора скорости вращения в сопутствующей системе координат, определенной на базисе собственных векторов тензора скорости деформации. Изменение знака хотя бы одной из трех компонент тензора скорости вращения служило основанием считать данную временную точку началом очередного и окончанием предыдущего участков монотонной или квазимоноотонной деформации материальной точки. Частные производные от компонент скоростей движения материальной точки по координатам сопутствующей системы координат, при расчете компонент тензора скорости вращения, вычисляли через конечные разности соответствующих координат и средние значения главных скоростей деформации материальной точки для двух близких ее положений на траектории движения. При этом для каждой рассчитанной ориентации сопутствующей системы координат вращательное движение материальной точки анализировали за время равное длительности  $t_3$  этапа деформирования.

### *Результаты моделирования и расчета поврежденности металла*

Максимальное значение показателя Кокрофта-Латама  $c = \int_0^{\varepsilon_i} \frac{\sigma_1}{\sigma_i} d\varepsilon_i$  –

показателя поврежденности металла, наблюдается в области заготовки,

примыкающей при первом проходе РКУП к внутреннему углу матрицы (см. рисунок 2.10, а).

Поэтому расчет поврежденности металла выполняли для материальной точки выбранной именно из этой области заготовки (см. рисунок 2.10, а).

Показатель поврежденности  $c$  указанной материальной точки заготовки интенсивно увеличивается в интервале времени (31–62) с (см. рисунок 2.11), когда точка находится в зоне сдвига очага деформации (см. рисунок 2.10, б – зона сдвига ограничена углом  $2\alpha$ ) и не изменяется в интервале времени (62–400) с когда точка находится в сужающемся выходном канале матрицы (см. рисунок 2.9) – в зоне растяжения очага деформации.

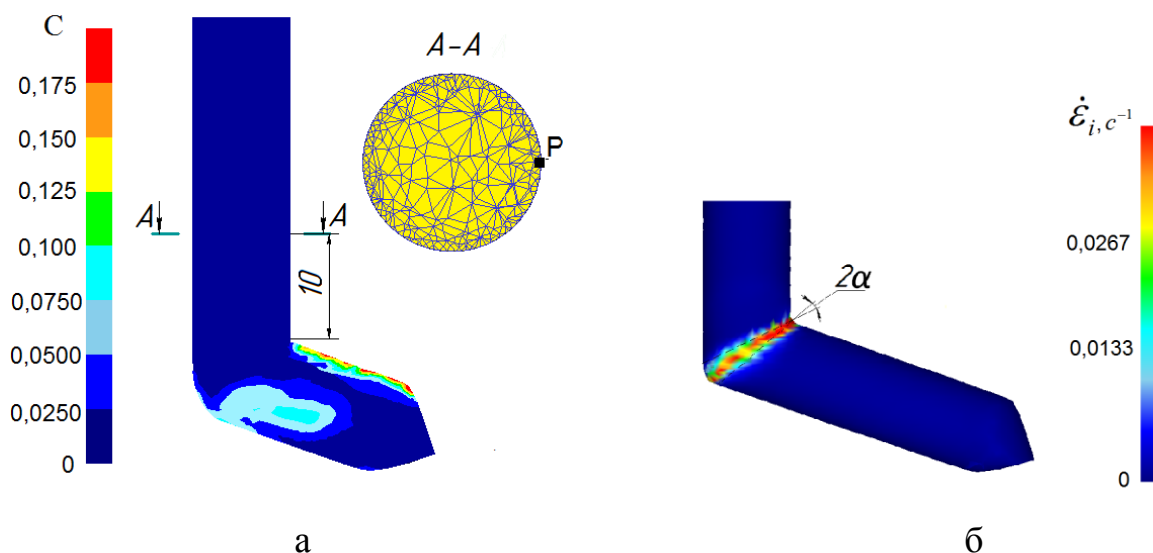


Рисунок 2.10 – Схема положения материальной точки и распределение показателя поврежденности металла и интенсивности скорости деформации в заготовке: а – распределение показателя Кокрофта-Латама  $c$  в продольном сечении деформированной заготовки начальное положение материальной точки; б – распределение интенсивности скорости деформации в продольном сечении заготовки

Интенсивному увеличению показателя поврежденности  $c$  в интервале времени 31–62 с, способствует действие положительного нормального напряжения  $\sigma_1$  (см. рисунок 2.12).

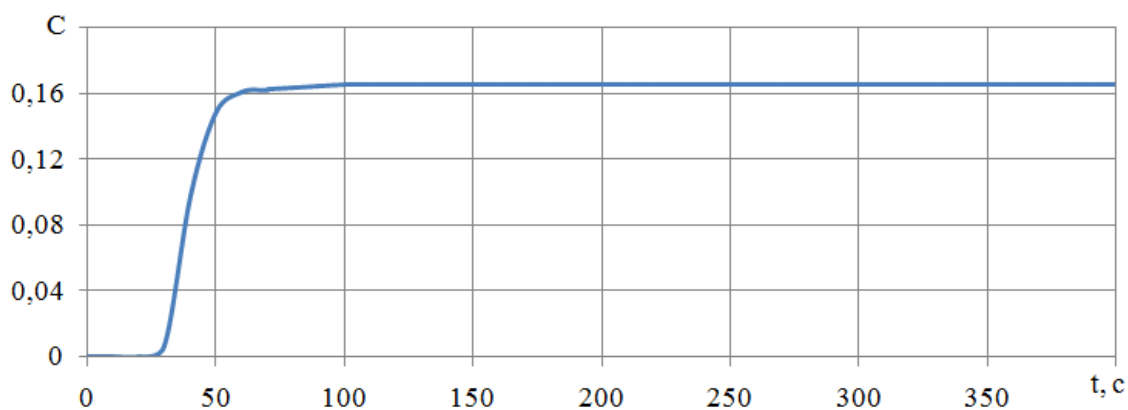


Рисунок 2.11 – Графическая зависимость показателя поврежденности  $C$  материальной точки от времени

Показатель напряженного состояния  $\sigma_1/\sigma_i$  материальной точки заготовки в интервале времени 31–62 с больше 0 (см. рисунок 2.12). Графическая зависимость интенсивности накопленной деформации в материальной точке от времени качественно совпадает с зависимостью показателя поврежденности металла материальной точки от времени (см. рисунок 2.11 и рисунок 2.13). Значительную деформацию  $\varepsilon_i \approx 0,9$  материальная точка получает в зоне сдвига очага деформации и незначительную  $\varepsilon_i \approx 0,05$  – в зоне растяжения очага деформации.

Графические зависимости показателей напряженного состояния  $\sigma_1/\sigma_i$  и  $\sigma/T$  (см. рисунок 2.12, и рисунок 2.14) качественно совпадают.

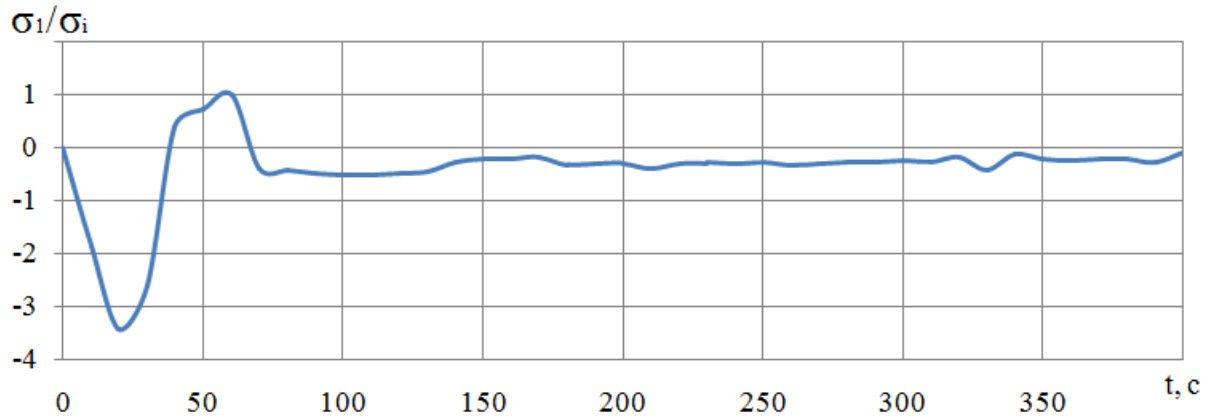


Рисунок 2.12 – Графическая зависимость показателя  $\sigma_1 / \sigma_i$  напряженного состояния материальной точки от времени

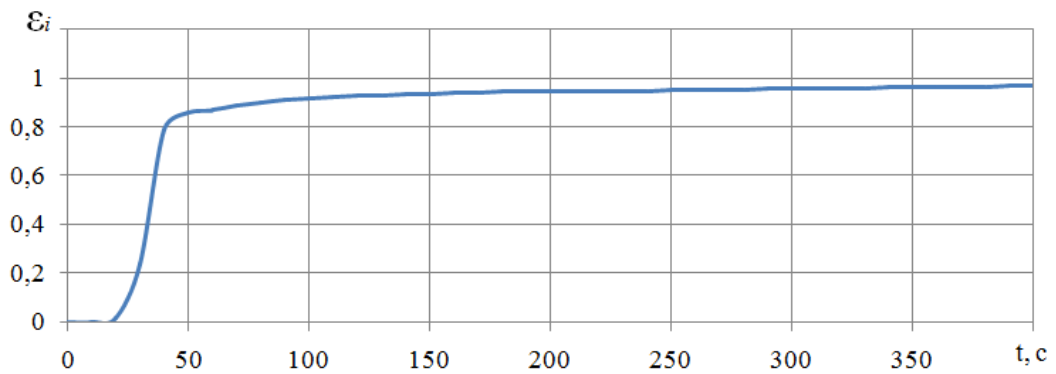


Рисунок 2.13 – Графическая зависимость интенсивности деформации накопленной материальной точкой от времени

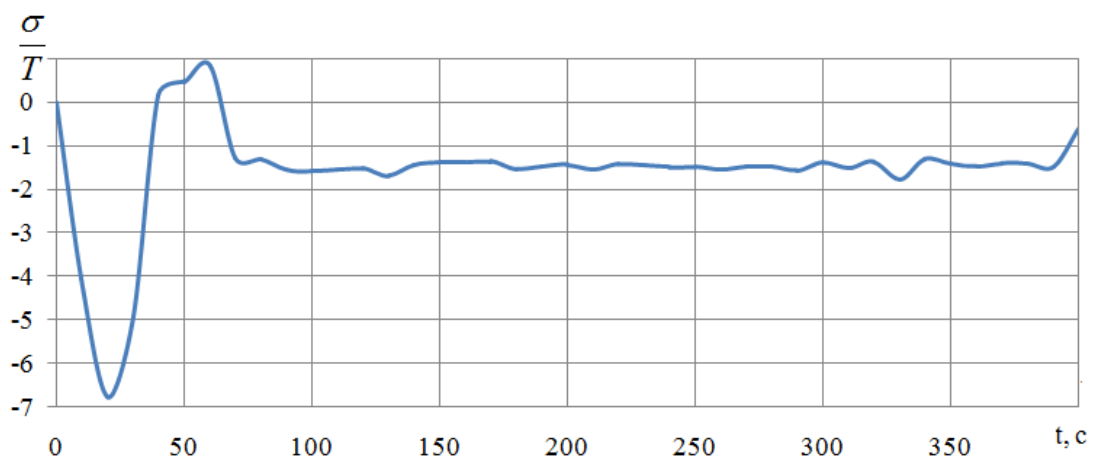


Рисунок 2.14 – Графическая зависимость показателя  $\frac{\sigma}{T}$  напряженного состояния материальной точки от времени

Показатель Лоде напряженного состояния материальной точки в интервале времени 31–62 больше 0 (см. рисунок 2.15).

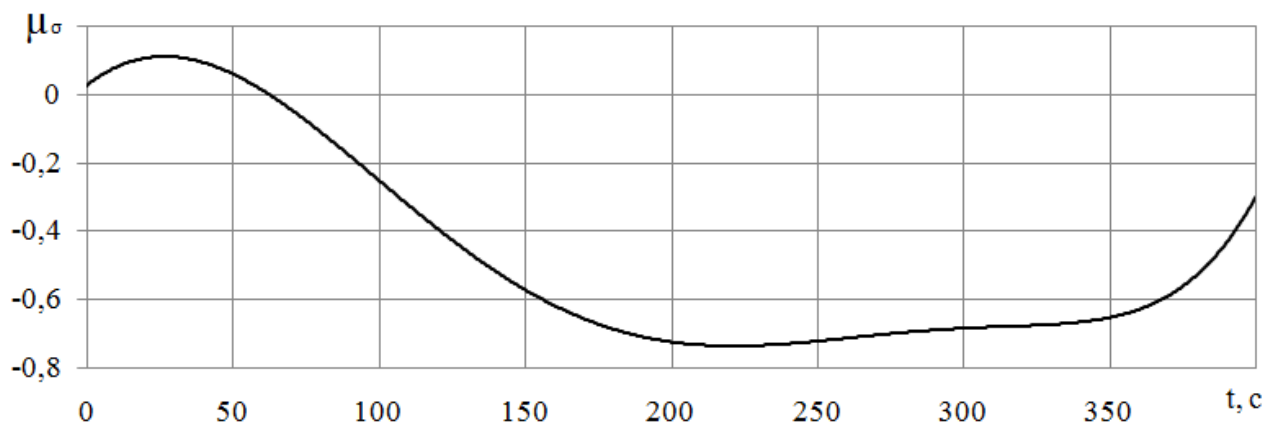


Рисунок 2.15 – Графическая зависимость показателя Лоде напряженного состояния материальной точки от времени

Из рисунка 2.16 видно, что деформирование материальной точки заготовки характеризуется семью участками квазимонотонной деформации.

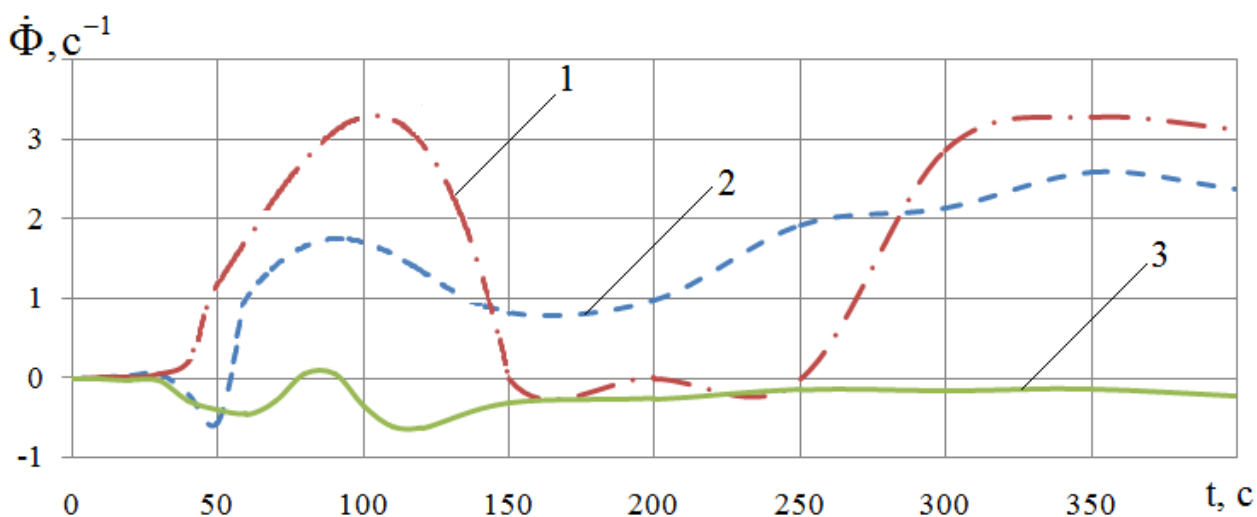


Рисунок 2.16 – Графические зависимости компонент тензора скорости вращения материальной точки от времени: 1 –  $\dot{\Phi}_2$ ; 2 –  $\dot{\Phi}_3$ ; 3 –  $\dot{\Phi}_1$



Время деформирования материальной точки заготовки, при расчете поврежденности металла, представляли 200-ми этапами деформирования с длительностью этапа  $t_3$  равной 2 с. Указанные параметры этапного представления деформирования материальной точки заготовки соответствуют выполнению условия (69). Значение поврежденности металла, рассчитанное по формуле (66), получили равным 0,205, а по формулам (53), (54) – 0,223. Относительное отклонение оценок поврежденности металла, за один проход РКУП в указанной материальной точке заготовке, составило 8,8 %. После трех проходов РКУП, с поворотом заготовки на 90 град вокруг «продольной» оси перед очередным проходом РКУП, расчетные значения поврежденности составили соответственно 0,969 и 0,958. После четырех проходов РКУП, с поворотом заготовки на 90 град вокруг «продольной» оси перед очередным проходом РКУП, расчетные значения поврежденности составили соответственно 1,149 и 1,058. Физический эксперимент показал, что разрушение заготовки при РКУП происходит во время осуществления третьего прохода РКУП (см. рисунок 2.17).



Рисунок 2.17 – Заготовка, полученная после трёх проходов РКУП

2.2. Физическое моделирование разрушения металла в термомеханических условиях деформации, реализующихся в процессах УП, на основе результатов испытаний совместным кручением и сжатием (растяжением), с программным изменением угловой и осевой скоростей деформирования образцов

Предлагаемая экспериментально расчетная методика определения пластичности, прогнозирования разрушения металла реализуется на основе результатов испытаний образцов совместным кручением и сжатием (растяжением) [140–146].

Испытания образцов комбинированным кручением при малых скоростях деформирования, с заданными программами изменения во времени скорости деформации и показателя напряженного состояния образца, позволяют учесть различные истории деформирования материальных точек заготовки подверженной ИПД и изменение структуры металла.

В качестве объектов исследований выбрали: заготовку длиной равной 200 мм и диаметром равным 40 мм; закаленные сплошные и трубчатые образцы, показанные на рисунке 2.3 и изготовленные из сплава Д16, взятого в виде прутков диаметром 50 мм.

Испытания образцов до разрушения проводили в специально изготовленном экспериментальном измерительном комплексе. Экспериментальный измерительный комплекс был изготовлен на основе испытательной машины Инстрон. Модернизация машины Инстрон включала: монтаж двигателя и редуктора для осуществления вращательного движения верхнего захвата; монтаж универсального датчика измерения момента и силы; изготовление и монтаж захватов; монтаж аналогового цифрового преобразователя. Для обработки сигнала датчика измерения момента и силы использовали компьютер с обрабатывающей программой IMADET5.0.

Экспериментальный измерительный комплекс (см. рисунок 2.18) позволяет осуществлять программное, (с изменяемыми во время испытания

осевой и угловой скоростями деформирования) комбинированное кручение образцов:

- растяжение с кручением сплошных образцов (см. рисунок 2.3, б);
- кручение трубчатых образцов с размещенным внутри стальным закаленным стержнем, предотвращающим потерю устойчивости деформирования образца (см. рисунок 2.3, в);
- сжатие с кручением трубчатых образцов с размещенным внутри стальным закаленным стержнем, предотвращающим потерю устойчивости деформирования образца (см. рисунок 2.3, в);
- сжатие с кручением трубчатых образцов в оправке, с размещенным внутри стальным закаленным стержнем, предотвращающим потерю устойчивости деформирования образца (см. рисунок 2.3, г).

Комплекс позволяет изменять во время испытания отношение осевой  $v$  и угловой  $\omega$  скоростей движения захватов.

Для повторяемости экспериментальных результатов в каждом испытании деформировали три образца.



Рисунок 2.18 – Экспериментально-измерительный комплекс для исследования пластичности металла путем совместного кручения и сжатия (растяжения) образцов

Натурный эксперимент – равноканальное угловое прессование заготовки диаметром 40 мм и длиной 200 мм осуществляли на гидравлическом прессе с номинальной силой 2500 кН (250 тс). Пресс был оснащен измерительным комплексом: мессдоза; аналоговый цифровой преобразователь; компьютер с обрабатывающей программой IMADET5.0.

Для построения диаграммы деформирования Д16 снимали диаграммы испытаний образцов на прерывистое растяжение: сила-перемещение, при помощи универсальной испытательной машины У10 с цифровой записью результатов. Тарировка машины однотонным и десятитонным динамометрами показала относительную погрешность 1–2 %. Скорость деформирования образцов 1,3 мм/мин.

Испытания на прерывистое растяжение с промежуточными закручиваниями проводили на специально изготовленных трубчатых образцах с лысками на головках [83]. Лыски на головках образцов необходимы были для закручивания образцов вокруг продольной оси. Образцы деформировали до достижения ими при каждом растяжении относительного удлинения 2...4% и напряжения не меньшего начального напряжения течения  $\sigma_{02}$  металла. Между каждыми двумя, прерывистыми растяжениями осуществляли закручивание образца на угол 90 град, с предварительным размещением в отверстии образца, для исключения искажения его формы, стального закаленного стержня. Для измерения угла закручивания использовали инструментальный микроскоп – БМИ-1. Общее равномерное относительное удлинение образца после всех прерывистых растяжений не превышало 22 % , а общая средняя по перечному сечению интенсивность деформации, за счет удлинения и закручивания образца между каждыми двумя прерывистыми растяжениями, достигала значения 1,9.

В процессе исследований использовали компьютерное моделирование пластического деформирования образцов в испытаниях и заготовки при РКУП (см. рисунок 2.19), с использованием программного комплекса *DEFORM 3D* [80].

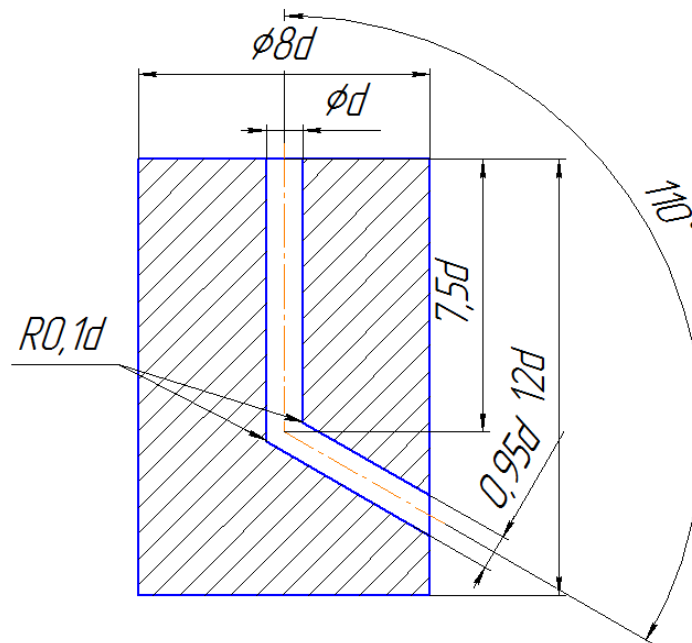


Рисунок 2.19 – Схема матрицы для РКУП цилиндрической заготовки

При проведении компьютерного моделирования пластического деформирования образцов в испытаниях и заготовки при РКУП были приняты следующие условия и допущения:

- инструмент для РКУП и захваты при кручении – абсолютно жесткие тела (3D модели инструмента были предварительно созданы в «КОМПАС 3D 8V»);
- температура – постоянная, равная 20 °С;
- тепловым эффектом деформации из-за малой скорости деформации пренебрегали;
- заготовка с исходным диаметром  $d = 40$  мм и длиной  $5d$ , и образцы (см. рисунок 2.3) – пластичные тела; диаграмму деформирования Д16, построенную по результатам механических испытаний образцов, в соответствие с методикой [83], вводили при подготовке базы данных в виде табличной функции;
- коэффициент трения (shear) – равный 0,08;
- количество конечных элементов – 30000...80000;

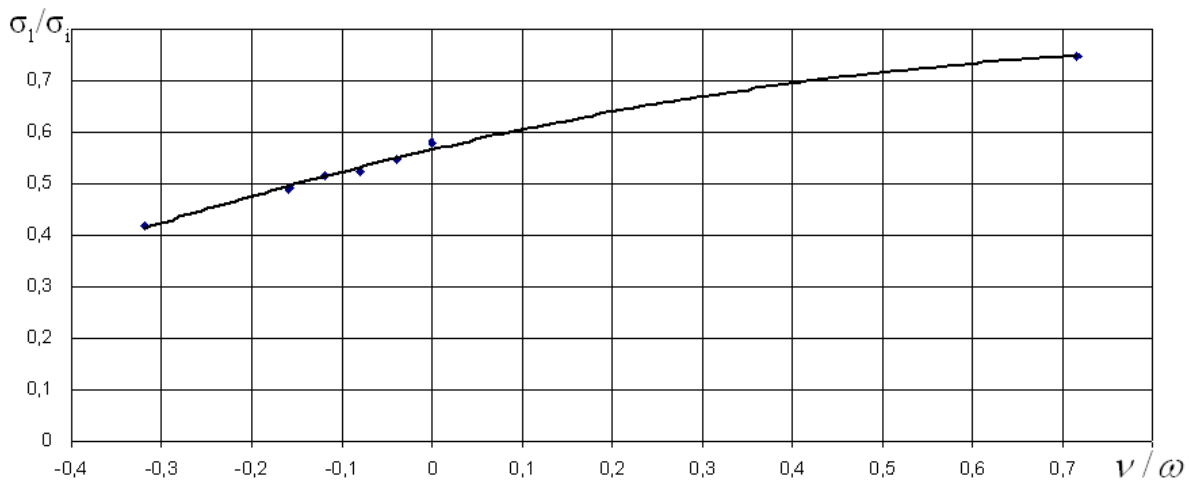
- угловая скорость подвижного захвата 6,28 рад/с, осевая скорость захвата – 0...5 мм/с, скорость деформирования при РКУП 0,1...10 мм/с;
- шаг по времени 0,01...0,1 с;
- количество шагов моделирования – 100...400.

### Результаты моделирования

На рисунке 2.20, рисунке 2.21 и рисунке 2.22 представлены результаты моделирования механических условий деформации образцов и заготовки при РКУП, полученные с использованием возможностей постпроцессора программного комплекса *DEFORM 3D*.

На рисунке 2.20, а, приведена графическая зависимость показателя напряженного состояния  $\sigma_1/\sigma_i$  точки поверхности образца, при растяжении-кручении и сжатии-кручении без оправки, от отношения скоростей  $v/\omega$ .

На рисунке 2.20, б, приведена графическая зависимость показателя напряженного состояния  $\sigma_1/\sigma_i$  точки поверхности образца, при сжатии-кручении с оправкой, от отношения скоростей  $v/\omega$ . С уменьшением отношения скоростей  $v/\omega$  показатель напряженного состояния уменьшается – происходит смягчение напряженного состояния материальной точки поверхности образца.



а

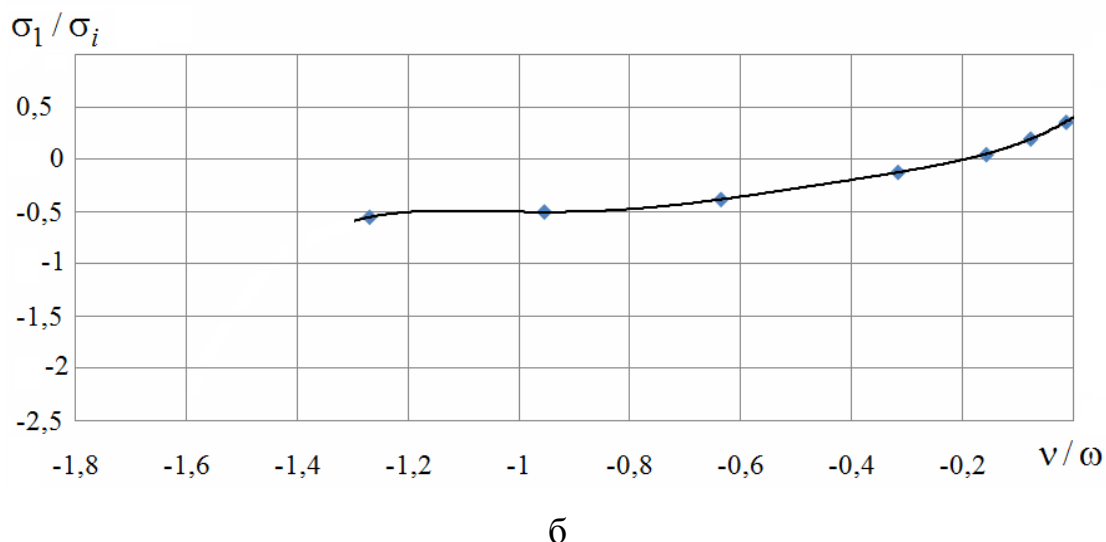


Рисунок 2.20 – Графическая зависимость показателя напряженного состояния материальной точки поверхности образца, при комбинированном кручении, от отношения скоростей подвижного захвата: а – при комбинированном кручении без оправки; б – при сжатии-кручении с оправкой

Влияние отношения скоростей подвижного захвата при комбинированном кручении на показатель напряженного состояния материальной точки поверхности образца, представленное на рисунке 2.20, хорошо описывается аппроксимирующими зависимостями:

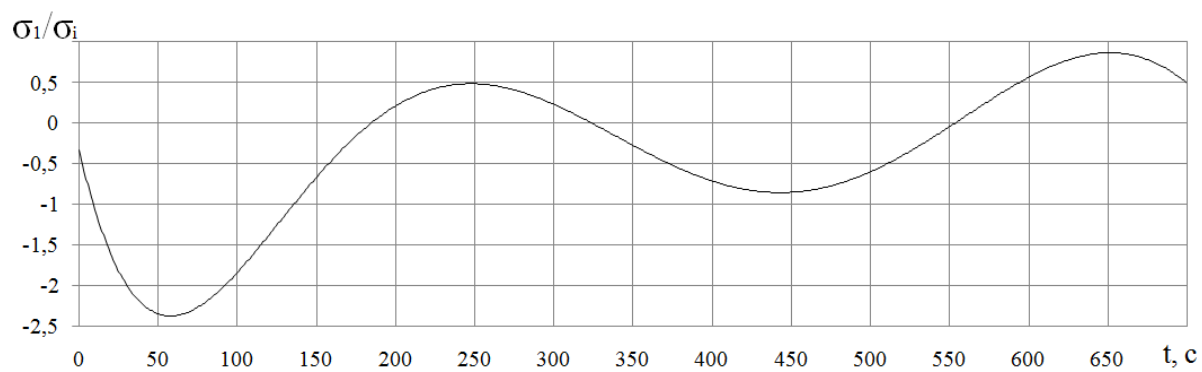
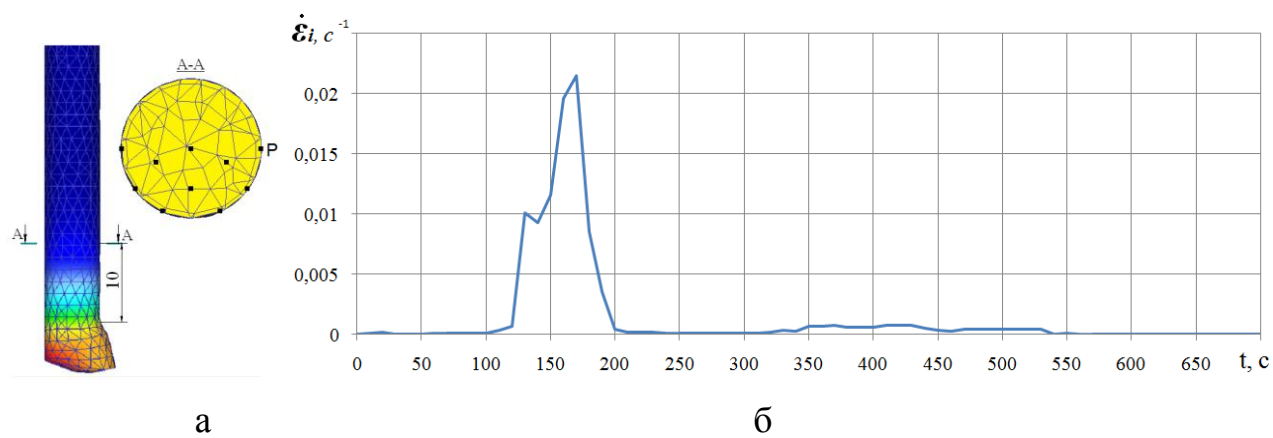
$$\frac{\sigma_1}{\sigma_i} = -0,2184 \left( \frac{v}{\omega} \right)^2 + 0,4086 \left( \frac{v}{\omega} \right) + 0,5671, \quad (71)$$

с величиной достоверности  $R^2 = 0,995$  для образца без оправки;

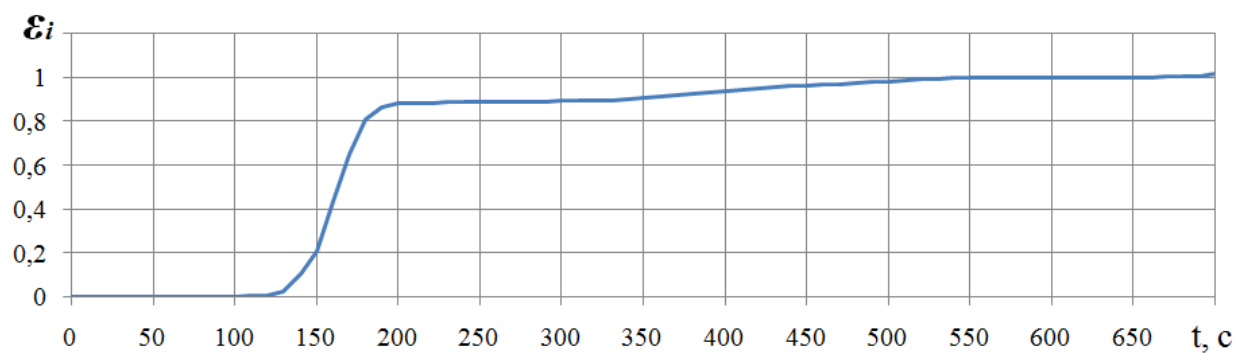
$$\frac{\sigma_1}{\sigma_i} = 4,208 \left( \frac{v}{\omega} \right)^5 + 13,66 \left( \frac{v}{\omega} \right)^4 + 16,13 \left( \frac{v}{\omega} \right)^3 + 9,099 \left( \frac{v}{\omega} \right)^2 + 3,327 \left( \frac{v}{\omega} \right) + 0,409, \quad (72)$$

с величиной достоверности  $R^2 = 0,998$  для образца с оправкой.

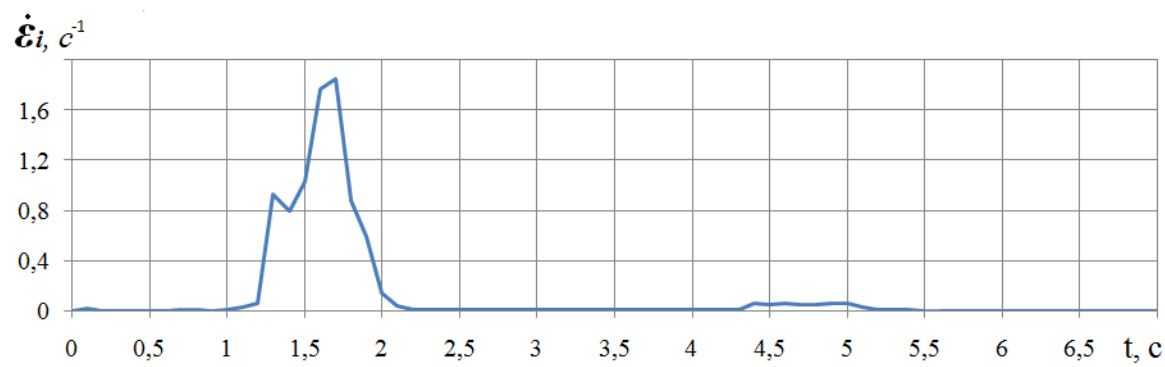
На рисунке 2.21 представлены механические условия деформации материальной точки заготовки при РКУП, полученные моделированием.



Б



Г



Д



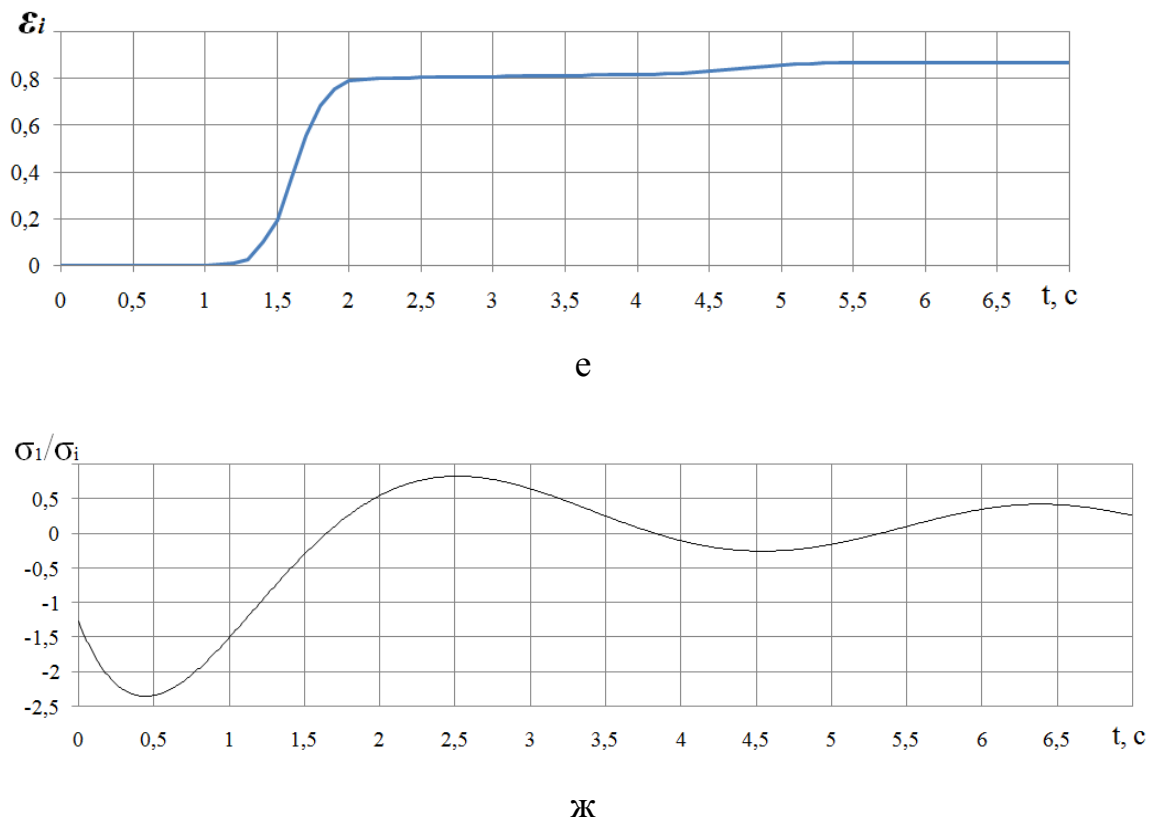


Рисунок 2.21 – Графические зависимости характеристик механических условий деформации материальной точки заготовки, при РКУП со скоростью деформирования 0,1 мм/с (б, в, г) и 10 мм/с (д, е, ж) от времени: а – начальное положение материальной точки в заготовке; б, д – зависимости интенсивности скорости деформации от времени; г, е – зависимости интенсивности деформации от времени; в, ж – зависимости показателя напряженного состояния от времени

Механические условия, приведенные на рисунке 2.21, соответствуют т. Р (см. рисунок 2.21, а). Точка Р была выбрана из всех точек, показанных на рисунке 2.21, а, для анализа механических условий деформации из-за наибольшего значения в этой точке показателя поврежденности – показателя Кокрофта-Латама ( $\int_0^{\varepsilon_i} \frac{\sigma_1}{\sigma_i} d\varepsilon$ ), рассчитанного с использованием программного комплекса DEFORM 3D. Отношение  $\sigma_1/\sigma_i$  для выбранной материальной точки изменяется за время деформирования от -2,2 до 0,75 (см. рисунок 2.21, г).

Наибольшее значение интенсивности скорости деформаций  $0,022 \text{ с}^{-1}$  наблюдается в указанной материальной точке, в момент времени равный 170 с (см. рисунок 2.21, б), когда точка находится в зоне сдвига очага пластической деформации. В зоне растяжения очага пластической деформации, при  $t \geq 195$  с, интенсивность скорости деформаций не превышает  $0,001 \text{ с}^{-1}$  (см. рисунок 2.21, б). Материальная точка Р заготовки находится в очаге пластической деформации начиная с момента времени 100 с до момента времени 700 с (см. рисунок 2.21, б, рисунок 2.21, в). Показатель  $\sigma_1 / \sigma_i$  напряженного состояния материальной точки в интервале времени 170–363 с (см. рисунок 2.21, г) больше 0. В течение этого интервала времени точка Р находится, как показало моделирование, на свободной поверхности заготовки. Увеличение показателя  $\sigma_1 / \sigma_i$  напряженного состояния материальной точки в интервалах времени 540–700 с предположительно обусловлено уменьшением влияния сил трения на напряженное состояние материальной точки с ее приближением к концу выходного, сужающего участка матрицы.

При скорости деформирования 10 мм/с (см. рисунок 2.21, д, рисунок 2.21, е, рисунок 2.21, ж) отношение  $\sigma_1 / \sigma_i$  для выбранной материальной точки изменяется за время деформирования от -2,3 до 0,75, наибольшее значение интенсивности скорости деформаций  $1,84 \text{ с}^{-1}$  наблюдается в указанной материальной точке в момент времени равный 1,7 с (см. рисунок 2.21, г). Пластическая деформация в точке Р осуществляется в интервале времени 1–5,1 с (см. рисунок 2.21, д, рисунок 2.21, е).

#### *Расчет скоростей подвижного захвата для комбинированного кручения образцов*

Осевую и угловую скорости подвижного захвата при комбинированном кручении образца определяли путем совместного решения (71) или (72) с уравнением:

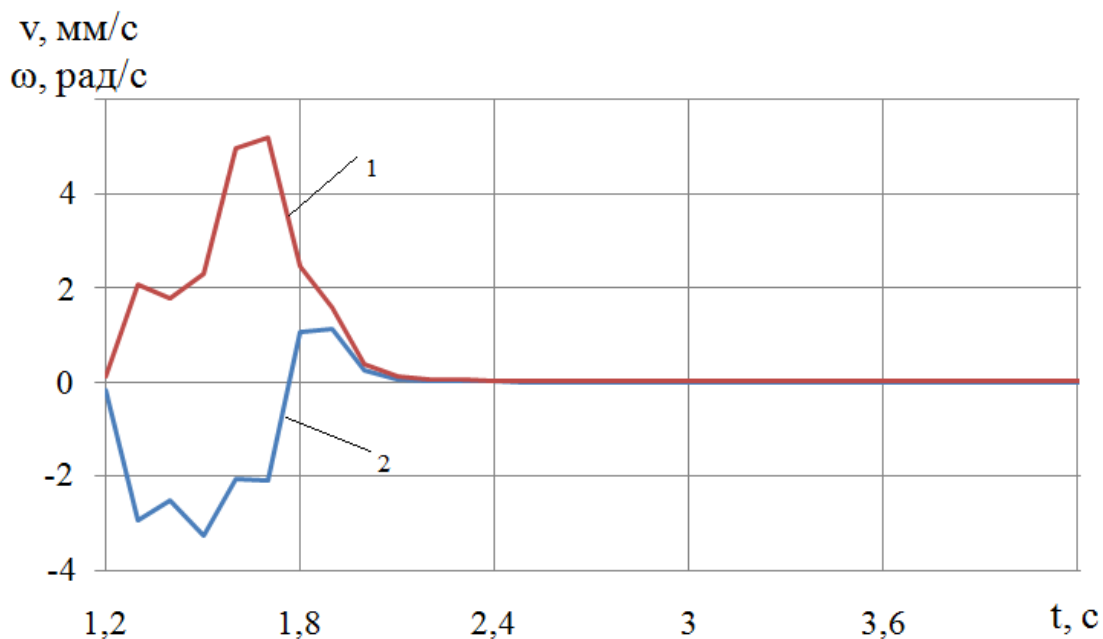
$$\varepsilon_i = \frac{1}{l} \sqrt{v^2 + \frac{r^2 \omega^2}{3}}, \quad (73)$$

где  $r = 0,5d$ .

По соответствующим графикам рисунка 2.21 определяли, для каждого момента времени, значения интенсивности скорости деформации и показателя напряженного состояния. Затем эти значения подставляли в левые части (71), (73), при выполнении неравенства  $\sigma_1 / \sigma_i \geq 0,42$  или (72), (73), при выполнении неравенства  $\sigma_1 / \sigma_i < 0,42$  и совместно решали относительно скоростей  $v$ ,  $\omega$ .

При совместном решении (72) и (73) - когда образец в оправке, в уравнении (73) принимали  $v=0$ , а уравнение (72) решали относительно  $v$ .

На рисунке 2.22 представлены графические зависимости осевой и угловой скоростей движения подвижного захвата при комбинированном кручении образца от времени, полученные расчетом.



а

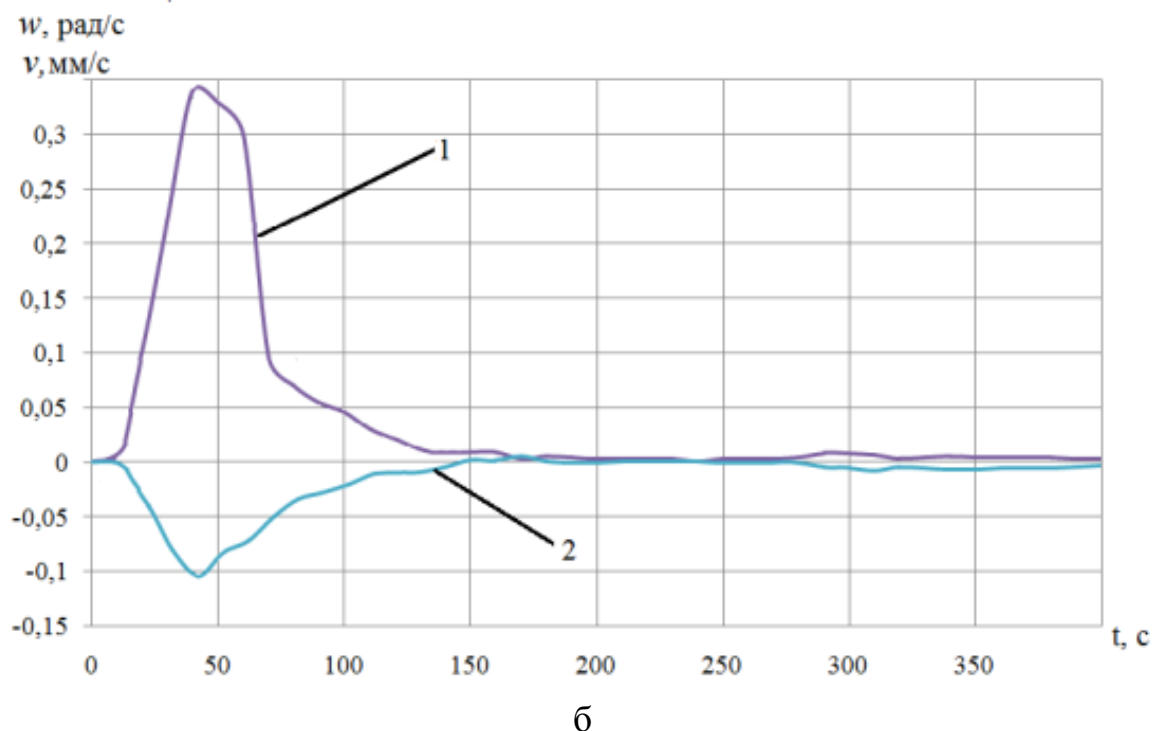


Рисунок 2.22 – Графические зависимости угловой (1) и осевой (2) скоростей движения подвижного захвата при комбинированном кручении образца от времени при физическом моделировании механических условий деформации материальной точки заготовки при РКУП со скоростью деформирования: а – 10 мм/с; б – 0,1 мм/с

Комбинированное кручение образцов со скоростями подвижного захвата, изменяющимися согласно графикам на рисунке 2.22, позволит воспроизвести во времени механические условия деформации материальной точки Р (см. рисунок 2.21) заготовки при РКУП со скоростью деформирования 10 мм/с (см. рисунок 2.22, а) и 0,1 мм/с (см. рисунок 2.22, б). Если в физическом эксперименте – комбинированном кручении произойдет разрушение образца, зародившееся в точке поверхности его рабочей части, при накопленной деформации  $\varepsilon_{i,p}$ , то и в материальной точке Р заготовки при РКУП следует ожидать разрушения металла в момент времени, соответствующий условию:

$$\int_0^t \dot{\varepsilon}_i d\tau = \varepsilon_{i,p}. \quad (74)$$

Условие (74), формально идентично условию, приведенному в работе [27], отличается тем, что предельную деформацию  $\varepsilon_{i,p}$  предлагается определять комбинированным кручением до разрушения, с заданными программами изменения во времени скорости деформации и показателя напряженного состояния.

2. 3. Разработка методики исследования пластичности металла в термомеханических условиях деформации, реализующихся в процессах УП, на основе результатов испытаний совместным кручением и сжатием (растяжением) образцов

В качестве объектов исследований использовали: образцы, показанные на рисунке 2.23, изготовленные из стали 10, взятой в виде прутков диаметром 18 мм в состоянии поставки.

Испытания образцов до разрушения проводили в специально изготовленном экспериментально измерительном комплексе (см. рисунок 2.18), предназначенном для исследования пластичности металла на основе результатов деформирования образцов кручением совместным с растяжением (сжатием).

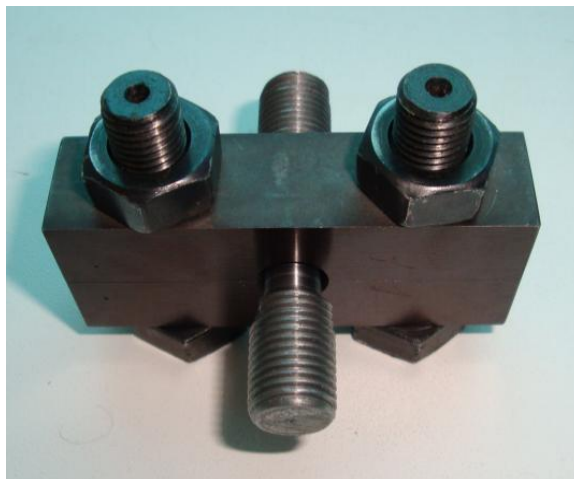
Для повторяемости экспериментальных результатов в каждом испытании деформировали три образца.



а



б



В

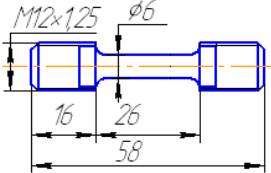
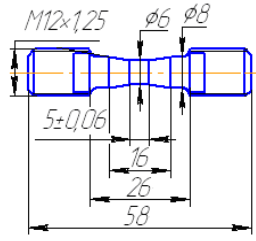
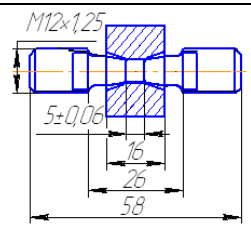
Рисунок 2.23 – Исходные образцы (а) для кручения совместного с растяжением, (б) для кручения совместного со сжатием, (в) для кручения совместного со сжатием в оправке

Комплекс изготовлен на базе модернизированной испытательной машины Инстрон.

Модернизация включала: монтаж двигателя и редуктора для осуществления вращательного движения верхнего захвата; монтаж универсального датчика измерения момента и силы, угла закручивания образца; изготовление и монтаж захватов; монтаж аналогового цифрового преобразователя сигнала; монтаж электронного регулятора осевой и угловой скоростей движения захватов. Комплекс снабжен нагревательным устройством и компьютером с управляющей программой для обработки сигналов датчиков измерения момента, силы, угла и регулирования скоростей движения захватов.

Комплекс позволяет деформировать образцы по механическим режимам, приведенным в таблице 2.3. Нагревательное устройство в совокупности с комплексом позволяет проводить исследование пластичности металла при температурах до 650 °С.

Таблица 2.3 – Механические режимы деформирования образцов

№	Форма и размеры образца	Вид испытания образца	$\nu_d / \omega_d$ , $\frac{\text{мм} \times \text{мин}^{-1}}{\text{об} \times \text{мин}^{-1}}$	$\left( \frac{\sigma_1}{\sigma_i} \right)_{\text{ср}}$	$\left( \frac{\sqrt{3} \cdot \sigma_0}{\sigma_i} \right)_{\text{ср}}$	$\varepsilon_i$
1		Кручение совместное с растяжением	0,5/1,5	0,59	0,05	3,83
			2/1,5	0,63	0,29	3,38
			10/1,5	0,82	0,32	3,13
			20/1,5	0,93	0,49	2,65
2		Кручение совместное со сжатием	-2/0,15	0,13	-0,46	1,88
			-20/1,5	0,14	-0,46	1,81
			-7/1,5	0,38	-0,21	2,41
3		Кручение совместное со сжатием в оправке	-0,5/1,5	0,41	-0,24	2,93
			-2/1,5	0,06	-0,83	3,34

Интенсивность деформации  $\varepsilon_{i,p}$  (меру пластичности) накопленной металлом на поверхности рабочей части образца рассчитывали по формулам:

для растяжения с кручением и для кручения

$$\varepsilon_{i,p} = \ln(l_k / l_0) + \ln \left( 1 + \lambda^2 / 2 + \lambda \cdot \sqrt{1 + \lambda^2 / 4} \right) / \sqrt{3},$$

где  $\lambda = \alpha * \bar{d} / (2 \cdot \bar{l})$ , в соответствии с формулой Надаи;  $\bar{d}$ ,  $\bar{l}$  – средние значения наружного диаметра и длины рабочей части образца,  $l_0$  – начальная длина рабочей части образца,  $l_k$  – конечная длина рабочей части образца;  $\alpha$  – угол закручивания образца, в радианах;

для сжатия с кручением трубчатых образцов

$$\varepsilon_{i,p} = \ln(h_0 / h_k) + \ln \left( 1 + \lambda^2 / 2 + \lambda \cdot \sqrt{1 + \lambda^2 / 4} \right) / \sqrt{3},$$

где  $\lambda = \alpha \cdot \bar{d} / (2 \cdot \bar{h})$ ;  $\bar{h}$  – среднее значение высоты рабочей части образца,  $h_0$  – начальная высота рабочей части образца,  $h_k$  – конечная высота рабочей части образца.

Для исследования напряженно-деформированного состояния образцов выполняли компьютерное моделирование пластического деформирования образцов в программном комплексе *DEFORM 3*.

При проведении компьютерного моделирования были приняты следующие условия и допущения:

- захваты – абсолютно жесткие тела (3D модели захватов были предварительно созданы в «КОМПАС 3D V12»);
- температура – постоянная, равная 20 °С; тепловым эффектом деформации из-за малой скорости деформации пренебрегали;
- стальные образцы – пластичные тела; кривую упрочнения стали 10, соответствующую комнатной температуре – линию тренда, построенную по результатам механических испытаний прерывистым растяжением с промежуточными закручиванием образца, в соответствии с методикой [83], вводили при подготовке базы данных в виде табличной функции;
- коэффициент трения по закону Зибеля принимали равным 0,12;
- плотность равномерной сетки конечных элементов составляла  $32 \text{ мм}^{-3}$ ;
- угловая скорость подвижного захвата, осевая скорость деформирования приведены в таблице 2.3.

#### *Результаты моделирования напряженно-деформированного состояния образцов кручением совместным с растяжением (сжатием)*

Расчету средних значений показателей напряженного состояния (см. таблицу 2.3) образца (точек поверхности рабочей части образца) за время испытания предшествовала настройка конечно-элементной модели пластического деформирования образца.



Для настройки сравнивали графические зависимости силовых параметров (силы от времени и момента от времени) деформирования образца полученных при моделировании и в эксперименте.

Относительная разность ординат точек указанных графических зависимостей, как видно по графикам 1 и 4 на рисунке 2.24, рисунке 2.25, не превышала 10%, при плотности сетки конечных элементов не менее  $32 \text{ мм}^{-3}$ .

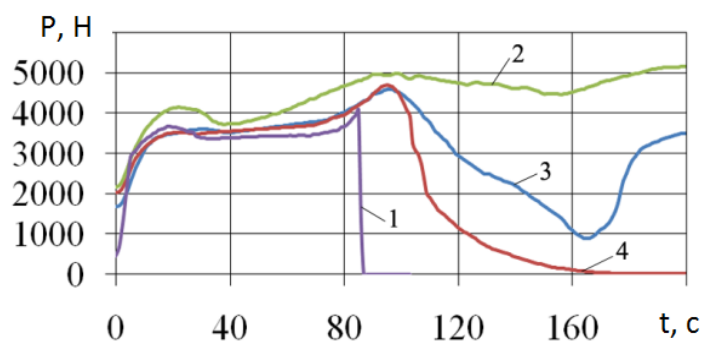


Рисунок 2.24 – Графические зависимости силы деформирования от времени при растяжении – кручении образца со скоростями  $\omega = 1.5$  об/мин,  $\nu = 2$  мм/мин, полученные: 1 – экспериментально; 2 – моделированием с плотностью сетки  $11 \text{ мм}^{-3}$ ; 3 – моделированием с плотностью сетки  $21 \text{ мм}^{-3}$ ; 4 – моделированием с плотностью сетки  $32 \text{ мм}^{-3}$

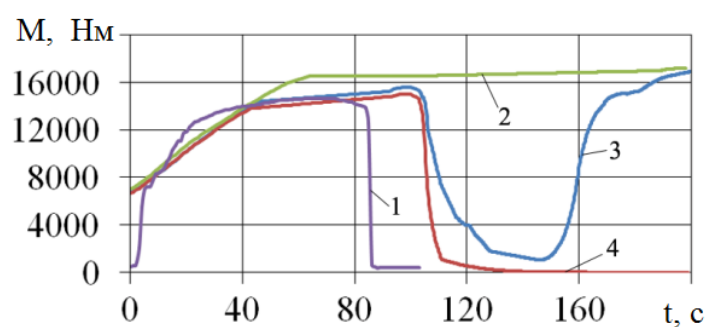


Рисунок 2.25 – Графические зависимости момента от времени при растяжении – кручении образца со скоростями  $\omega = 1.5$  об/мин,  $\nu = 2$  мм/мин, полученные: 1 – экспериментально; 2 – моделированием с плотностью сетки  $11 \text{ мм}^{-3}$ ; 3 – моделированием с плотностью сетки  $21 \text{ мм}^{-3}$ ; 4 – моделированием с плотностью сетки  $32 \text{ мм}^{-3}$

Образец разрушался в эксперименте, при указанном отношении скоростей деформирования, примерно через 80 с, на начальной стадии образования шейки (см. рисунок 2.24, рисунок 2.25, графики 1). При моделировании сила и момент, примерно через 100 с деформирования, достигали максимальных значений и затем монотонно уменьшались – графики 4 (см. рисунок 2.24, рисунок 2.25), что соответствовало непрерывному уменьшению поперечного сечения шейки образца. Силовые параметры растяжения – кручения образца, полученные моделированием при грубой сетке (см. кривые 2, кривые 3, рисунок 2.24, рисунок 2.25), не соответствовали экспериментальным данным.

На рисунке 2.26 приведены графические зависимости показателей напряженного состояния точек поверхности образцов (рабочей части образца) от деформации, накапливаемой при комбинированном кручении с различными по величине скоростями (осевой и угловой) деформирования, но при одинаковом отношении скоростей.

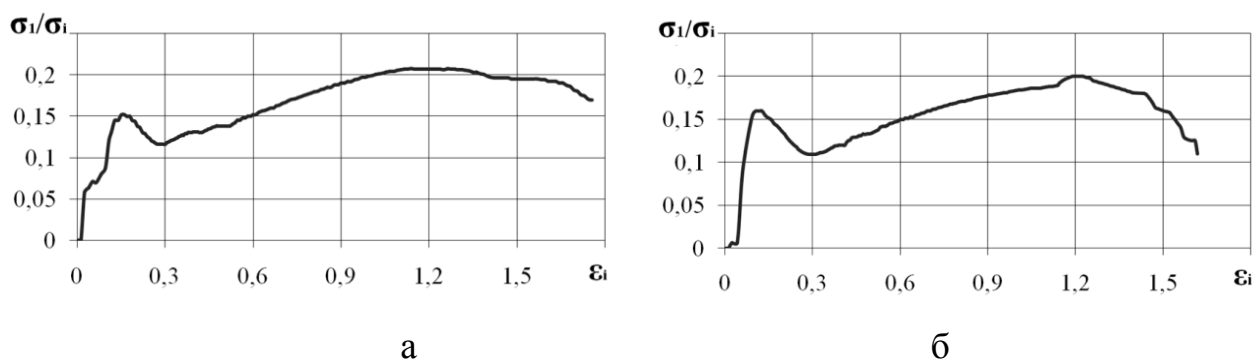


Рисунок 2.26 – Графические зависимости показателей напряженного состояния точек поверхности образцов (рабочей части образца) от деформации:

а - при отношении скоростей  $-2\text{мм мин}^{-1}/0,15\text{ об мин}^{-1}$ ; б - при отношении скоростей  $-20\text{мм мин}^{-1}/1,5\text{ об мин}^{-1}$

Видно, что показатели напряженного состояния образцов с увеличением деформации при деформировании с различными по величине скоростями деформации, изменяются качественно и количественно одинаковым образом.

Из рисунка 2.27 видно, что отношение осевой и угловой скоростей деформирования существенно влияет на показатели напряженного состояния поверхностных точек рабочей части образцов. Увеличение отношения скоростей обуславливает увеличение показателей напряженного состояния образцов.

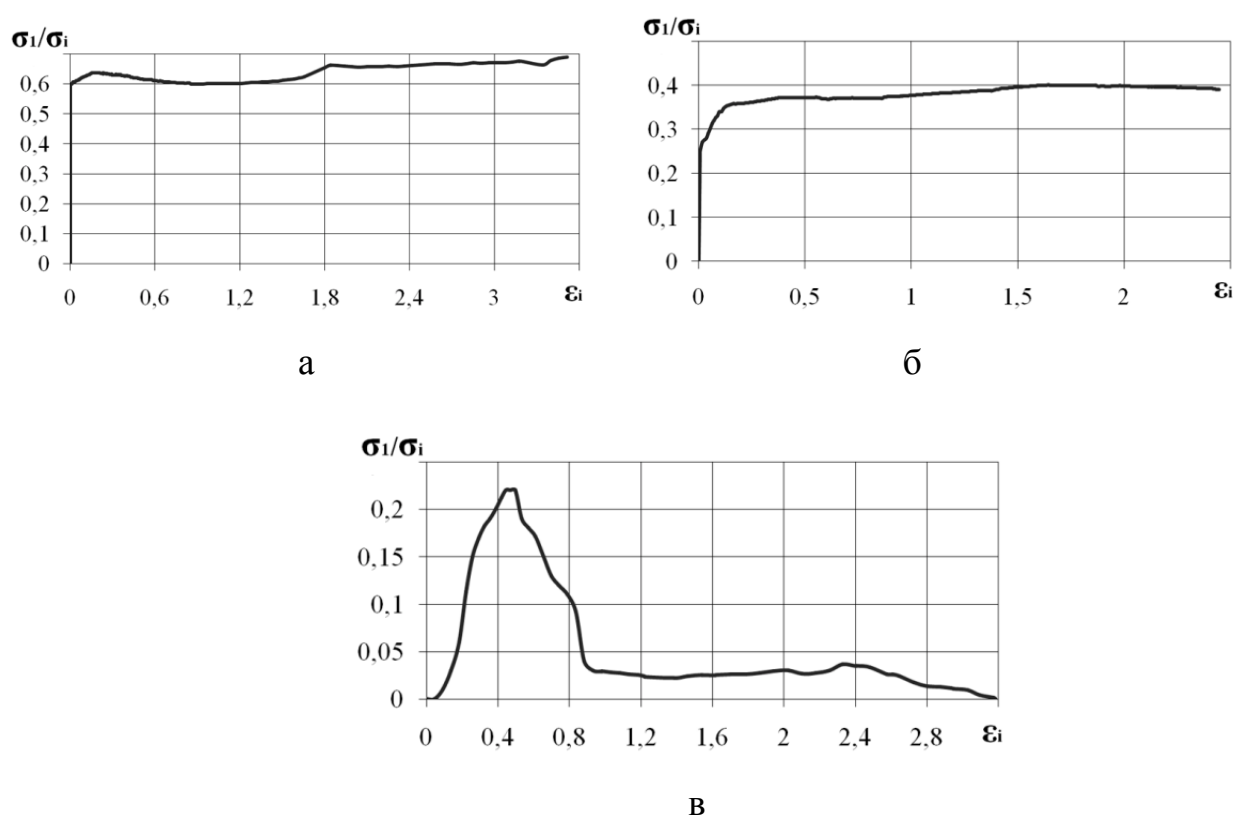


Рисунок 2.27 – Графические зависимости показателей напряженного состояния точек поверхности образцов (рабочей части образца) от деформации:

а - при отношении скоростей  $2\text{ мм мин}^{-1}/1,5\text{ об мин}^{-1}$ ; б - при отношении скоростей  $-2\text{ мм мин}^{-1}/1,5\text{ об мин}^{-1}$ ; в - при отношении скоростей  $-2\text{ мм мин}^{-1}/1,5\text{ об мин}^{-1}$  и наличии оправки

Локальный максимум на графике, представленном на рисунке 2.27, в, соответствует выборке зазора между образцом и оправкой на начальной стадии деформирования образца.

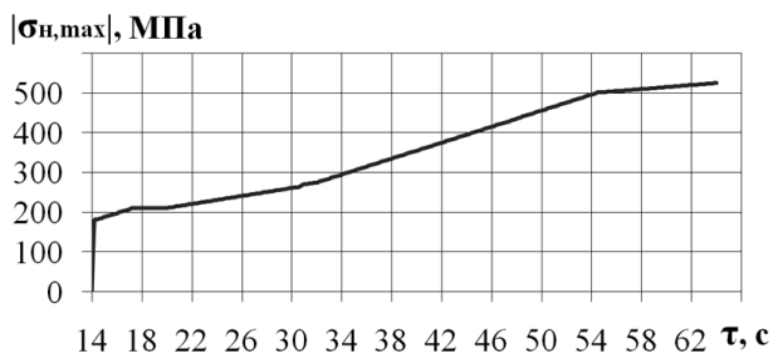
Осреднение значений показателей напряженного состояния (см. таблицу 2.3) образца (точек поверхности рабочей части образца) за время испытания выполняли по известным формулам:

$$\left( \frac{\sigma_1}{\sigma_i} \right)_{cp} = \frac{1}{\varepsilon_i} \int_0^{\varepsilon_i} \frac{\sigma_1}{\sigma_i} d\varepsilon, \quad \left( \frac{\sqrt{3}\sigma_0}{\sigma_i} \right)_{cp} = \frac{\sqrt{3}}{\varepsilon_i} \int_0^{\varepsilon_i} \frac{\sigma_0}{\sigma_i} d\varepsilon,$$

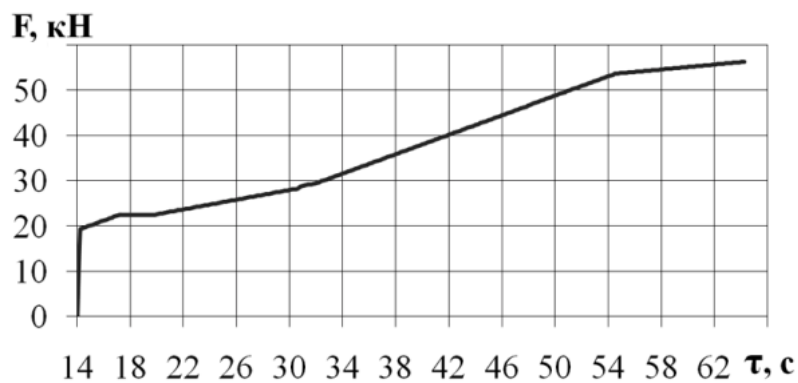
где  $\sigma_1$  – главное нормальное напряжение,  $\sigma_i$  – интенсивность напряжений,  $\varepsilon_i$  – интенсивность деформаций,  $\sigma_0$  – среднее напряжение. Осредненные значения показателей напряженного состояния, соответствующие различным механическим режимам деформирования образцов и полученные по результатам моделирования приведены в таблице 2.3.

Из таблицы 2.3 видно, что изменение отношения скоростей от 20/1,5 до -2/1,5 в испытаниях образцов кручением совместным с растяжением (сжатием), при отсутствии и наличии оправки позволяет изменять напряженное состояние образцов – показатель  $\left( \frac{\sigma_1}{\sigma_i} \right)_{cp}$  точек поверхности рабочей части образца изменяется от 0,93 до 0,06, показатель  $\left( \frac{\sqrt{3}\sigma_0}{\sigma_i} \right)_{cp}$  изменяется от -0,83 до 0,05.

На рисунке 2.28, а, приведена графическая зависимость контактного нормального напряжения (абсолютной величины максимального контактного нормального) на поверхности оправки от времени, а на рисунке 2.28, б графическая зависимость силы действия образца на одну половину оправки.



а



б

Рисунок 2.28 – Графические зависимости (а) контактного нормального напряжения (абсолютной величины максимального контактного нормального напряжения) на поверхности оправки от времени, (б) силы действия образца на одну половину оправки от времени

Эта сила при кручении-сжатии образца в оправке способствует раскрытию стыка между половинами оправки. Для исключения раскрытия стыка сила затяжки каждого из двух болтовых соединений (см. рисунок 2.23, в) должна составлять не менее одной второй от максимальной силы (см. рисунок 2.28, б).

Обеспечить необходимую силу затяжки возможно путем применения динамометрического ключа, настроенного на момент после предварительного расчета момента затяжки по необходимой силе затяжки болтового соединения, определяемой с использованием графика приведенного на рисунке 2.28, б.

*Результаты экспериментального деформирования образцов и методика определения пластичности металла в зависимости от показателя напряженного состояния  $\sigma_1 / \sigma_i$*

В результате экспериментального комбинированного деформирования образцов до разрушения, последующих измерений линейных, угловых размеров и расчета интенсивности деформации  $\varepsilon_{i,p}$ , соответствующей

моменту времени появления трещины на поверхности образца, получили данные о пластичности стали 10 при различном напряженном состоянии представленные в таблице 2.4.

Таблица 2.4 – Результаты испытаний образцов

$\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_i}\right)_{cp} = \frac{1}{\varepsilon_i} \int_0^{\varepsilon_i} \frac{\sigma_1}{\sigma_i} d\varepsilon$	$\varepsilon_{i,p}$
0,59	1,63
0,63	1,55
0,82	1,21
0,93	1,06
0,13	3,53
0,15	3,35
0,41	2,09
0,058	4,55

Большинство образцов за исключением образцов в оправке разрушалось с зарождением трещины на поверхности в центральной части. Образцы в оправке разрушались с зарождением трещины на поверхности в месте локализации деформации, находящемся в цилиндрическом участке оправки. Длина визуально фиксированной трещины составляла 3...4 мм, ориентировка трещины – 84...90 град. к продольной оси закрученного образца.

Данные о пластичности стали 10, приведенные в таблице 2.4, хорошо аппроксимируются зависимостью:  $\varepsilon_{i,p} = -1,26 \ln \left( \frac{\sigma_1}{\sigma_i} \right) + 0,968$ .

Аналогичные исследования были выполнены для широко применяемых в производстве крепежа марок сталей для ХОШ в условиях ОАО «БелЗАН». Данные о пластичности этих сталей приведены в таблице 2.5.

Таблица 2.5 – Аппроксимирующие зависимости пластичности металла от показателя напряженного состояния

Марка материала	Зависимости
20Г2Р	$\varepsilon_{i,p} = -1,17 \ln\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_i}\right) + 0,868$
30Г1Р	$\varepsilon_{i,p} = -1,68 \ln\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_i}\right) + 0,635$
Ст10	$\varepsilon_{i,p} = -1,26 \ln\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_i}\right) + 0,968$
15ХГНМ	$\varepsilon_{i,p} = -0,23 \ln\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_i}\right) + 0,756$
Ст5	$\varepsilon_{i,p} = -1,06 \ln\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_i}\right) + 0,646$
12Г1Р	$\varepsilon_{i,p} = -1,56 \ln\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_i}\right) + 0,542$
38ХГНМ	$\varepsilon_{i,p} = -0,63 \ln\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_i}\right) + 0,624$
40ХН2МА	$\varepsilon_{i,p} = -1,59 \ln\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_i}\right) + 0,514$
41Х1	$\varepsilon_{i,p} = -1,8 \ln\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_i}\right) + 0,565$
Ст20	$\varepsilon_{i,p} = -1,09 \ln\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_i}\right) + 0,558$

Результаты исследований позволили разработать методику исследования пластичности металла, при деформации по схеме близкой к сдвигу на основе результатов испытаний образцов кручением совместным с растяжением (сжатием), включающую следующие этапы.

1. Проведение экспериментов с использованием экспериментального измерительного комплекса - кручение совместное со сжатием (растяжением) образцов при различном отношении осевой  $\nu_o$  и угловой  $\omega_o$  скоростей деформирования (см. таблицу 2.3) и определение накопленной к разрушению образца деформации  $\varepsilon_{i,p}$ .

Для определения деформации  $\varepsilon_{i,p}$  необходимо после эксперимента, при

$\frac{v_\partial}{\omega_\partial} = const$  измерить: угол закручивания образца до разрушения или вычислить

по формуле:  $\alpha = \omega_\partial t_\partial$  ( $t_\partial$  - время деформирования образца до разрушения); диаметры ( $d_n$ ,  $d_k$ ) и длины рабочей части ( $l_n$ ,  $l_k$ ) образца, до и после разрушения; применить соответствующие формулы, приведенные выше, для расчета деформации накопленной к разрушению.

2. Обработка результатов экспериментального определения накопленной к разрушению образцов деформации  $\varepsilon_{i,p}$  и результатов моделирования напряженного состояния образцов (см. таблицу 2.3) при испытании с применением известных средств Microsoft Excel для получения функциональной зависимости  $\varepsilon_{i,p} \left( \frac{\sigma_1}{\sigma_i} \right)$ .

## Выводы по главе 2

1. На основе модели Кокрофта-Латама получена формула (66) поврежденности металла и разработана уточненная модель (67) разрушения, позволяющая для повышения точности расчета поврежденности металла в процессах многопроходного УП учитывать изменение напряженного состояния заготовки.

2. Экспериментально показана работоспособность разработанной модели на примере расчета:

поврежденности металла при осадке-раздаче трубчатой заготовки из Ст5 в форме усеченного конуса, высотой равной 15 мм, с диаметрами оснований равными 10 мм и 6 мм и с диаметром сквозного отверстия – 2 мм, заготовка разрушалась в эксперименте и при моделировании при высоте 13,1мм и уровне накопленной деформации  $\varepsilon \leq 1$ ;

поврежденности металла при высоком уровне накопленной деформации ( $\varepsilon \approx 3$ ) в процессе четырехпроходного РКУП цилиндрической заготовки из стали 15



диаметром 10 мм и длиной 70 мм, заготовка разрушалась в эксперименте и при моделировании в третьем проходе РКУП.

3. Разработана методика прогнозирования разрушения металла в процессах УП, позволяющая учитывать изменение напряженного состояния материальной точки заготовки. Показано, что расчетная, по полученной формуле (67), поврежденность с приемлемой, для практического использования, точностью позволяет прогнозировать разрушение металла при холодной пластической деформации и изменяющемся напряженном состоянии материальной точки. При этом траекторию материальной точки, в которой рассчитывается поврежденность, представляют  $n$  этапами деформирования с длительностью  $t_3$  каждого этапа деформирования таким образом, чтобы удовлетворялось

$$\text{условие: } 0,99 \leq \sum_{k=1}^n \left[ \left( \frac{\sigma_1}{\sigma_i} \right)_{cp} t_3 \right]_k / S \leq 1.$$

4. Установлено влияние отношения осевой и угловой скоростей деформирования образца, при испытании совместным кручением-сжатием (растяжением), на показатели его напряженного состояния. Уменьшение отношения осевой и угловой скоростей деформирования образца приводит к уменьшению показателей  $k_1 = \sigma / T$  и  $\sigma_1 / \sigma_i$  напряженного состояния образца.

На основе полученного количественного описания (71), (72) влияния отношения осевой и угловой скоростей деформирования образца при испытании совместным кручением-сжатием (растяжением) на показатель напряженного состояния  $\sigma_1 / \sigma_i$  разработана методика определения пластичности металла в зависимости от показателя напряженного состояния

$\varepsilon_{i,p} \left( \frac{\sigma_1}{\sigma_i} \right)$ , базирующаяся на результатах испытаний образцов кручением совместным с растяжением (сжатием) образцов.

5. Выполнена оценка поврежденности металла по модели А. А. Богатова, которая удовлетворительно прогнозирует разрушение металла при РКУП цилиндрической заготовки из стали 15 диаметром 10 мм и длиной 70 мм, но для

её применения требуется сравнительно большой объём вычислений и экспериментальных данных о пластичности металла.

6. Оценки поврежденности металла при РКУП цилиндрической заготовки диаметром 10 мм и длиной 70 мм из стали 15, полученные с использованием модели А. А. Богатова и уточненной модели Кокрофта-Латама, хорошо согласуются между собой. Относительное отклонение оценок поврежденности металла не превышает 10%.

7. Разработан и изготовлен экспериментально-измерительный комплекс для исследования пластичности металла в термомеханических условиях деформации, реализующихся в процессах РКУП, путем совместного кручения и сжатия (растяжения), с программным изменением угловой и осевой скоростей деформирования образцов.

8. Предложена методика деформирования образцов комбинированным кручением при малых скоростях деформирования, с заданными программами изменения во времени скорости деформации и показателя напряженного состояния, которая позволяет при исследовании пластичности металла учесть различные истории деформирования материальных точек заготовки подверженной УП и изменение структуры металла.

### **Глава 3. Исследование влияния поперечного размера заготовки на термомеханические условия деформации сплава ВТ-6, стали 10 в процессах равноканального углового прессования**

Многие исследователи отмечают, что с увеличением поперечного сечения обрабатываемой заготовки в процессе УП не удастся получить УМЗ структуру такой же дисперсности как при относительно малом поперечном сечении заготовки. Обусловлено это предположительно неблагоприятными термомеханическими условиями деформации металла, реализующимися в процессе УП заготовок с увеличенным поперечным сечением. Для разработки обоснованных рекомендаций по проектированию технологий УП, обеспечивающих получение УМЗ структуры в заготовках с увеличенным поперечным сечением, такой же дисперсности как при относительно малом поперечном сечении заготовки, необходимо выполнение соответствующих исследований по двум направлениям.

В первую очередь, это исследования направленные на установление влияния режима предварительной и последующей за УП термообработки заготовки, температуры деформации и механических условий деформации (скорости деформации, показателей напряженного состояния заготовки) на дисперсность структуры металла, формируемой при УП.

Для некоторых металлов и сплавов такие исследования частично выполнены и их результаты опубликованы в литературе. Как правило, авторы представляют в опубликованных работах результаты влияния термообработки заготовки, температуры деформации на дисперсность структуры металла, формируемой при УП. Реже в публикациях освещается влияние скорости деформации и совсем редко влияние показателей напряженного состояния заготовки на формируемую структуру металла.

Во вторую очередь, необходимо выполнение исследований по выявлению влияния поперечного размера заготовки, сужения выходного канала

инструмента, скорости деформирования на сами термомеханические условия деформации металла, реализующиеся при УП.

Количественное описание закономерностей, которые могут быть получены при выполнении указанных исследований, представляется необходимым научным основанием разработки обоснованных рекомендаций по проектированию технологий УП.

Однако указанные исследования, ни для одного способа УП, металла или сплава подвергаемого УП, на системном уровне не проводились.

В предыдущей главе было показано влияние истории изменения показателя напряженного состояния  $\sigma_1 / \sigma_i$  в области разрушения заготовки при РКУП на поврежденность металла.

Данная глава посвящена исследованию влияния поперечного размера заготовки, сужения выходного канала при РКУП, на температурное поле, показатели напряженного состояния заготовки, реализующиеся при РКУП. А также разработке рекомендаций по определению, с учетом величины поперечного сечения заготовки, сужения выходного канала, температурного, скоростного режимов процесса УП, обеспечивающих необходимые термомеханические условия деформации металла (эти условия предварительно определяются для конкретного металла, сплава по результатам первоочередных исследований указанных выше).

*Современные представления о влиянии поперечного размера заготовки на термомеханические условия деформации металла в процессах УП и учете этого влияния при определении температурного, скоростного режима интенсивной пластической деформации для получения ультрамелкозернистых заготовок из сплава ВТ-6*

Влияние масштабного фактора связано: с ролью поверхности заготовки при интенсивной пластической деформации и механизмами деформации [23]; со значительным градиентом скорости деформации по очагу деформации; с

деформационным разогревом металла и неравномерным распределением температуры в объеме заготовки.

Роль поверхности заготовки при интенсивной пластической деформации показана в работах [147–150]. Авторы приняли гипотезу, утверждающую, что приращение кривизны поверхности заготовки (формы очага пластической деформации) и кривизны кристаллической решетки при большой холодной пластической деформации, осуществляемой дислокационным скольжением, одинаковы и получили формулу для оценки среднего поперечного размера полос и фрагментов-блоков

$$d_f = \frac{\theta_c}{2k_o \int_0^\varepsilon \{\{\exp[0,5\varepsilon \exp(-3\varepsilon / 2)]\} - 1\} d\varepsilon}, \quad (75)$$

где  $\theta_c$  – средняя угловая разориентировка фрагментов  $k_o = A_o / V$  – исходная кривизна поверхности заготовки (поверхности очага деформации),

$A_o$  – исходная площадь поверхности заготовки (площадь поверхности очага деформации),  $V$  – объем заготовки (объем очага деформации).

В соответствии с формулой (75) интенсивное уменьшение размера фрагментов происходит в интервале деформаций от 0 до 3–4, далее при данной исходной кривизне поверхности заготовки уменьшение размера фрагментов прекращается.

Влияние масштабного фактора связанное с ролью поверхности заготовки (поверхности очага деформации), по мнению авторов, сводится к следующему. Поверхность является стоком дислокаций и мезодефектов, что приводит к снижению внутренних напряжений. Одновременно поверхность является источником дефектов и, в частности, дислокаций. Без дислокаций и активного дислокационного (кристаллографического) механизма деформации, образование новых скоплений дислокаций, следовательно, прохождение этапов измельчения структуры невозможно. В отличие от решеточных источников поверхностные источники испускают дислокации при меньших напряжениях и

активизируются под воздействием больших контактных напряжений со стороны инструмента.

Измельчение зерен прекращается тогда, когда в очаге деформации возникает достаточное множество границ для перемещения по ним таких мезодефектов, как ансамбли зернограницных дислокаций. При наличии развитой сетки границ сдвиг по ним происходит путем кооперативного зернограницного проскальзывания, активности которого способствует дефицит решеточных дислокаций из-за высоких напряжений, необходимых для их генерации в мелких зернах. Поэтому когда деформирование происходит без редукации поперечного сечения материала, как, например, при РКУП, то зерна, достигнув определенного размера, перестанут измельчаться. При этом, чем меньше поперечное сечение образца и, следовательно, очаг деформации, тем мельче формируются зерна, поскольку возрастает отношение площади поверхности очага к его объему, соответственно, возрастает вклад поверхностных источников дислокаций и роль кристаллографического механизма деформации в измельчении структуры.

Анализ формулы (75) показывает, что прогнозирование, в соответствии с этой формулой, прекращения измельчения фрагментов при достижении деформацией значений 3–4 возможно при реализации благоприятных термических и механических условий деформации металла. Неблагоприятные термические и механические условия деформации металла в значительной мере могут быть спровоцированы деформационным разогревом, высокой скоростью деформации металла, низким уровнем квазигидростатического давления (КГД).

Известно, что повышение скорости деформации активизирует скольжение дислокаций и двойникование. С повышением скорости деформации процесс измельчения структуры интенсифицируется, но увеличивается и деформационный разогрев. Кратковременное повышение температуры в зонах локализации деформации – в полосе зернограницного

сдвига становится существенным для миграции границ фрагментов, особенно в чистых металлах с невысокой температурой плавления.

В работе [23] показано, что скорость деформации в очаге деформации изменяется на порядки. При РКУП прутка толщиной 20 мм, со скоростью деформирования 3 мм/с, в оснастке с углом пересечения каналов 90°, скорость деформации удовлетворяет интервалу  $10^{-1} - 10 \text{ с}^{-1}$ . Повышение температуры, полученное с использованием уравнения теплопроводности составляет, например, для меди примерно 110 °С, что соизмеримо с экспериментально определенной температурой начала роста зерен в этом металле. При РКУП-К титана со скоростью 20 мм/с, при комнатной температуре, средняя температура разогрева достигает 140 °С.

Таким образом, деформационный разогрев при ИПД существенно влияет на термические и механические условия деформации металла, причем не только в металлах с невысокой температурой плавления, но и для металлов с повышенной температурой плавления, например, для титана, никеля. Данные металлы деформируются при больших напряжениях и характеризуются меньшей теплопроводностью в сравнение с медью. В таких металлах можно ожидать повышение температуры деформации до значений, близких к началу рекристаллизации [23].

Недостаточное КГД, при интенсивной деформации, косвенно способствует разрушению металла и непосредственно влияет на изменение размера зерна металла. Это обусловлено недостаточной гомогенизацией дефектной структуры, интенсивностью фазовых превращений и изменением диффузионных характеристик металла, оказывающих влияние на скорость возврата.

Учитывая направленность процессов РКУП на эффективность структурообразования, следует отметить отсутствие в литературе количественных взаимосвязей поперечного размера заготовки и термо-механических условий деформации металла в процессах РКУП, которые бы

позволили определить рациональный температурный, скоростной режим РКУП с использованием, например, РКУП, РКУП-К.

3. 1. Закономерности изменения и количественные зависимости термомеханических условий деформации стали 10 от поперечного размера длинномерной заготовки в процессе РКУП-К

Угол захвата квадратной заготовки с квадратным поперечным сечением, длину дуги захвата, диаметр валка определяли по формуле (28).

Результаты расчета размеров инструмента РКУП-К для обработки заготовки с длиной стороны квадратного поперечного сечения 10, 15 и 20 мм приведены в таблице 3.1

Таблица 3.1 – Размеры инструмента для РКУП-К.

B, мм	$\sigma_{S0}$ , МПа	$\bar{\sigma}_{Sk}$ , МПа	$\bar{\sigma}_S$ , МПа	L, мм	R, мм	$f_1$ , $f_2$	$\alpha$ , рад
10	354	562,5	458,25	3	150	0,12	0,6
15				4	250	0,25; 0,12	0,5
20				5	330	0,25; 0,12	0,4

В процессе исследований использовали компьютерное моделирование формоизменения заготовки с использованием программного комплекса DEFORM 3D .

Условия и допущения принятые при моделировании:

- инструмент принимался абсолютно-жестким телом;
- геометрические формы инструмента – 3D модели были предварительно созданы в КОМПАС 3D 10V;
- материал инструмента выбрали из библиотеки Deform 3D – AISI-H-13, который является аналогом стали 4X4ВМФС, количество конечных элементов – 8000 штук;



- начальная температура заготовки и инструмента варьировалась в диапазоне 100–200 °C;
- стальная заготовка – пластичное тело ( $\square 10 \times 10$ ,  $\square 15 \times 15$ ,  $\square 20 \times 20$  мм,  $l = 200$  мм). Материал выбрали из библиотеки Deform 3D – AISI 1015, который является аналогом стали 10;
- фактор трения (shear) выбрали из библиотеки Deform 3D на валке – 0,25; на прижиме и упоре – 0,12; учитывали трение по закону Зибеля;
- количество конечных элементов – 70000–80000 штук при стороне квадрата 10 мм, 145000–155000 штук при стороне квадрата 15 мм, 260000–270000 штук при стороне квадрата 20 мм, соответственно, скорость прессования – 0,04; 0,075; 0,11 м/с, шаг по времени 0,1 сек. Количество шагов моделирования – 200–300; среднее значение объема конечного элемента – 0,3 мм<sup>3</sup>.

Исследовали силовые условия работы инструмента в процессе прессования, термические и механические условия деформации металла с учетом масштабного фактора, а именно температуру разогрева заготовки в процессе прессования, степень и скорость деформации, показатель напряженного состояния  $\sigma_1 / \sigma_1$ .

Условия деформации металла в процессе РКУП-К анализировали по 9 точкам, равномерно расположенным в поперечном сечении заготовки (рисунок 3.1, б).

Так как напряженно-деформированное состояние заготовки симметрично относительно продольной плоскости симметрии, брали 9 точек равномерно расположенных на половине поперечного сечения. Материальные точки, в начальный момент времени, находились вне очага пластической деформации.

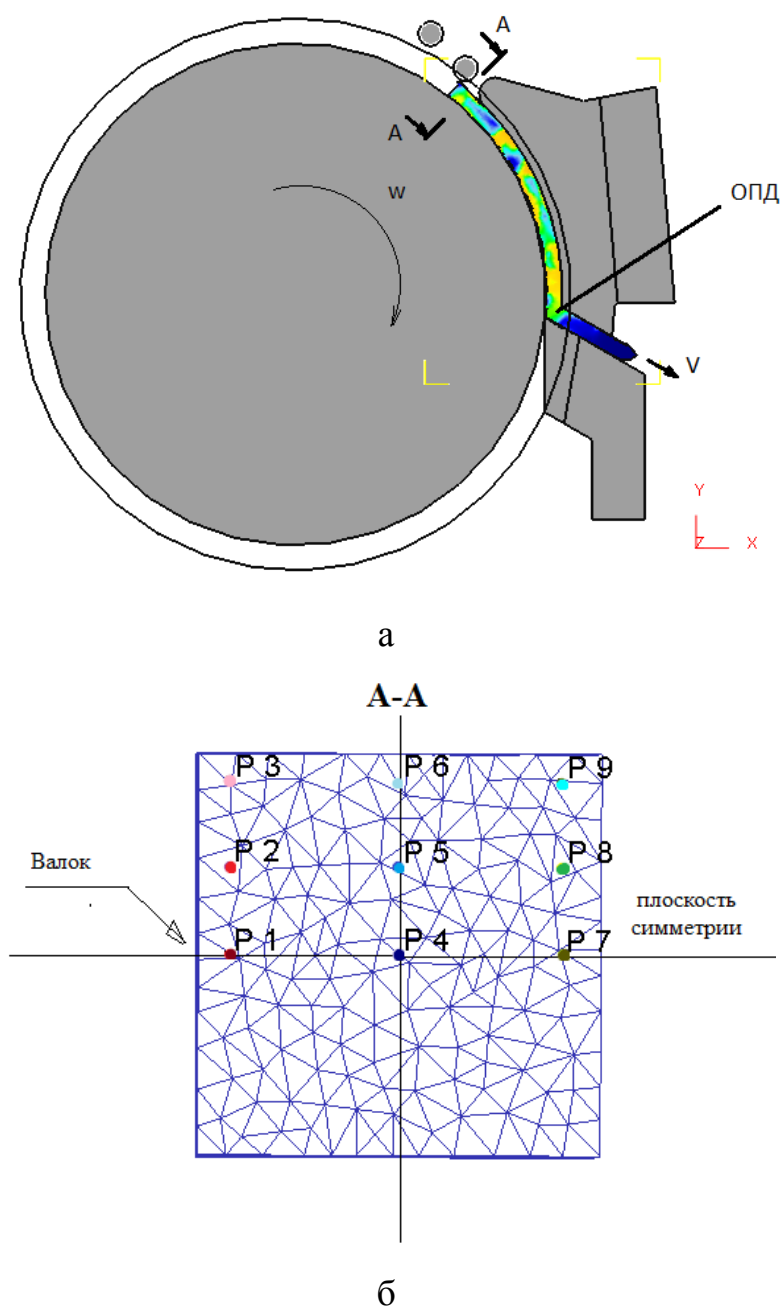
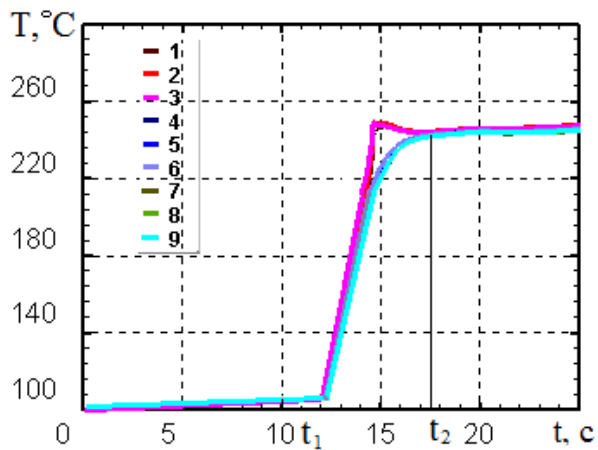


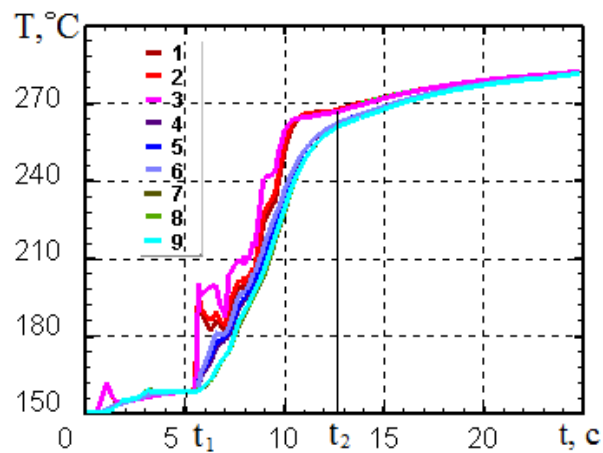
Рисунок 3.1 – Схема: а – РКУП-К; б – расположение точек в поперечном сечении заготовки

Результаты компьютерного моделирования представлены на рисунках 3.2–3.10, рисунках 3.11–3.19. Приведенные графики построены для точек, указанных на рисунке 3.1, б: 1, 2, 3 – материальные точки, расположенные вблизи поверхности валка; 4, 5, 6 – материальные точки, расположенные вблизи плоскости симметрии; 7, 8, 9 – материальные точки, расположенные вблизи поверхности прижима. На графиках:  $t_1$  – момент времени, когда последняя

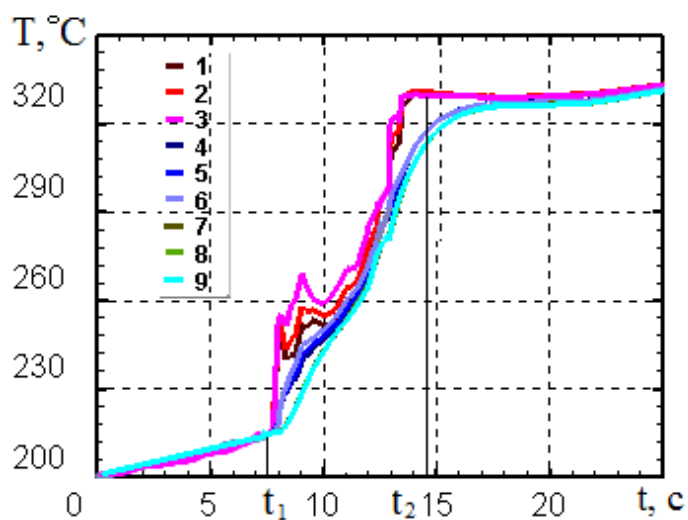
материальная точка, из девяти выбранных точек, входит в очаг деформации,  $t_2$  – момент времени, при котором последняя материальная точка выходит из очага деформации.



а



б



в

Рисунок 3.2 – Графические зависимости температуры в материальных точках от времени при прессовании заготовки с квадратным поперечным сечением – сторона квадрата 10 мм – со скоростью истечения металла 0,04 м/с: а –  $T_{нач} = 100$  °C; б –  $T_{нач} = 150$  °C; в –  $T_{нач} = 200$  °C

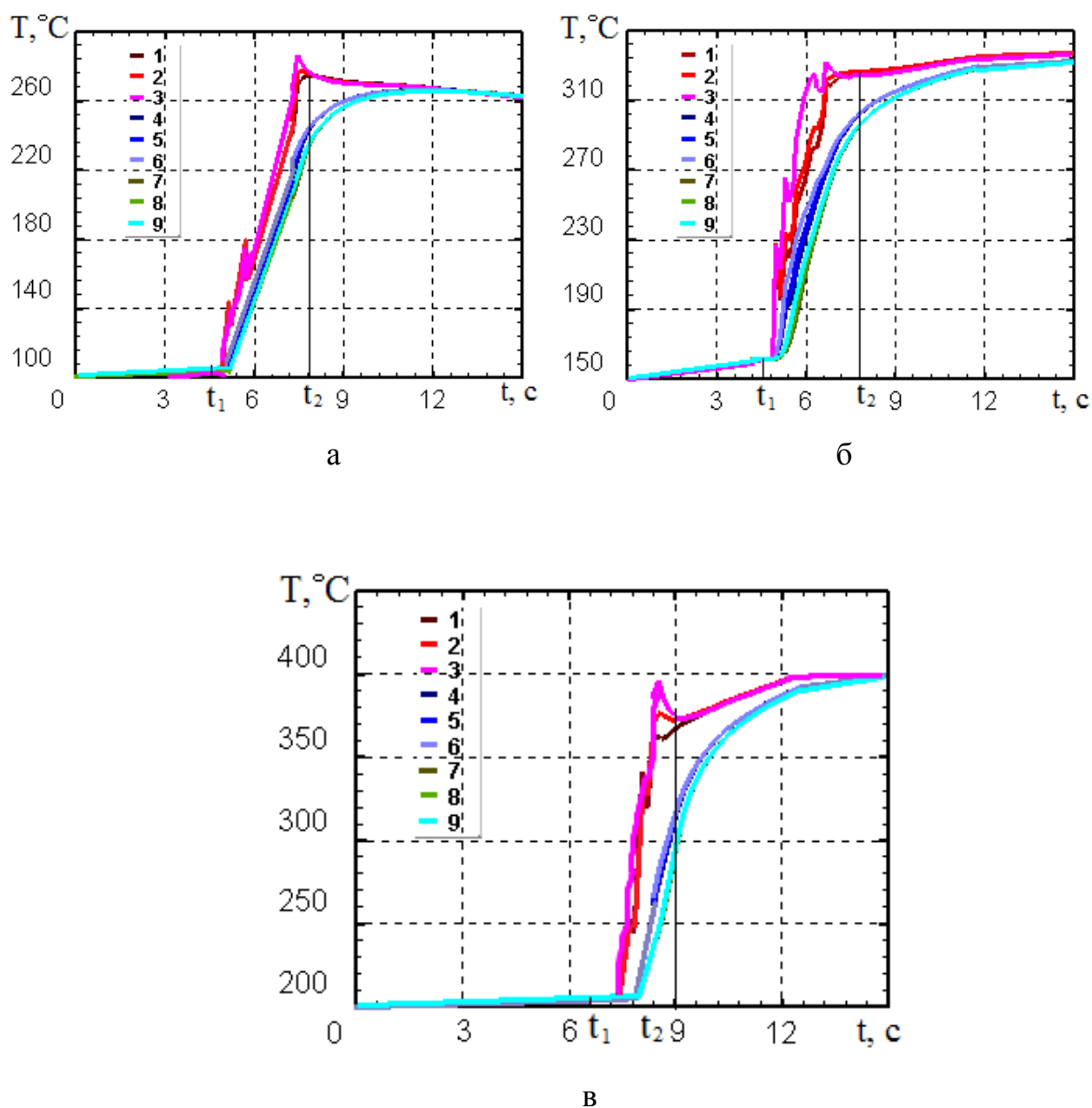


Рисунок 3.3 – Графические зависимости температуры в материальных точках от времени при прессовании заготовки с квадратным поперечным сечением – сторона квадрата 10 мм – со скоростью истечения металла 0,075 м/с: а –  $T_{\text{нач}} = 100\text{ }^\circ\text{C}$ ; б –  $T_{\text{нач}} = 150\text{ }^\circ\text{C}$ ; в –  $T_{\text{нач}} = 200\text{ }^\circ\text{C}$

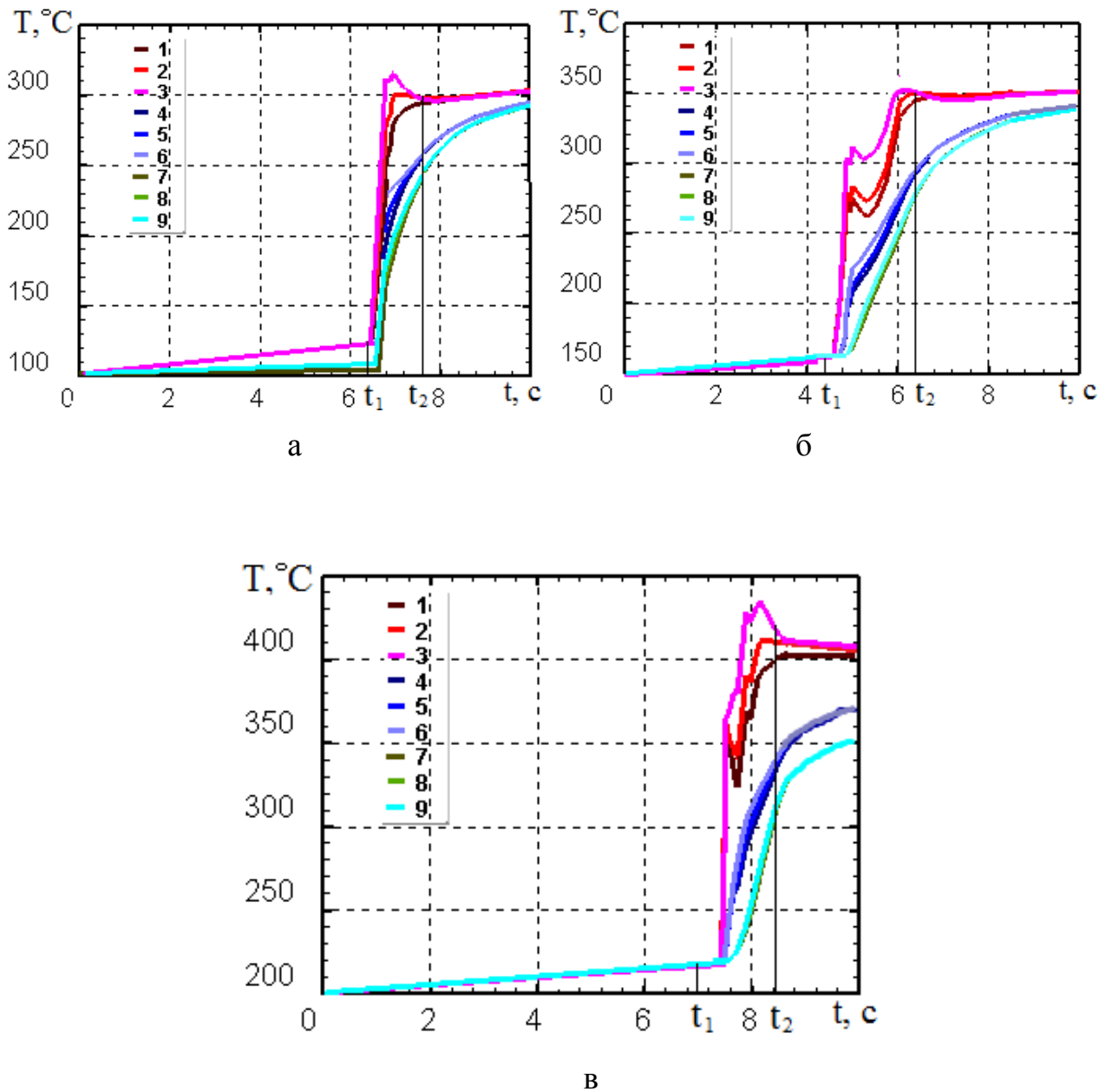


Рисунок 3.4 – Графические зависимости температуры в материальных точках от времени при прессовании заготовки с квадратным поперечным сечением – сторона квадрата 10 мм – со скоростью истечения металла 0,11 м/с: а –  $T_{\text{нач}} = 100 ^\circ\text{C}$ ; б –  $T_{\text{нач}} = 150 ^\circ\text{C}$ ; в –  $T_{\text{нач}} = 200 ^\circ\text{C}$

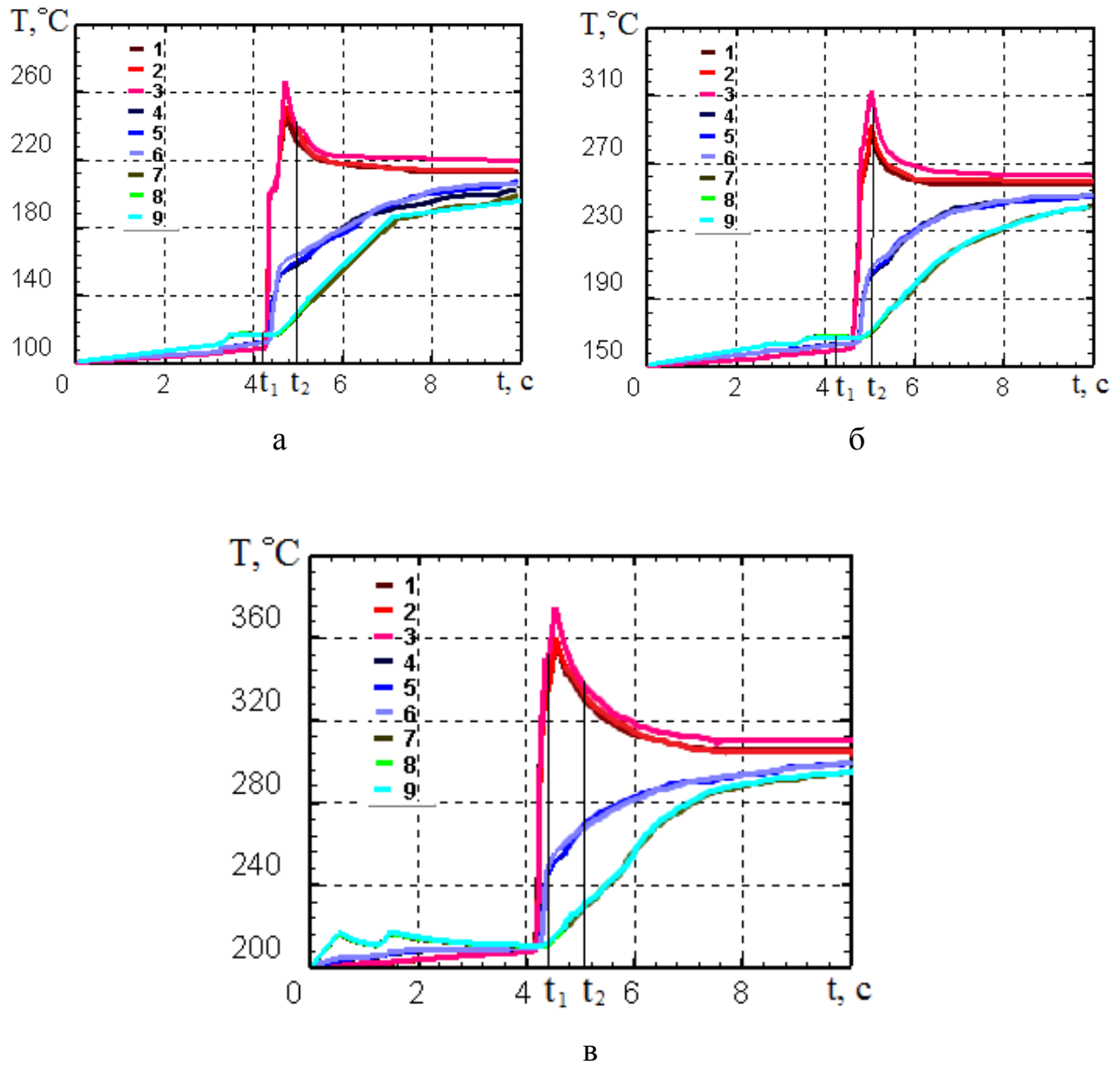


Рисунок 3.5 – Графические зависимости температуры в материальных точках от времени при прессовании заготовки с квадратным поперечным сечением – сторона квадрата 15 мм – со скоростью истечения металла 0,04 м/с: а –  $T_{\text{нач}} = 100\text{ }^\circ\text{C}$ ; б –  $T_{\text{нач}} = 150\text{ }^\circ\text{C}$ ; в –  $T_{\text{нач}} = 200\text{ }^\circ\text{C}$

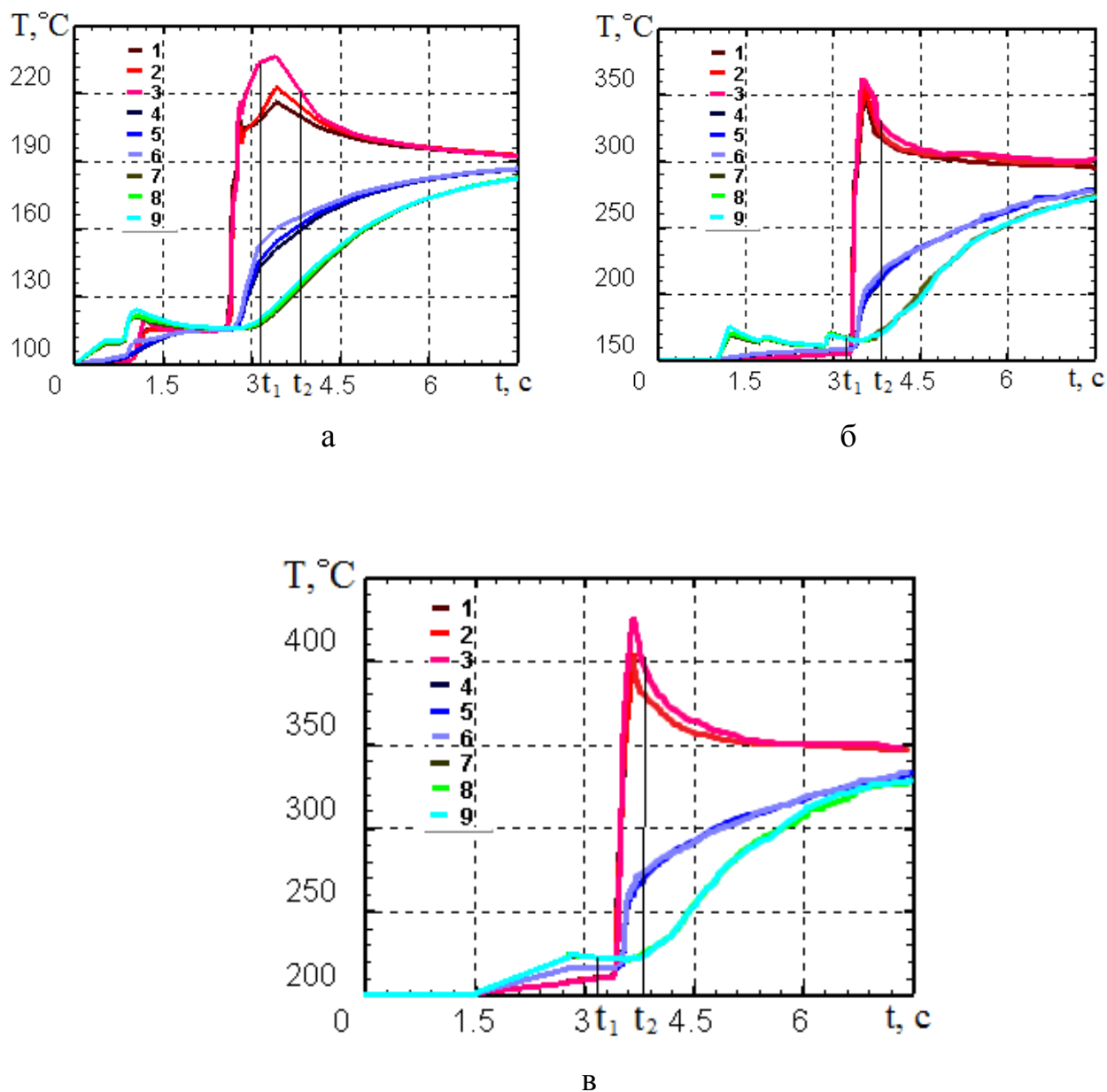


Рисунок 3.6 – Графические зависимости температуры в материальных точках от времени при прессовании заготовки с квадратным поперечным сечением – сторона квадрата 15 мм – со скоростью истечения металла 0,075 м/с: а –  $T_{\text{нач}} = 100\text{ }^\circ\text{C}$ ; б –  $T_{\text{нач}} = 150\text{ }^\circ\text{C}$ ; в –  $T_{\text{нач}} = 200\text{ }^\circ\text{C}$

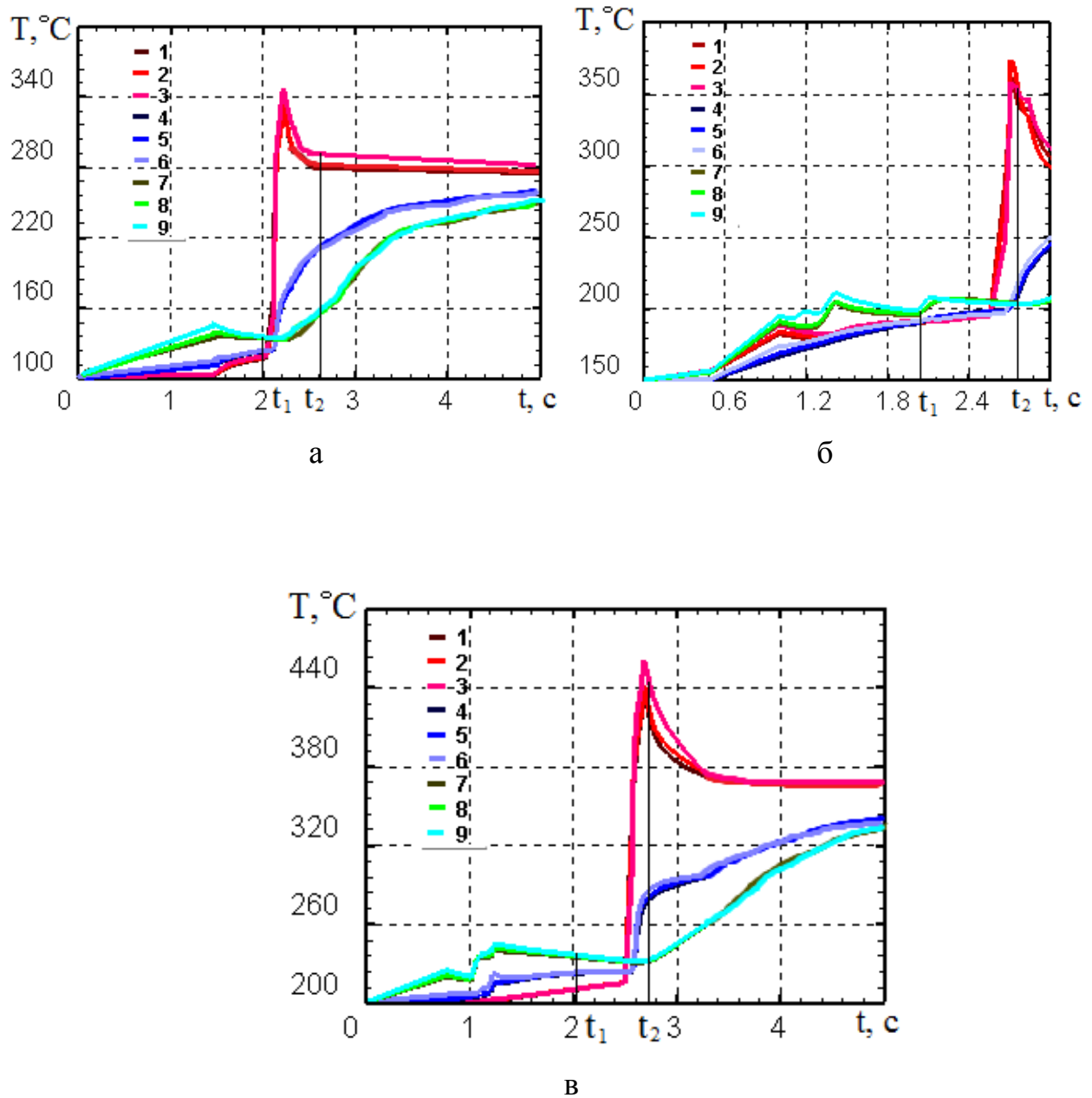


Рисунок 3.7 – Графические зависимости температуры в материальных точках от времени при прессовании заготовки с квадратным поперечным сечением – сторона квадрата 15 мм – со скоростью истечения металла 0,11 м/с: а –  $T_{\text{нач}} = 100 ^\circ\text{C}$ ; б –  $T_{\text{нач}} = 150 ^\circ\text{C}$ ; в –  $T_{\text{нач}} = 200 ^\circ\text{C}$



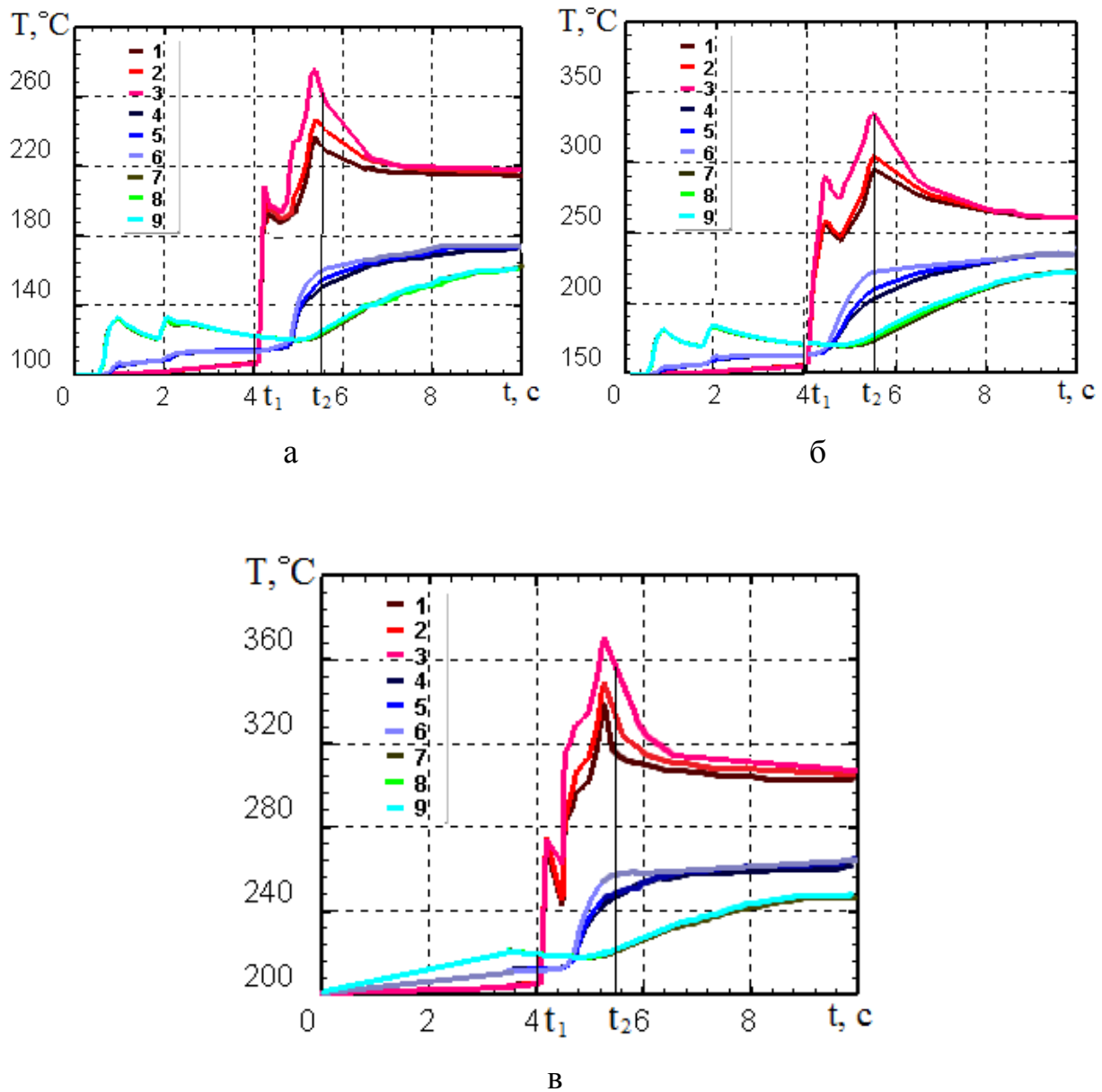


Рисунок 3.8 – Графические зависимости температуры в материальных точках от времени при прессовании заготовки с квадратным поперечным сечением – сторона квадрата 20 мм – со скоростью истечения металла 0,04 м/с: а –  $T_{\text{нач}} = 100\text{ }^\circ\text{C}$ ; б –  $T_{\text{нач}} = 150\text{ }^\circ\text{C}$ ; в –  $T_{\text{нач}} = 200\text{ }^\circ\text{C}$

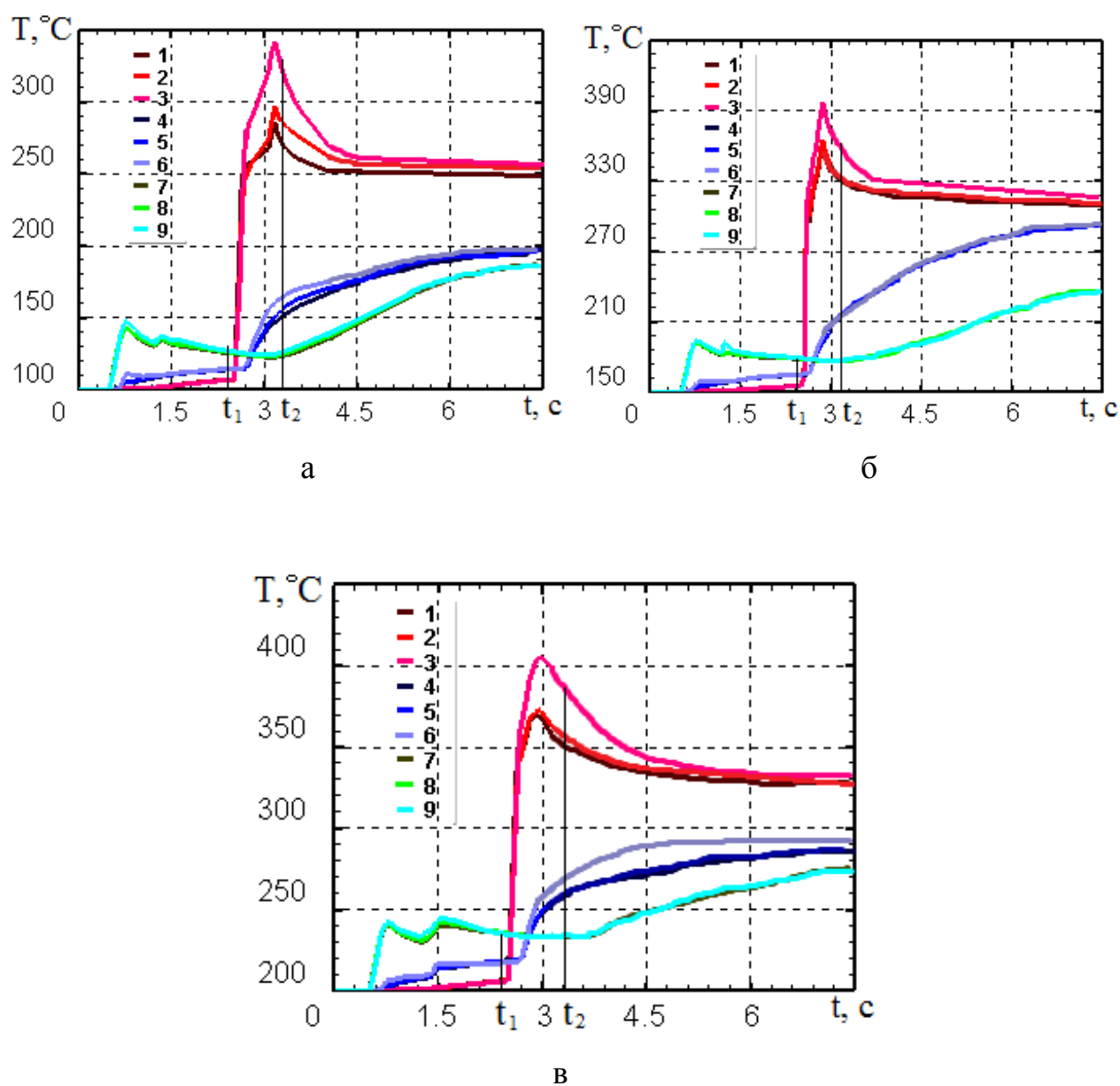


Рисунок 3.9 – Графические зависимости температуры в материальных точках от времени при прессовании заготовки с квадратным поперечным сечением – сторона квадрата 20 мм – со скоростью истечения металла 0,075 м/с: а –  $T_{\text{нач}} = 100\text{ }^\circ\text{C}$ ; б –  $T_{\text{нач}} = 150\text{ }^\circ\text{C}$ ; в –  $T_{\text{нач}} = 200\text{ }^\circ\text{C}$

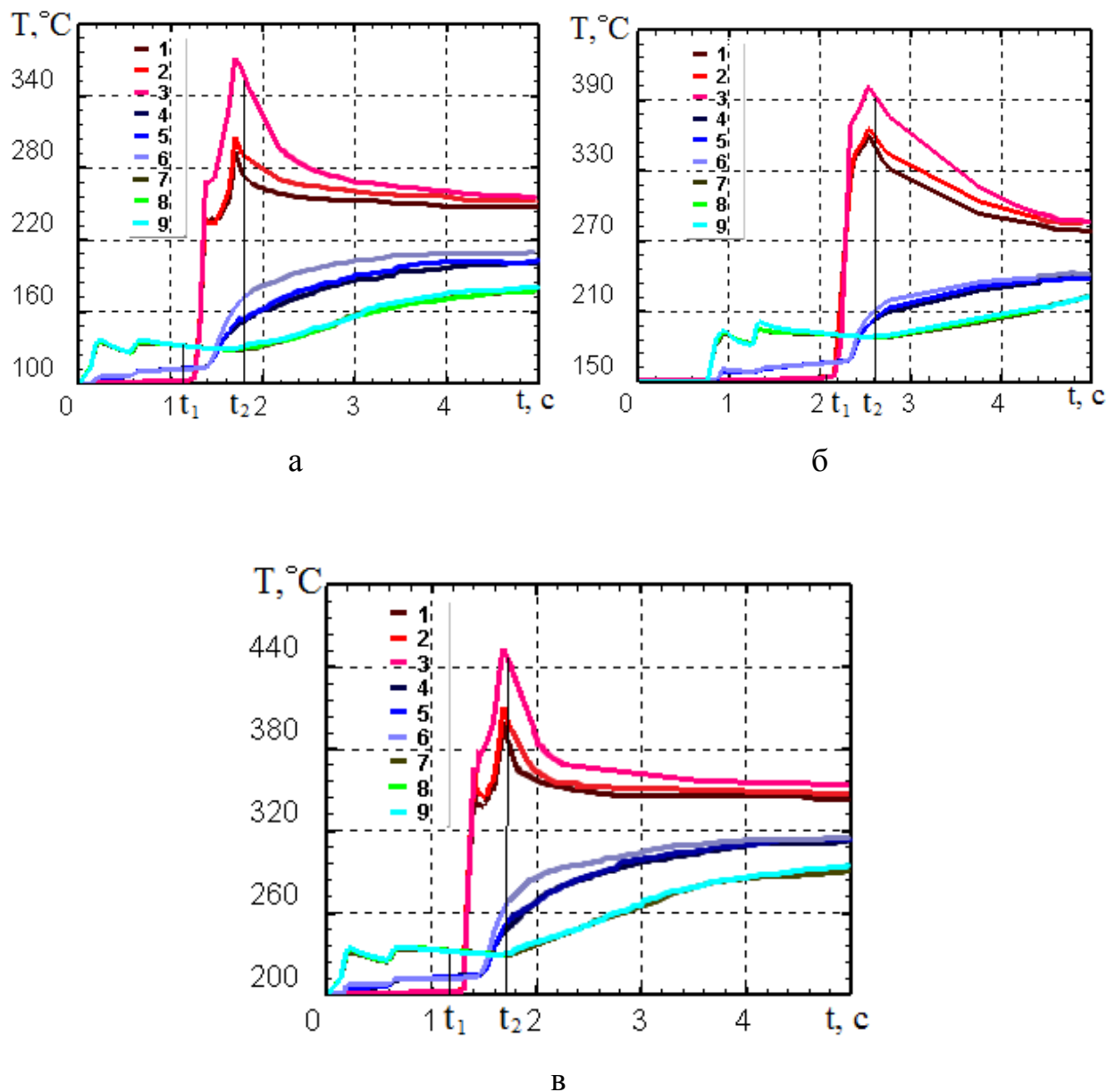


Рисунок 3.10 – Графические зависимости температуры в материальных точках от времени при прессовании заготовки с квадратным поперечным сечением – сторона квадрата 20 мм – со скоростью истечения металла 0,11 м/с: а –  $T_{\text{нач}} = 100 ^\circ\text{C}$ ; б –  $T_{\text{нач}} = 150 ^\circ\text{C}$ ; в –  $T_{\text{нач}} = 200 ^\circ\text{C}$

Влияние поперечного размера длинномерной заготовки на максимальную температуру разогрева представлено на рисунке 3.11, рисунке 3.12, рисунке 3.13.

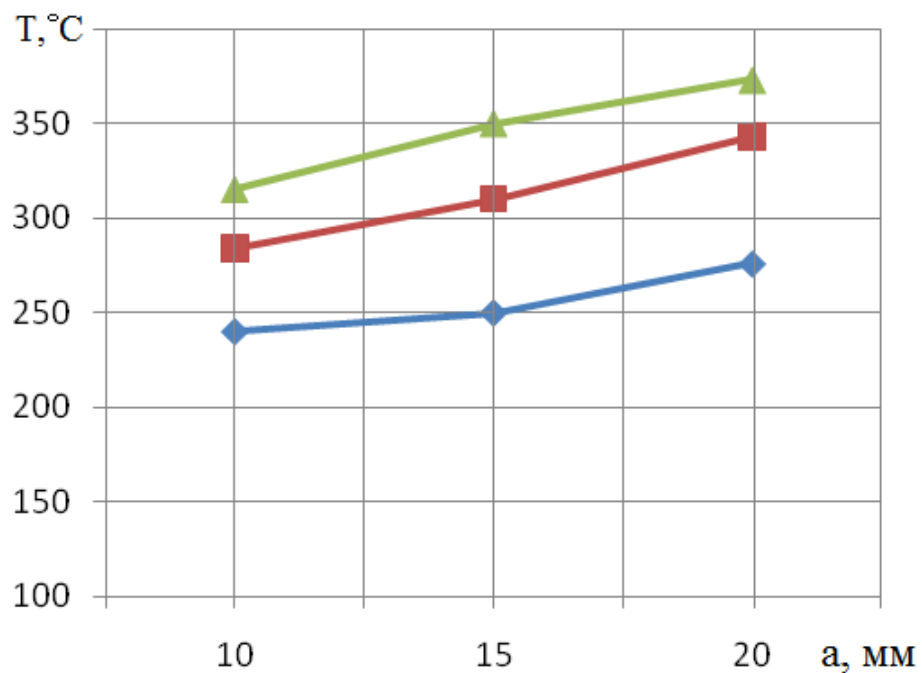


Рисунок 3.11 – Графические зависимости температуры разогрева заготовки в процессе прессования от размера поперечного сечения заготовки и скорости истечения металла при  $T_{\text{нач}} = 100 ^\circ\text{C}$ :  $\blacklozenge$  –  $0,04 \text{ м/с}$ ;  $\blacksquare$  –  $0,075 \text{ м/с}$ ;  $\blacktriangle$  –  $0,11 \text{ м/с}$

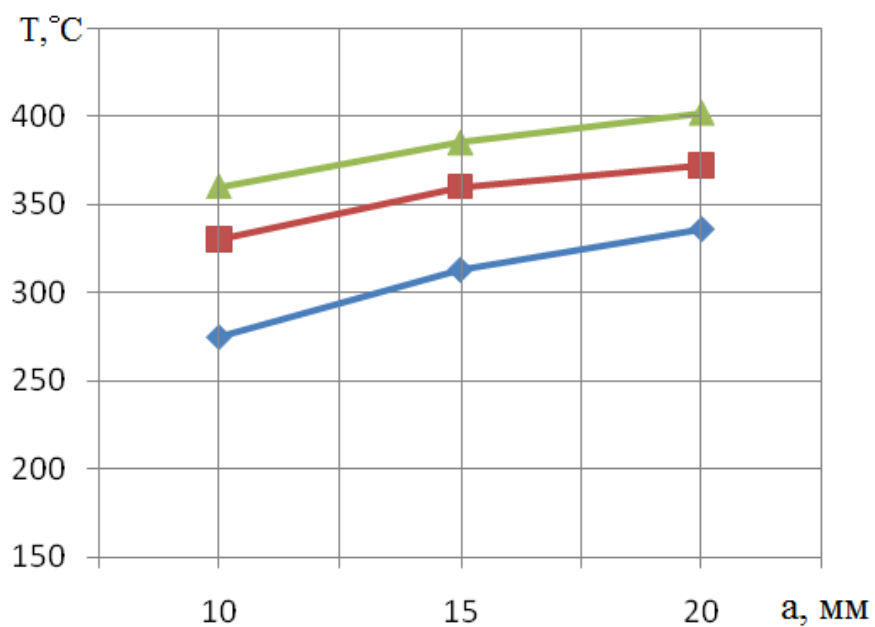


Рисунок 3.12 – Графические зависимости температуры разогрева заготовки в процессе прессования от размера поперечного сечения и скорости истечения металла при  $T_{\text{нач}} = 150 ^\circ\text{C}$ :  $\blacklozenge$  –  $0,04 \text{ м/с}$ ;  $\blacksquare$  –  $0,075 \text{ м/с}$ ;  $\blacktriangle$  –  $0,11 \text{ м/с}$

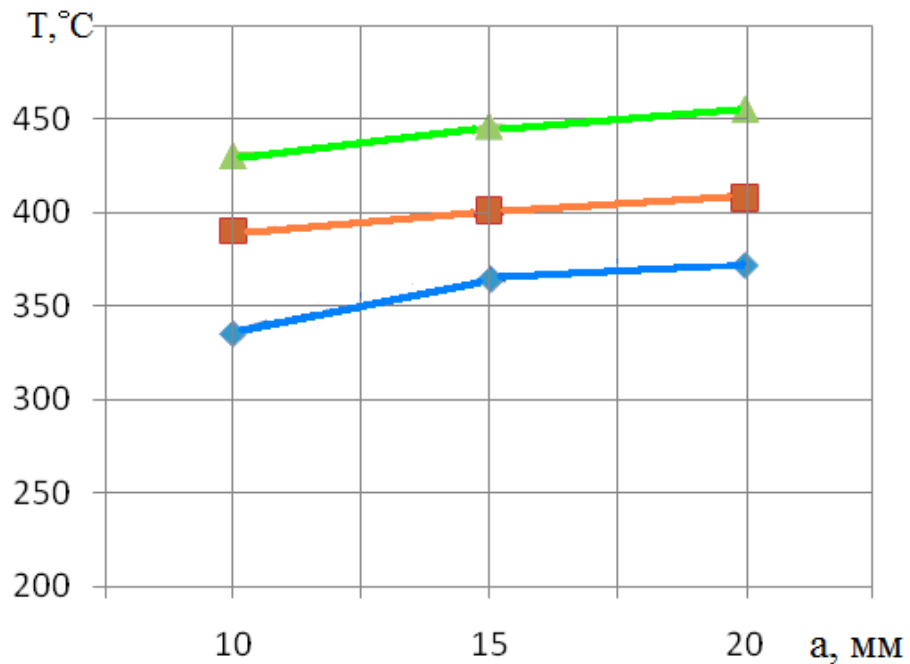


Рисунок 3.13 – Графические зависимости температуры разогрева заготовки в процессе прессования от размера поперечного сечения заготовки и скорости истечения металла при  $T_{нач} = 200$  °C:  $\blacklozenge$  – 0,04 м/с;  $\blacksquare$  – 0,075 м/с;  $\blacktriangle$  – 0,11 м/с

Анализируя полученные графики, можно заключить, что с увеличением размера поперечного сечения и скорости истечения металла, температура разогрева заготовки в процессе прессования растет. При увеличении скорости истечения металла выше 0,11 м/с происходит разогрев заготовки до температуры, при которой возможен рост зерен.

Для анализа влияния скорости прессования металла и размеров заготовки на температуру разогрева заготовки, с исходной температурой 100 °C, результаты моделирования представили в таблице 3.2.

Из таблицы 3.2 видно, что при увеличении скорости прессования  $v_{ист}$  увеличивается максимальная температура разогрева  $T_{max}$ . При этом разность  $\Delta T$  максимальной и минимальной температур с увеличением поперечного размера заготовки увеличивается: при  $B = 10$  мм,  $\Delta T = (85-35)$  °C; при  $B = 15$  мм,  $\Delta T = (210-140)$  °C, при  $B = 20$  мм,  $\Delta T = (240-160)$  °C.

Таблица 3.2 – Результаты моделирования

Сторона квадрата, мм	$v_{\text{ист}}$ , м/сек	$T_{\text{max}}$ , °C	$T_{\text{min}}$ , °C	$\Delta T$ , °C
B = 10	0,04	275	240	35
	0,075	330	280	50
	0,11	360	275	85
B = 15	0,04	311,5	171,5	140
	0,075	360	170	190
	0,11	376	166	210
B = 20	0,04	334,5	174,5	160
	0,075	395	173	222
	0,11	410	170	240

Видно, что при деформировании заготовки со стороной квадрата 10 мм происходит равномерный нагрев всего сечения заготовки и медленное её остывание после прохождения очага деформации. При деформировании заготовки со стороной квадрата 15 мм и 20 мм мы видим, что, попадая в очаг деформации, материальные точки нагреваются неравномерно: наиболее значительно нагреваются те, которые находятся около поверхности валка и наименьший разогрев получают точки испытывающие деформацию около поверхности прижима.

*Влияние поперечного размера заготовки на распределение деформации и скорости деформации металла при РКУП-К*

Накопление деформации и изменение скорости деформации в девяти выбранных материальных точках поперечного сечения заготовки, со стороной квадрата заготовки 10 мм, 15 мм, 20 мм, при скоростях прессования 0,04 м/с; 0,075 м/с; 0,11 м/с приведены на рисунке 3.14 - рисунке 3.22.

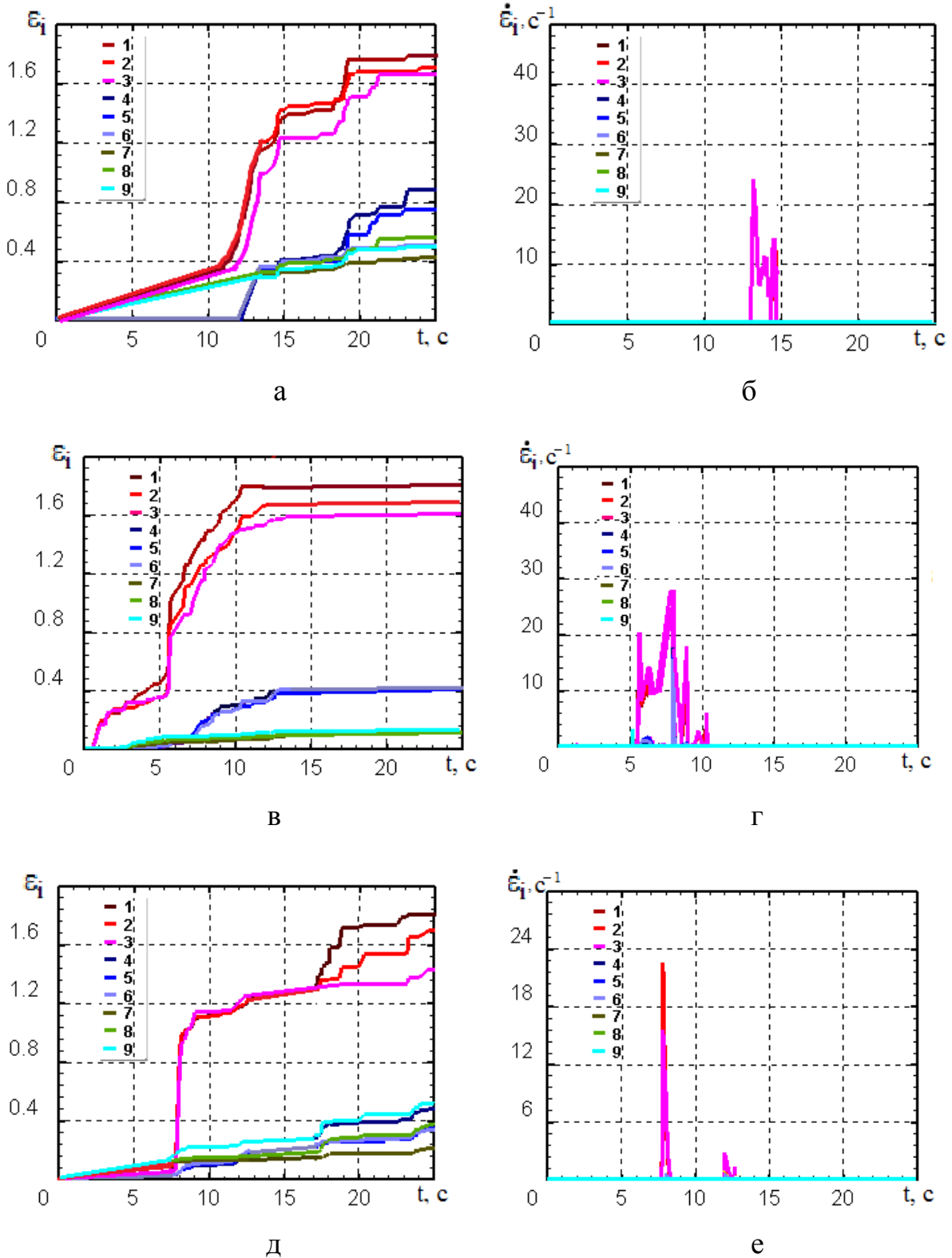
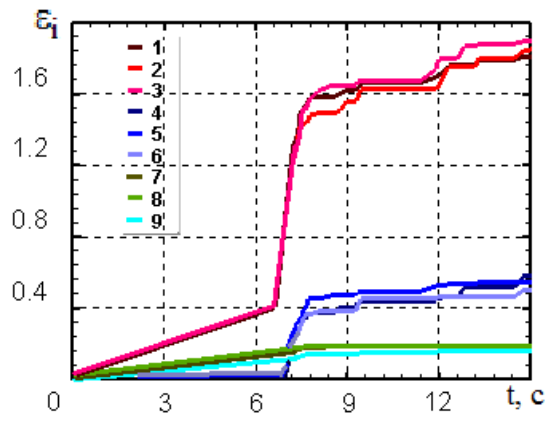
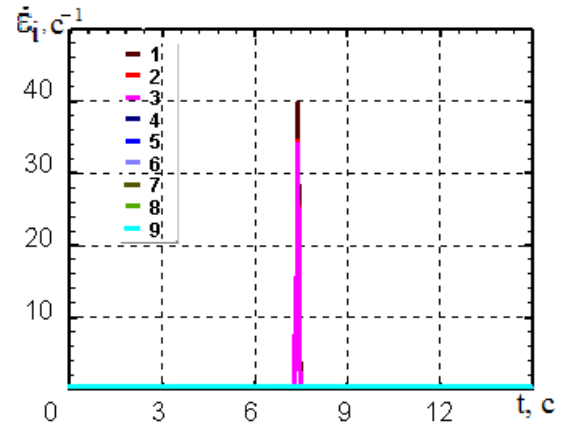


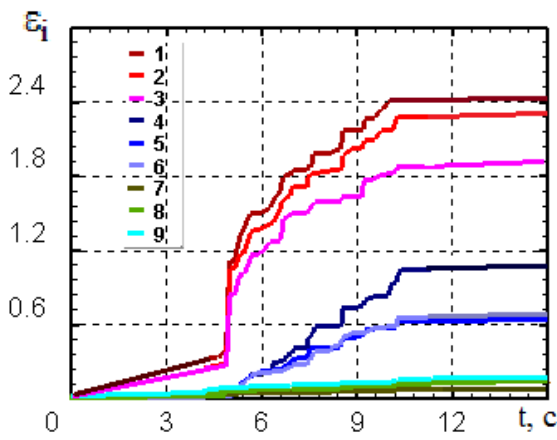
Рисунок 3.14 – Графические зависимости распределения деформации (а, в, д) и скорости деформации (б, г, е) в материальных точках от времени при прессовании заготовки с квадратным поперечным сечением – сторона квадрата 10 мм – со скоростью истечения металла 0,04 м/с: а, б –  $T_{нач} = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; в, г –  $T_{нач} = 150\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; д, е –  $T_{нач} = 200\text{ }^{\circ}\text{C}$



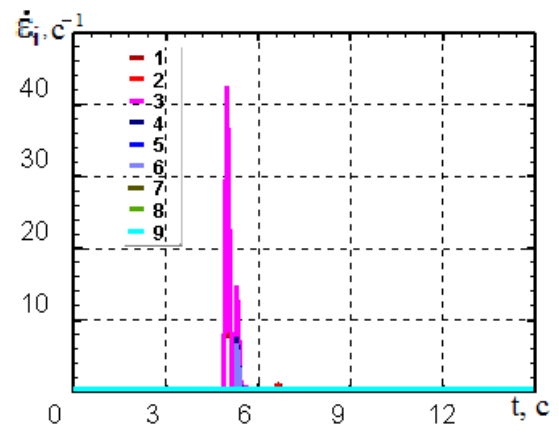
а



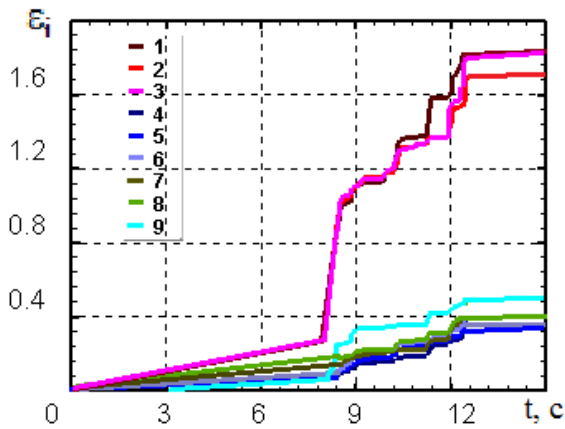
б



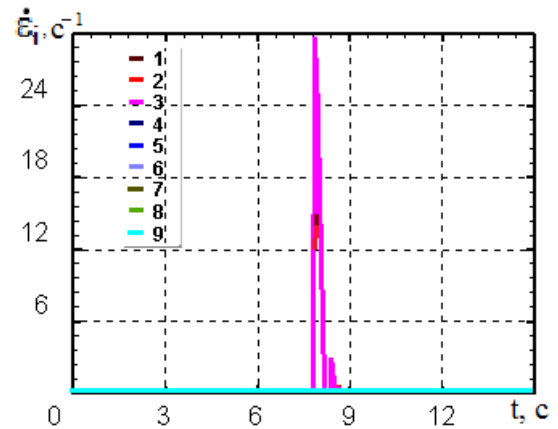
в



г



д

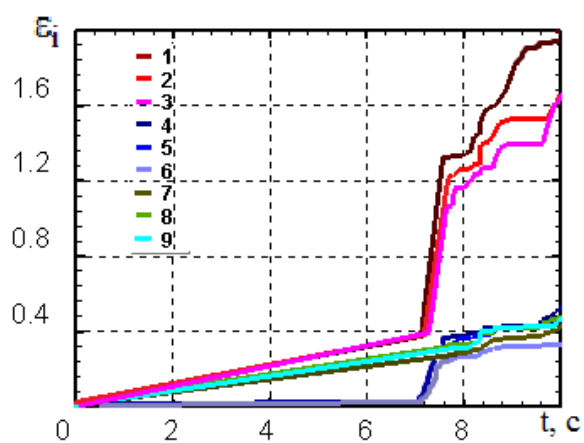


е

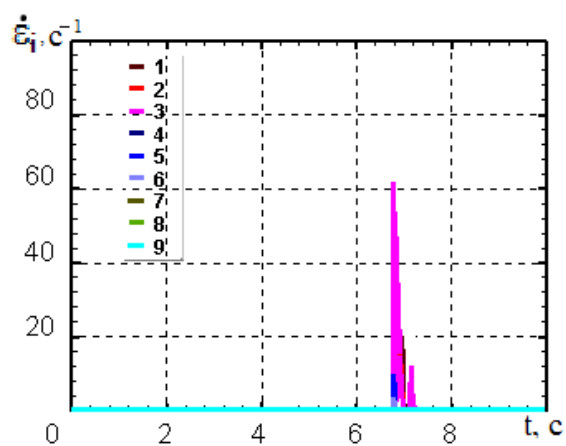
Рисунок 3.15 – Графические зависимости распределения деформации (а, в, д) и скорости деформации (б, г, е) в материальных точках от времени при прессовании заготовки с квадратным поперечным сечением – сторона квадрата 10 мм – со скоростью истечения металла 0,075 м/с: а, б –  $T_{нач} = 100\text{ °C}$ ;

в, г –  $T_{нач} = 150\text{ °C}$ ; д, е –  $T_{нач} = 200\text{ °C}$

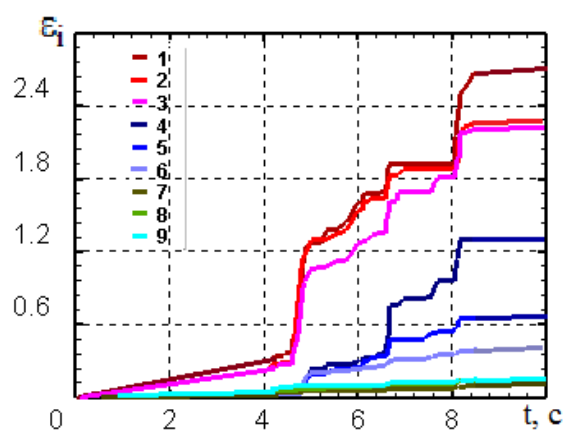




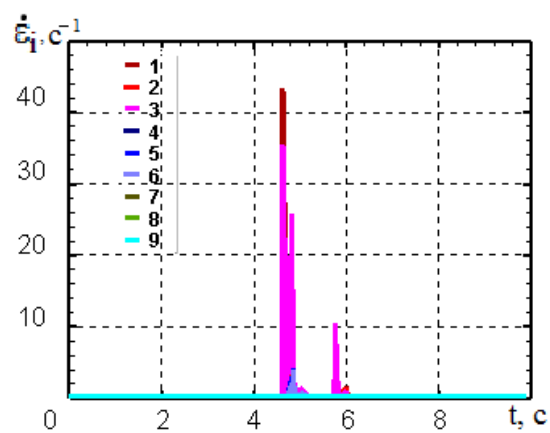
а



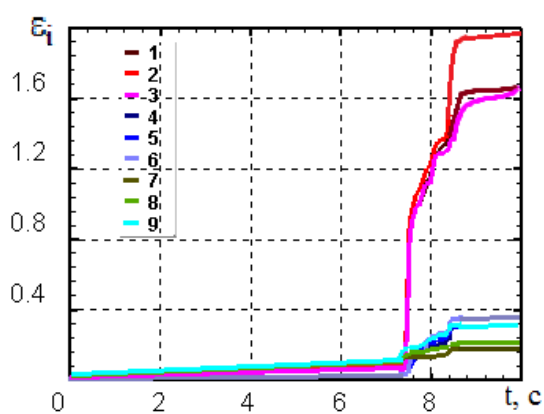
б



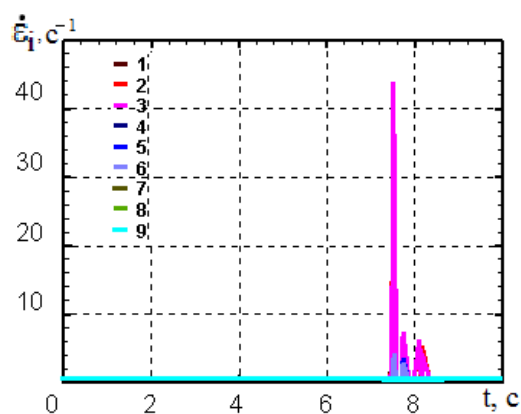
в



г

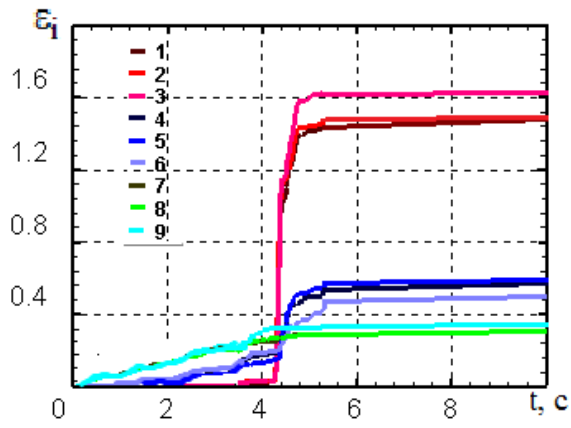


д

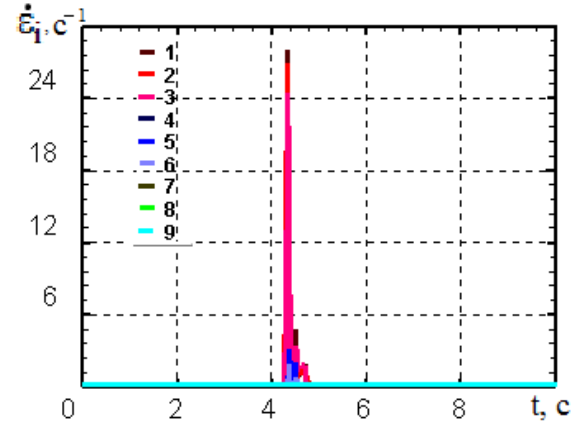


е

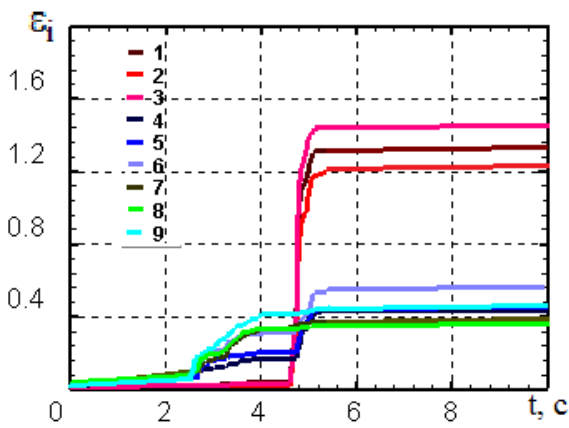
Рисунок 3.16 – Графические зависимости распределения деформации (а, в, д) и скорости деформации (б, г, е) в материальных точках от времени при прессовании заготовки с квадратным поперечным сечением – сторона квадрата 10 мм – со скоростью истечения металла 0,11 м/с: а, б –  $T_{нач} = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; в, г –  $T_{нач} = 150\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; д, е –  $T_{нач} = 200\text{ }^{\circ}\text{C}$



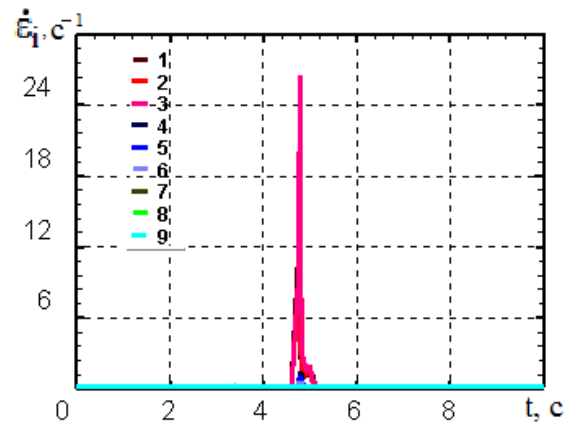
а



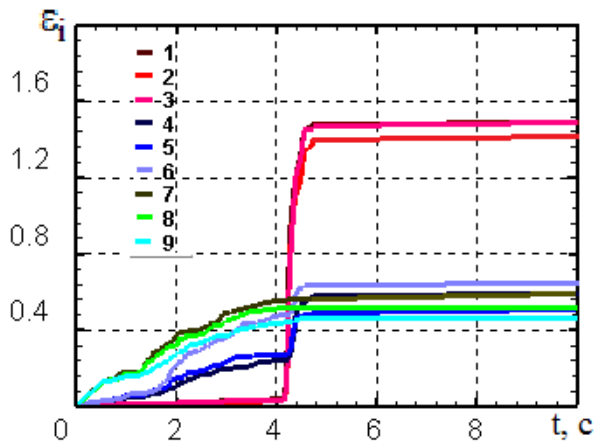
б



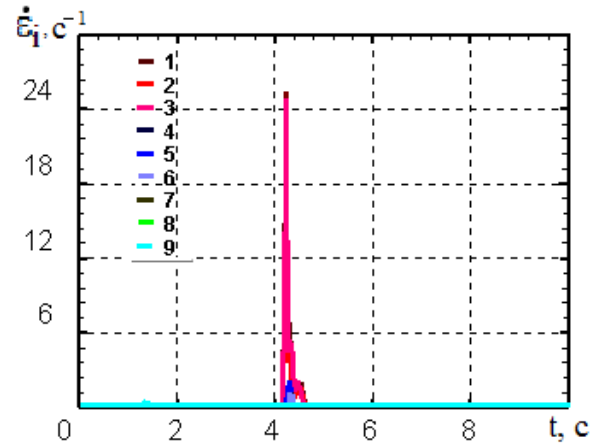
в



г



д



е

Рисунок 3.17 – Графические зависимости распределения деформации (а, в, д) и скорости деформации (б, г, е) в материальных точках от времени при прессовании заготовки с квадратным поперечным сечением – сторона квадрата 15 мм – со скоростью истечения металла 0,04 м/с: а, б –  $T_{нач} = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; в, г –  $T_{нач} = 150\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; д, е –  $T_{нач} = 200\text{ }^{\circ}\text{C}$

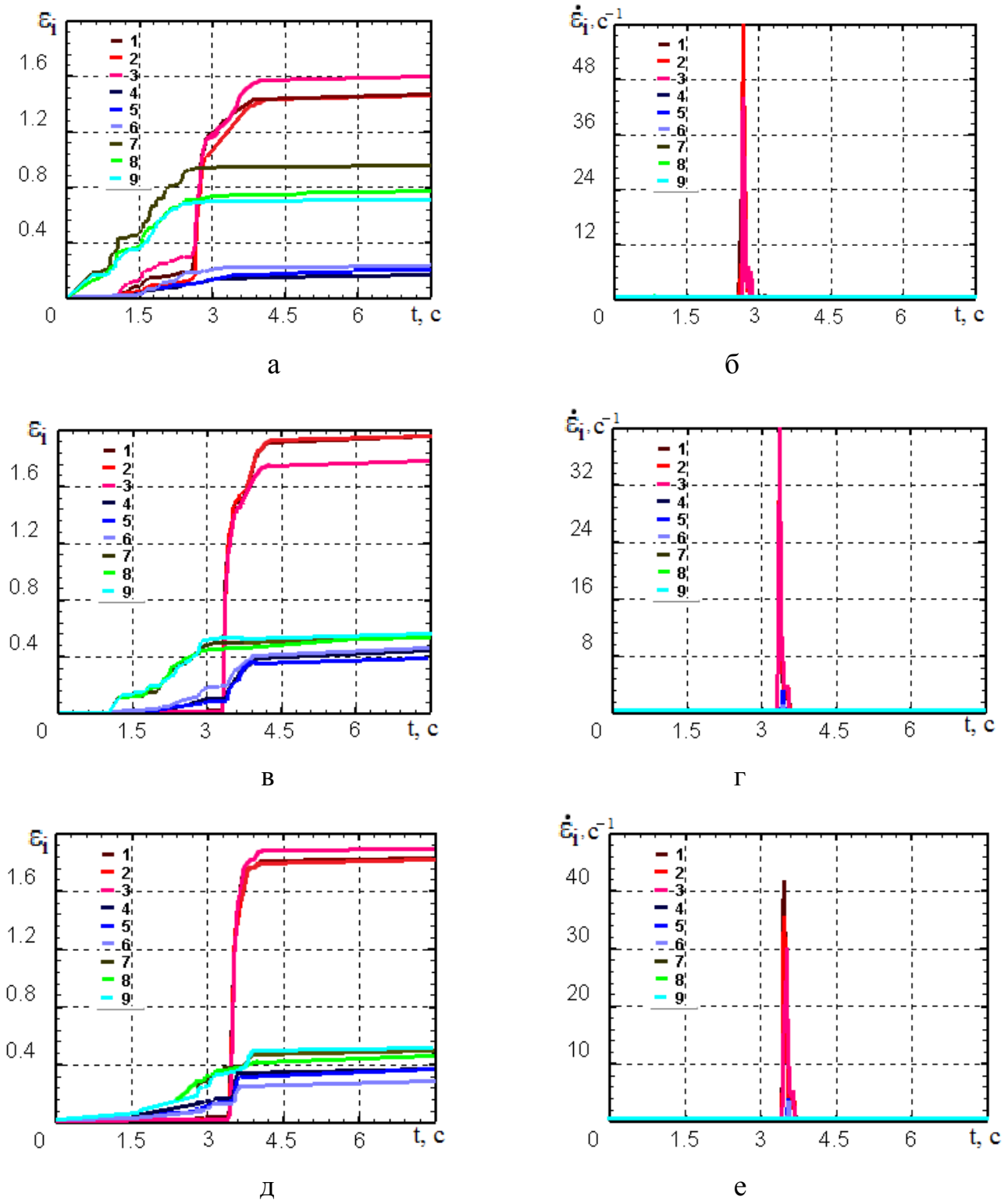
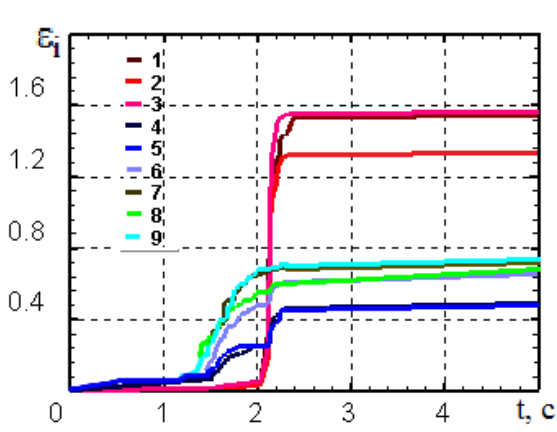
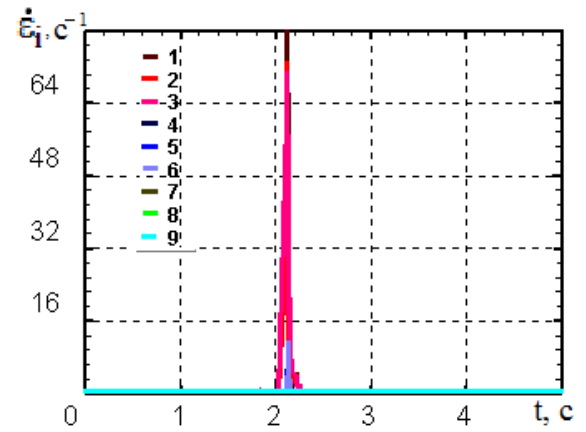


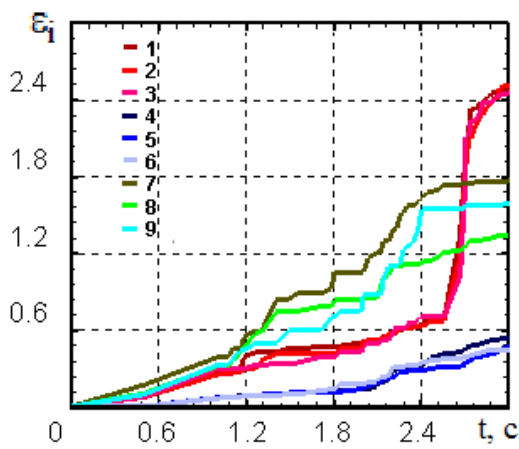
Рисунок 3.18 – Графические зависимости распределения деформации (а, в, д) и скорости деформации (б, г, е) в материальных точках от времени при прессовании заготовки с квадратным поперечным сечением – сторона квадрата 15 мм – со скоростью истечения металла 0,075 м/с: а, б –  $T_{нач} = 100$  °C; в, г –  $T_{нач} = 150$  °C; д, е –  $T_{нач} = 200$  °C



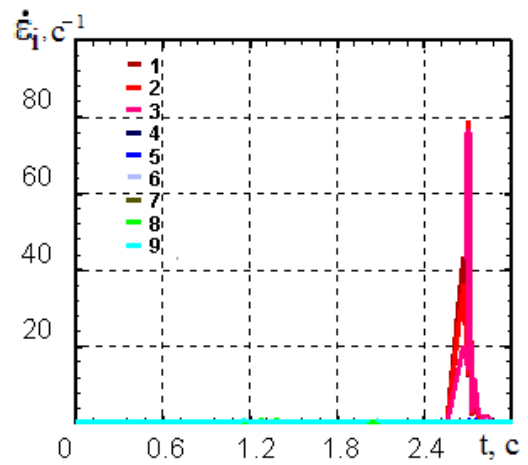
а



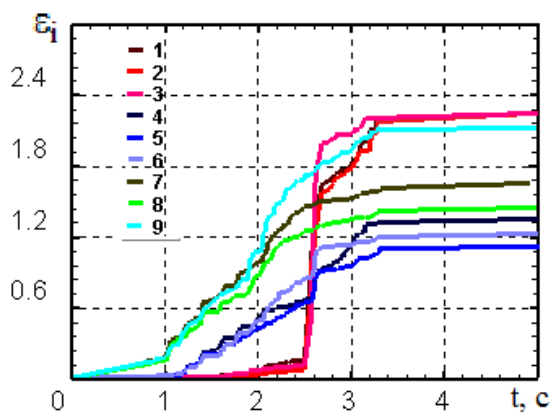
б



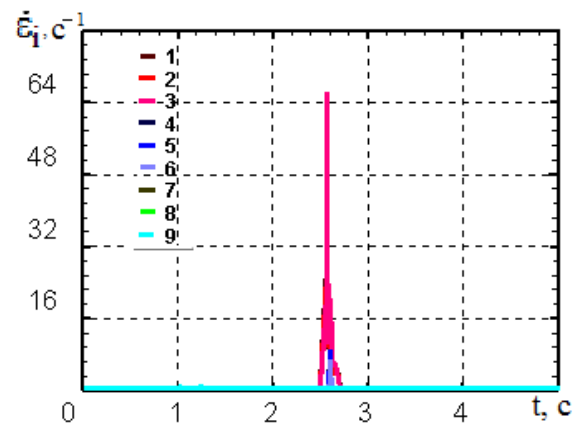
в



г



д



е

Рисунок 3.19 – Графические зависимости распределения деформации (а, в, д) и скорости деформации (б, г, е) в материальных точках от времени при прессовании заготовки с квадратным поперечным сечением – сторона квадрата 15 мм – со скоростью истечения металла 0,11 м/с: а, б –  $T_{нач} = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; в, г –  $T_{нач} = 150\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; д, е –  $T_{нач} = 200\text{ }^{\circ}\text{C}$

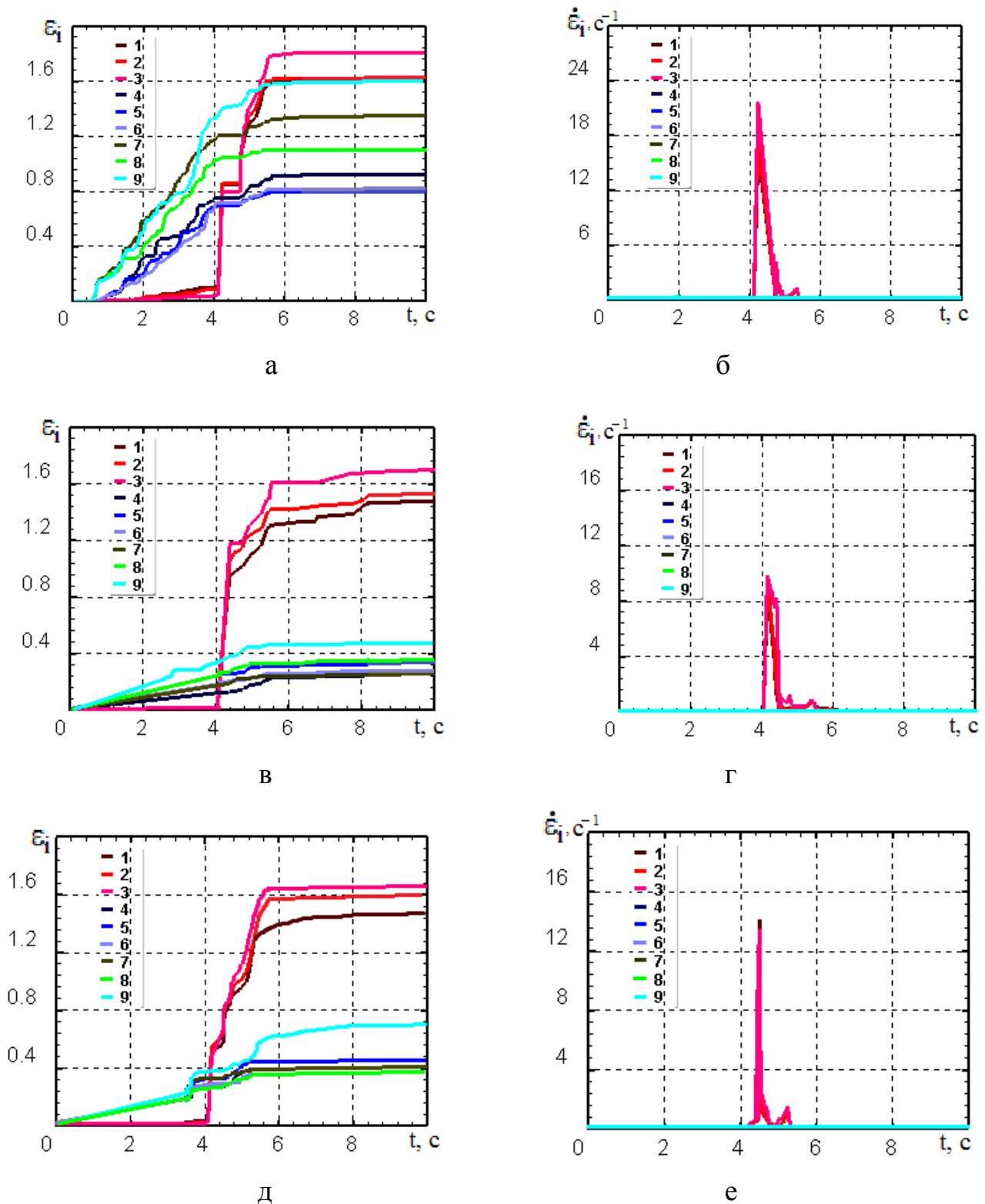
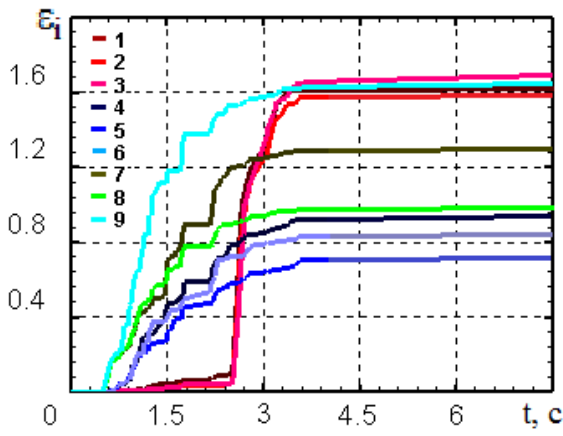
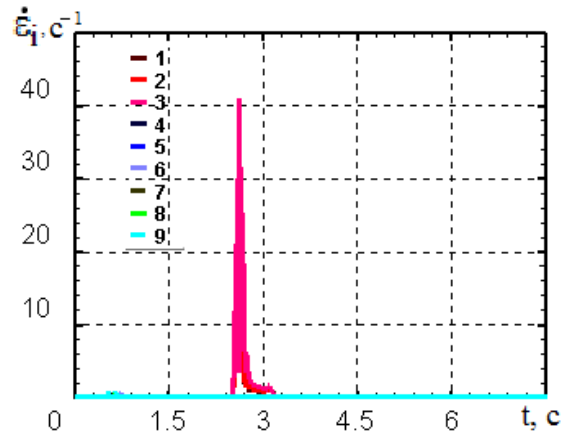


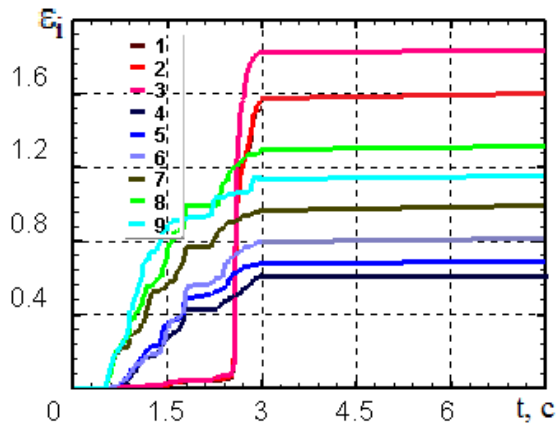
Рисунок 3.20 – Графические зависимости распределения деформации (а, в, д) и скорости деформации (б, г, е) в материальных точках от времени при прессовании заготовки с квадратным поперечным сечением – сторона квадрата 20 мм – со скоростью истечения металла 0,04 м/с: а, б –  $T_{нач} = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; в, г –  $T_{нач} = 150\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; д, е –  $T_{нач} = 200\text{ }^{\circ}\text{C}$



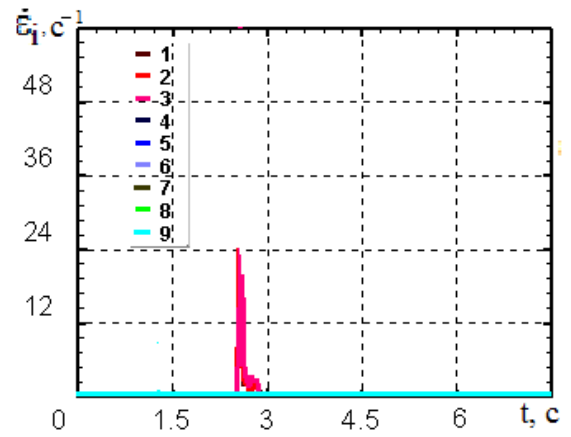
а



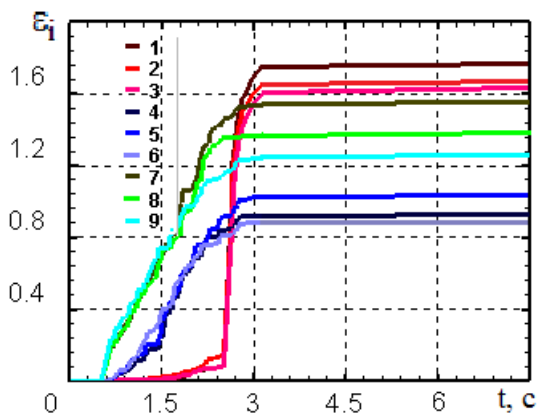
б



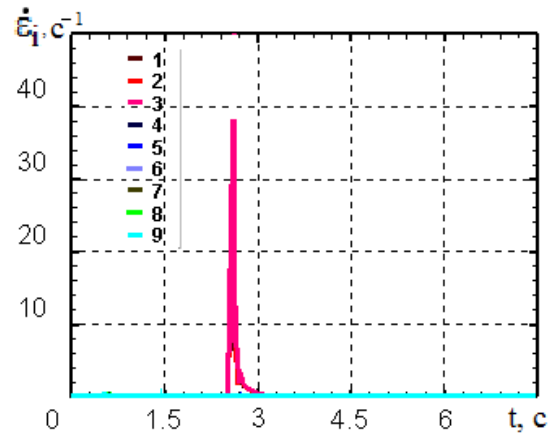
в



г



д



е

Рисунок 3.21 – Графические зависимости распределения деформации (а, в, д) и скорости деформации (б, г, е) в материальных точках от времени при прессовании заготовки с квадратным поперечным сечением – сторона квадрата 20 мм – со скоростью истечения металла 0,075 м/с: а, б –  $T_{нач} = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$ ;

в, г –  $T_{нач} = 150\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; д, е –  $T_{нач} = 200\text{ }^{\circ}\text{C}$

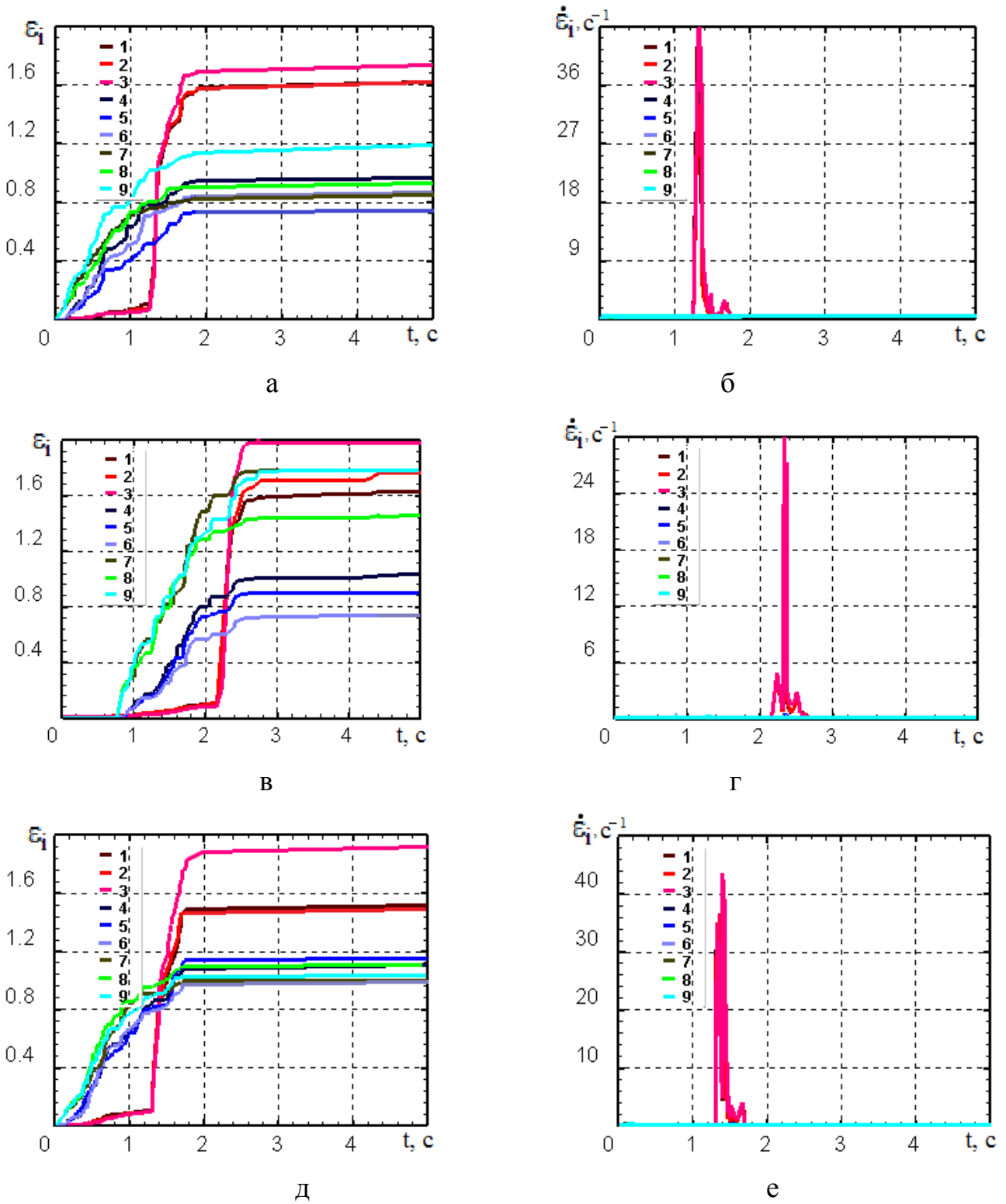
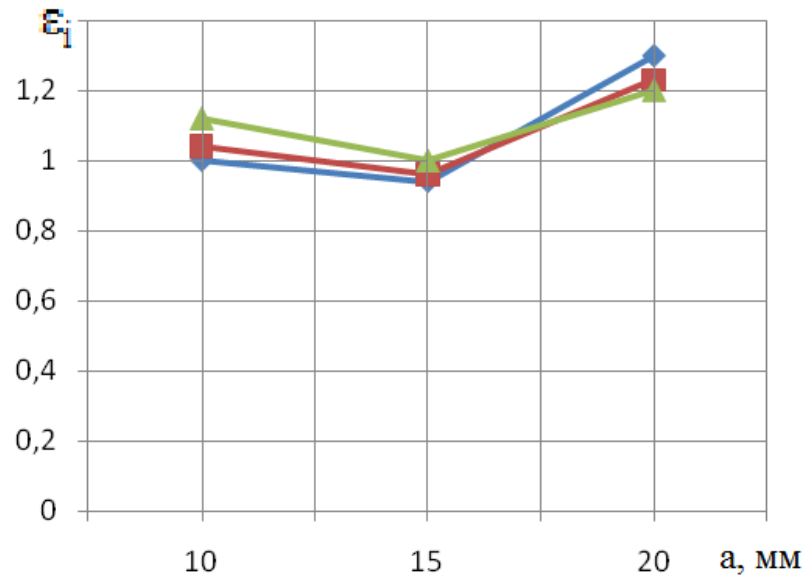
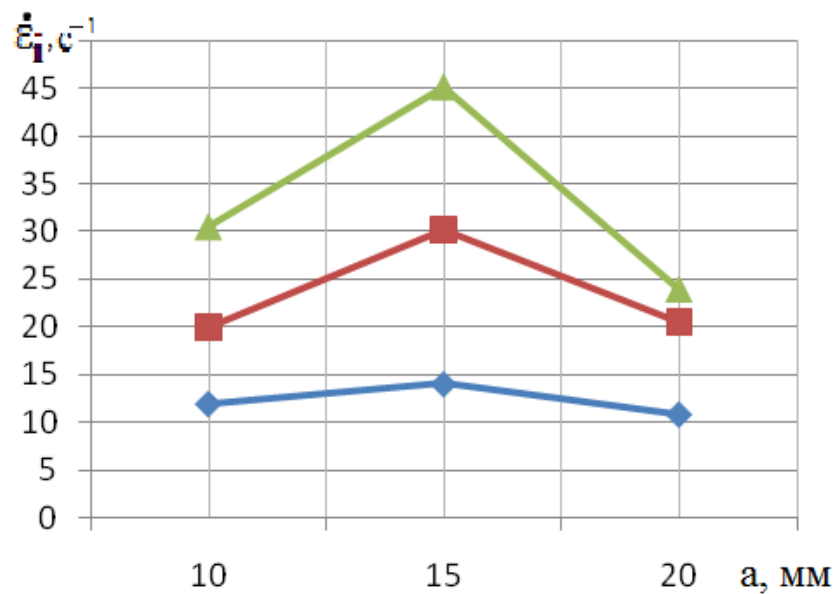


Рисунок 3.22 – Графические зависимости распределения деформации (а, в, д) и скорости деформации (б, г, е) в материальных точках от времени при прессовании заготовки с квадратным поперечным сечением – сторона квадрата 20 мм – со скоростью истечения металла 0,11 м/с: а, б –  $T_{нач} = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; в, г –  $T_{нач} = 150\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; д, е –  $T_{нач} = 200\text{ }^{\circ}\text{C}$

Для удобства анализа полученных данных, сведем результаты компьютерного моделирования в общую графическую зависимость (см. рисунок 3.23–рисунок 3.25).



а



б

Рисунок 3.23 – Графические зависимости деформации (а) и скорости деформации (б) от размера поперечного сечения заготовки и скорости истечения металла при  $T_{нач} = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$ :  $\blacklozenge$  – 0,04 м/с;  $\blacksquare$  – 0,075 м/с;  $\blacktriangle$  – 0,11 м/с



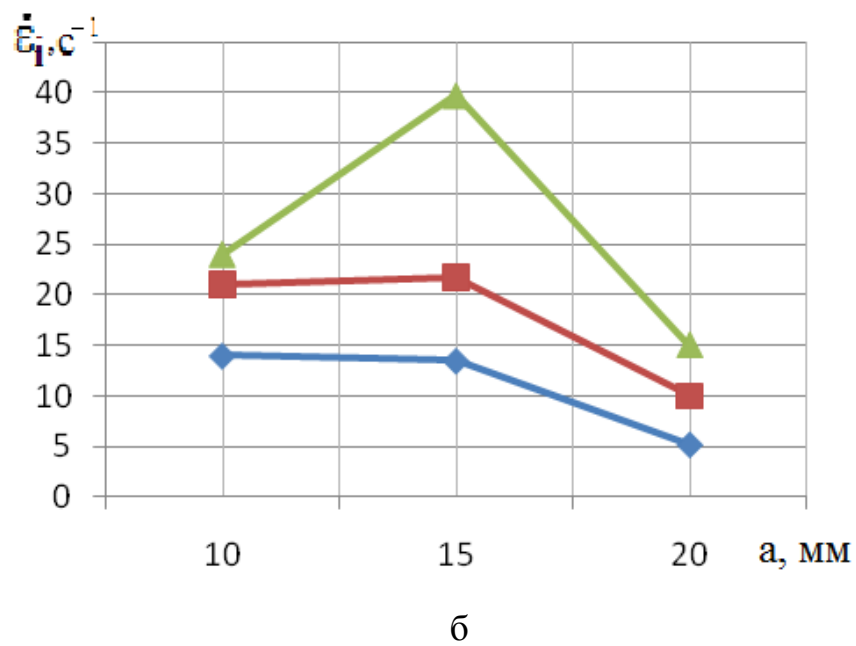
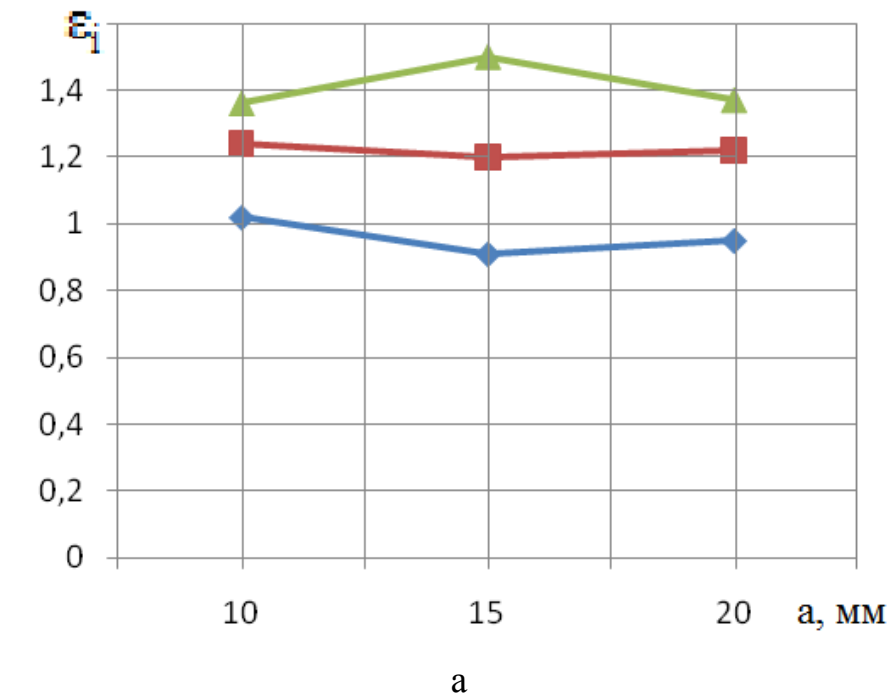


Рисунок 3.24 – Графические зависимости деформации (а) и скорости деформации (б) от размера поперечного сечения заготовки и скорости истечения металла при  $T_{нач} = 150\text{ }^{\circ}\text{C}$ :  $\blacklozenge$  – 0,04 м/с;  $\blacksquare$  – 0,075 м/с;  $\blacktriangle$  – 0,11 м/с

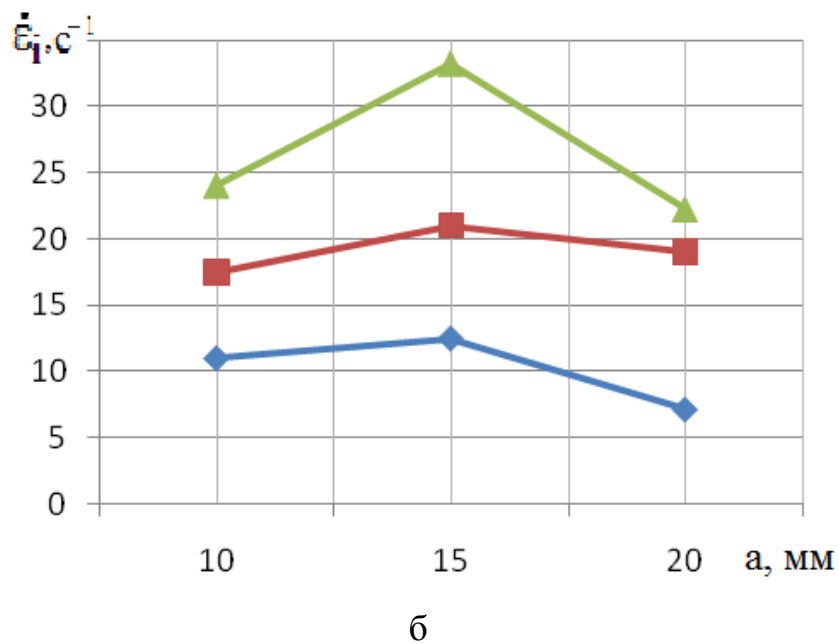
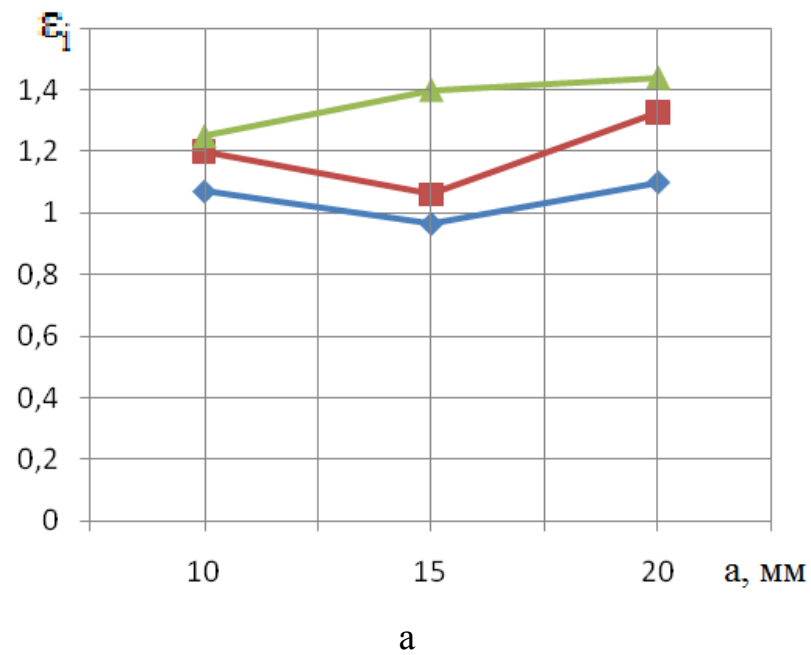


Рисунок 3.25 – Графические зависимости степени деформации (а) и скорости деформации (б) от размера поперечного сечения заготовки и скорости истечения металла при  $T_{нач} = 200$  °С:  $\blacklozenge$  – 0,04 м/с;  $\blacksquare$  – 0,075 м/с;  $\blacktriangle$  – 0,11 м/с

Приведенные выше графики позволяют выявить закономерность – при увеличении поперечного размера заготовки интенсивность деформации изменяется незначительно. Это связано с неравномерным разогревом заготовок

с большим поперечным сечением, вследствие этого незначительно увеличивается деформация точек, находящихся в центральной части заготовки и вблизи поверхности прижима.

Влияние поперечного размера заготовки на показатель напряженного состояния заготовки при РКУП-К, при  $T_{нач} = 150$  °С, представлено в таблице 3.3.

Полученные результаты показали, что с увеличением поперечного сечения заготовки разность  $\Delta \frac{\sigma_1}{\sigma_i}$  и  $\sigma_1/\sigma_{i \max}$  увеличиваются, а  $\sigma_1/\sigma_{i \min}$  уменьшается, разность  $\Delta \frac{\sigma_1}{\sigma_i}$  изменяется в интервале 1,8–2,2 единицы. Точки, находящиеся вблизи поверхности вала вначале подвержены сжатию, а затем растяжению. Наибольший показатель напряженного состояния у точек, находящихся в середине сечения заготовки.

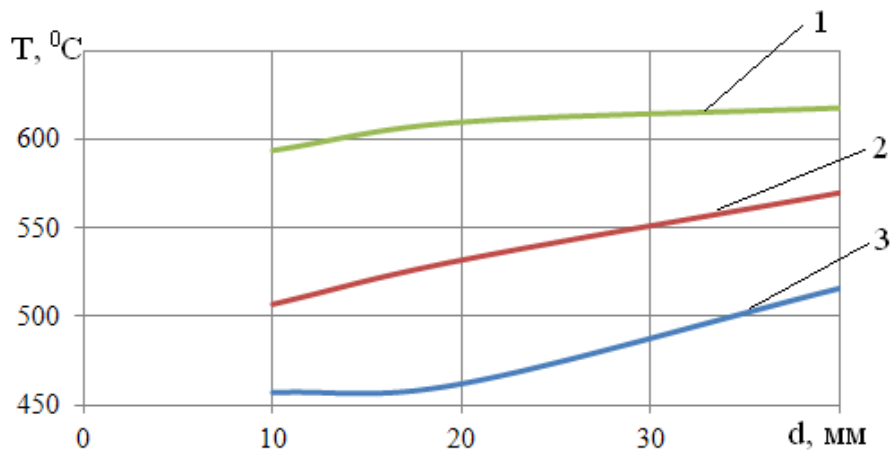
Таблица 3.3 – Влияние поперечного размера заготовки на показатель напряженного состояния заготовки

Сторона квадрата, мм	$v_{ист}, \text{м/сек}$	$\sigma_1/\sigma_{i \max}$	$\sigma_1/\sigma_{i \min}$	$\Delta \frac{\sigma_1}{\sigma_i}$
В = 10	0,04	0,9	-0,9	1,8
	0,075	1,0	-0,8	1,8
	0,11	1,2	-0,6	1,8
В = 15	0,04	1,0	-1,0	2,0
	0,075	1,0	-1,0	2,0
	0,11	1,2	-0,8	2,0
В = 20	0,04	1,1	-0,9	2,0
	0,075	1,1	-0,9	2,0
	0,11	1,2	-1,0	2,2

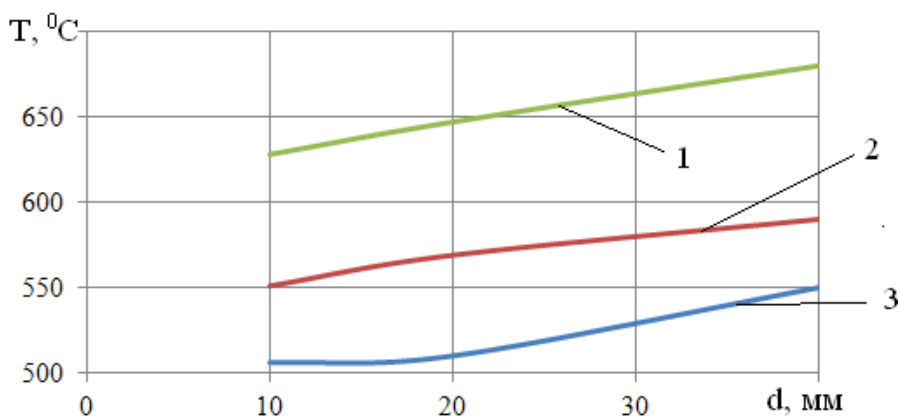
### 3. 2. Закономерности изменения и количественные зависимости термомеханических условий деформации сплава ВТ-6 от диаметра заготовки в процессе РКУП

В среднем точка пребывает в очаге деформации 41 с; 4 с; 0,42 с при скорости деформирования 0,1 мм/с; 1 мм/с; 10 мм/с соответственно (см. рисунок 3.26).

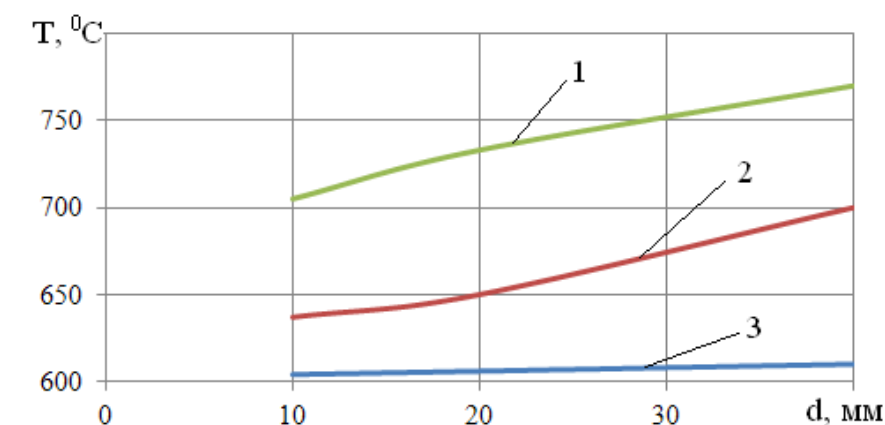
Анализ полученных зависимостей (см. рисунок 3.26), показал, что с увеличением размера поперечного сечения и скорости деформирования, температура разогрева заготовки в процессе прессования растет. При начальной температуре заготовки 600 °С и скорости деформирования 10 мм/с металл разогревается в очаге деформации до 773 °С (см. рисунок 3.26, г). Кратковременное повышение температуры в очаге деформации может быть существенным для миграции границ фрагментов, увеличения размеров зерен. Таких термических условий деформации для ВТ-6 следует избегать.



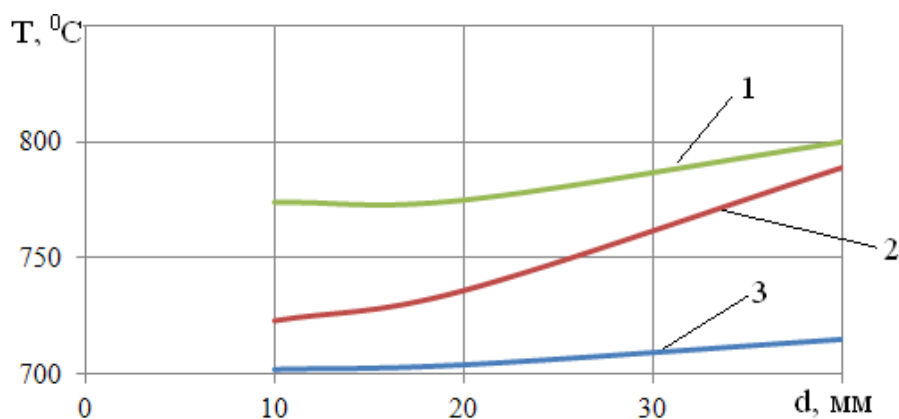
а



б



В

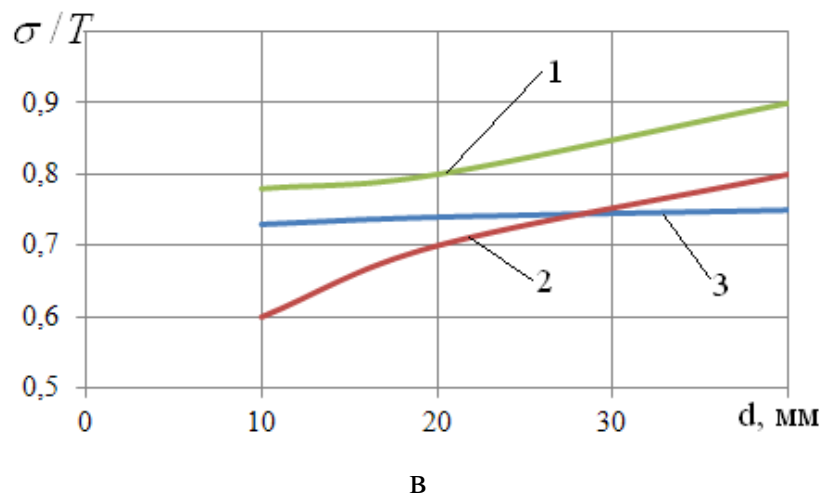
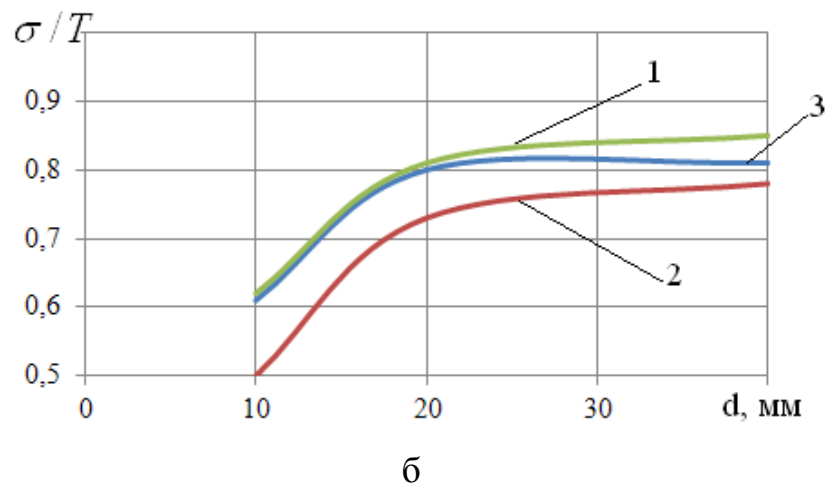
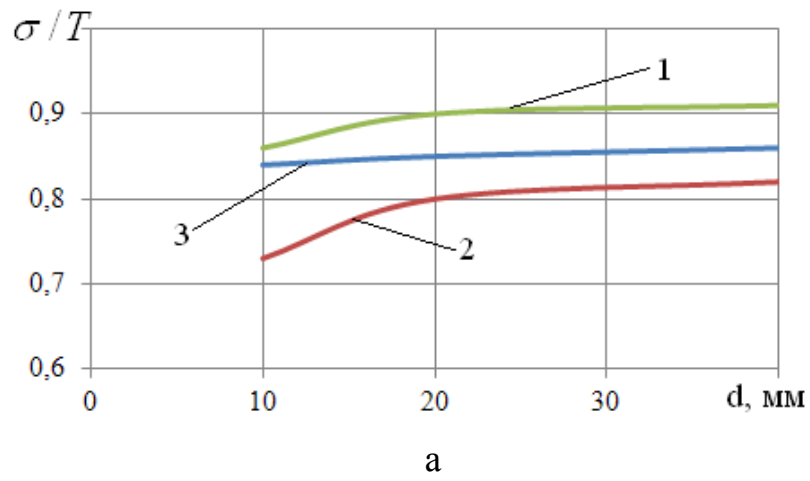


Г

Рисунок 3.26 – Графические зависимости максимальной температуры сплава ВТ6 в очаге деформации от диаметра заготовки при начальной температуре  $450 ^\circ\text{C}$  (а),  $500 ^\circ\text{C}$  (б);  $600 ^\circ\text{C}$  (в);  $700 ^\circ\text{C}$  (г) и скорости деформирования: 1 – 10 мм/с; 2 – 1 мм/с; 3 – 0,1 мм/с

Из результатов исследования (см. рисунок 3.27, рисунок 3.28) видно, что коэффициент жесткости, и относительное главное нормальное напряжение слабо зависят от начальной температуры нагрева заготовки и скорости деформирования, с увеличением диаметра заготовки наблюдается увеличение коэффициентов от 0,5 до 0,92. Увеличение коэффициента жесткости, и относительного главного нормального напряжения, обусловленное увеличением диаметра заготовки, способствует уменьшению деформационной способности заготовки при РКУП. Данный факт необходимо учитывать при

прогнозировании разрушения металла и аттестации геометрической формы канала матрицы для РКУП.



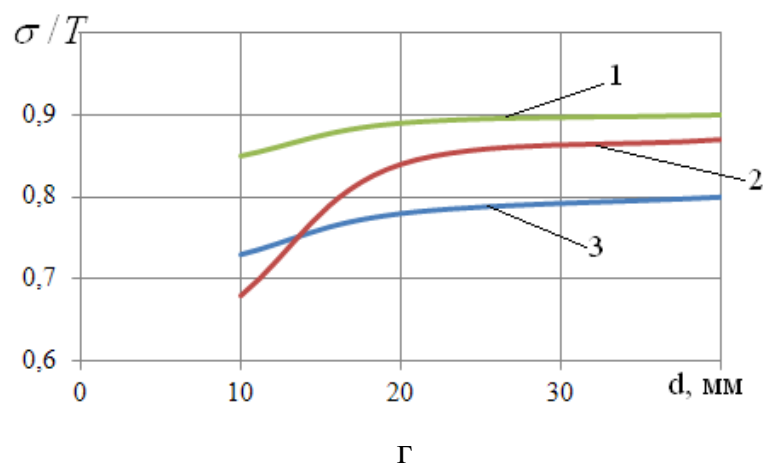
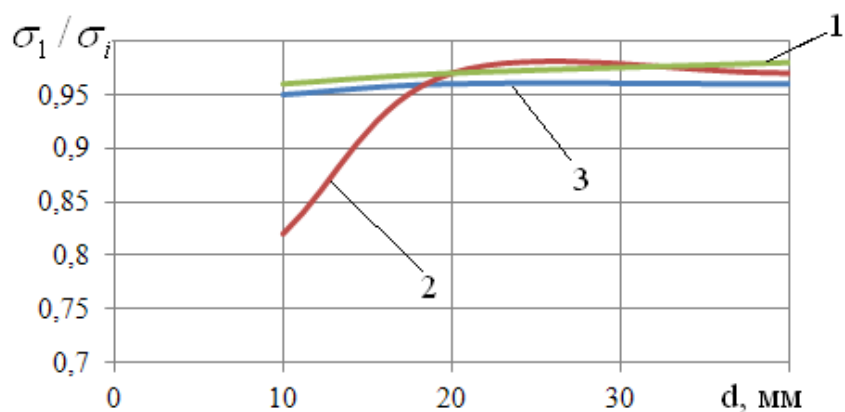
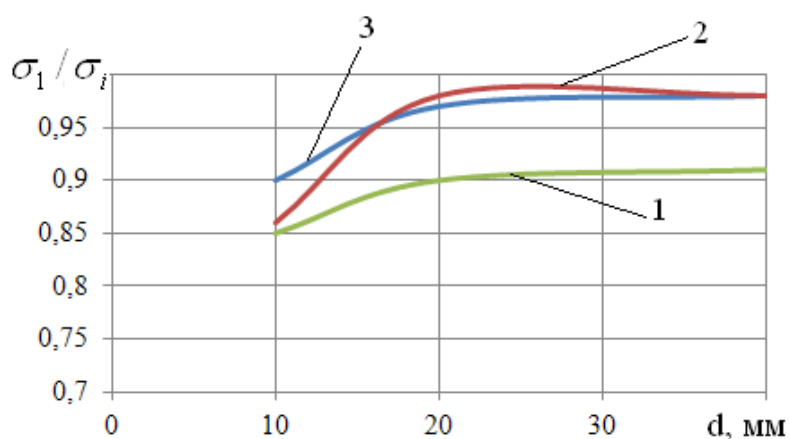
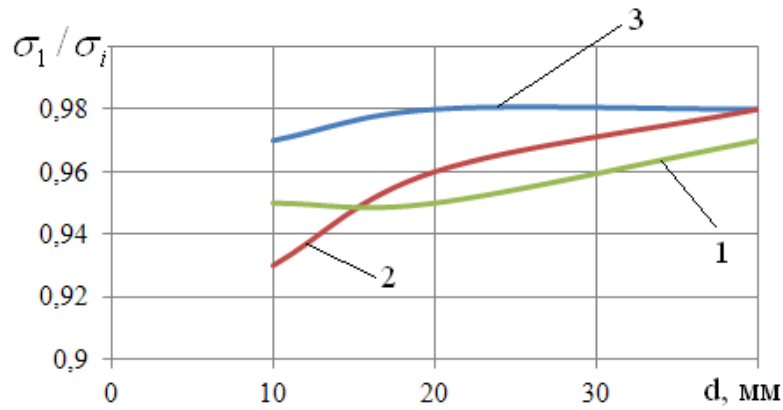
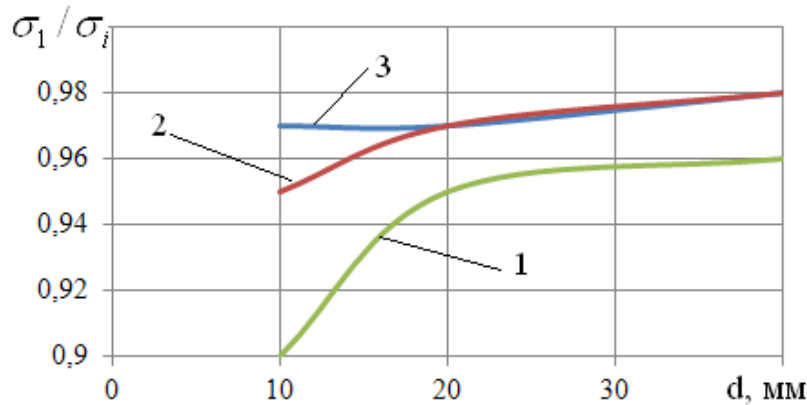


Рисунок 3.27 – Графические зависимости максимального коэффициента жесткости напряженного состояния точки в очаге деформации от диаметра заготовки при начальной температуре 450 °С (а), 500 °С (б); 600 °С (в); 700 °С (г) и скорости деформирования: 1 – 10 мм/с; 2 – 1 мм/с; 3 – 0,1 мм/с





В



Г

Рисунок 3.28 – Графические зависимости максимального относительного главного нормального напряжения в точке очага деформации от диаметра заготовки при начальной температуре 450 °С (а), 500 °С (б); 600 °С (в); 700 °С (г) и скорости деформирования: 1 – 10 мм/с; 2 – 1 мм/с; 3 – 0,1 мм/с

На рисунке 3.29 показаны зависимости, полученные обработкой выше приведенных графиков, при скорости деформирования 0,1 мм/с, 1 мм/с, 10 мм/с, которые можно использовать для выбора температурно-скоростного режима обработки металла при проектировании технологии РКУП. Графики, представленные на рисунке 3.29, хорошо описываются аппроксимирующими зависимостями с величиной достоверности  $R^2 = 1$  для скорости деформирования 0,1 мм/с – формула (76);  $R^2 = 1$  для скорости деформирования 1 мм/с – формула (77);  $R^2 = 1$  для скорости деформирования 10 мм/с – формула (78).



$$\Delta T = 0,0067 \cdot d^2 + 0,35 \cdot d + 1,3333, \quad (76)$$

$$\Delta T = -0,0133 \cdot d^2 + 1,925 \cdot d + 27,333, \quad (77)$$

$$\Delta T = -0,0283 \cdot d^2 + 2,575 \cdot d + 73,333. \quad (78)$$

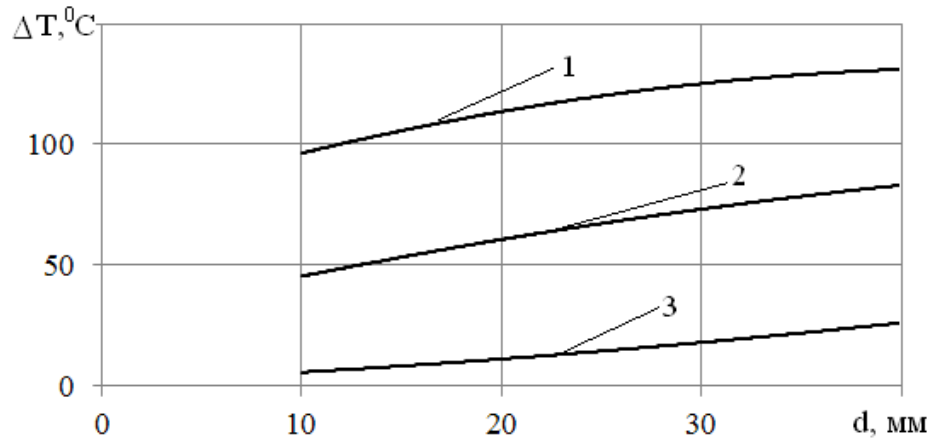


Рисунок 3.29 – Графические зависимости температурного разогрева металла в очаге деформации от диаметра заготовки при скорости деформирования: 1 – 10 мм/с; 2 – 1 мм/с; 3 – 0,1 мм/с

Зависимости (76), (77), (78) позволяют с учетом диаметра исходной заготовки, необходимой скорости деформирования рассчитывать деформационный разогрев и при известной температуре деформации конкретного металла или сплава рассчитывать температуру нагрева исходной заготовки, как разность температуры деформации и деформационного разогрева.

### Выводы по главе 3

1. Влияние поперечного размера заготовки на термомеханические условия деформации металла в процессе РКУП-К стального полуфабриката является существенным. При увеличении поперечного сечения заготовки увеличивается неравномерность разогрева металла по поперечному сечению, разность  $\Delta T$  изменяется: для  $B = 10$  мм составляет (85-35) °C; для  $B = 15$  мм составляет (210-140) °C, для  $B = 20$  мм составляет (240-160) °C.

2. С увеличением размера поперечного сечения величина накопленной минимальной деформации увеличивается вблизи прижима. Это происходит из-за неравномерности нагрева поперечного сечения. Наибольшая деформация и скорость деформации в очаге деформации характерны для точек, находящихся вблизи поверхности валка.

3. С увеличением поперечного сечения заготовки разность  $\Delta \frac{\sigma_1}{\sigma_i}$  и  $\sigma_1/\sigma_{i \max}$  увеличиваются, а  $\sigma_1/\sigma_{i \min}$  уменьшается. Точки, находящиеся вблизи поверхности валка, вначале подвержены действию сжимающих напряжений, а затем растягивающих. Наибольший показатель напряженного состояния у точек заготовки, находящихся в середине поперечного сечения.

4. Получены количественные зависимости термомеханических условий (76), (77), (78) деформации сплава ВТ-6 в процессе РКУП от диаметра заготовки. Зависимости позволяют определять температурно-скоростной режим РКУП, обеспечивающий благоприятные для формирования УМЗ структуры сплава ВТ-6 термомеханические условия деформации.

#### **Глава 4. Проектирование процессов РКУП**

В настоящей главе основное внимание было уделено разработке рекомендаций по использованию при проектировании процессов углового прессования моделей деформационно-силовых параметров ряда процессов УП, полученных в предшествующих главах, а именно методики прогнозирования разрушения металла в процессах многопроходного УП, методики исследования пластичности металла в термомеханических условиях деформации, реализующихся в процессах УП, путем совместного кручения и сжатия (растяжения) образцов, количественного описания влияния поперечного размера исходной заготовки, сужения выходного канала инструмента на температуру деформационного разогрева и показатели напряженного состояния заготовок из малолегированных титановых сплавов и малоуглеродистых сталей.

Также в главе представлены алгоритмы разработки технологических процессов РКУП штучной заготовки и РКУП-К длинномерной заготовки. Приведены методические указания и рекомендации для выполнения некоторых основных этапов разработки технологий УП с использованием полученных моделей и баз данных.

##### **4. 1. Алгоритм проектирования процесса РКУП (РКУП-ПК) цилиндрической заготовки**

Алгоритм разработки технологии РКУП (РКУП-ПК) включает следующие обязательные этапы.

1. Назначение припуска на механическую обработку заготовки после РКУП (РКУП-ПК) и определение продольного и поперечного размеров исходной заготовки.

2. Определение величины деформации, которую необходимо накопить в заготовке для получения нужной УМЗ структуры.

3. Определение количества проходов и маршрута РКУП (РКУП-ПК).

4. Определение режимов предварительной механической и термической обработки заготовки.
5. Определение термических и механических условий деформации металла.
6. Определение температурного, скоростного режима РКУП (РКУП-ПК).
7. Расчет поврежденности металла при РКУП (РКУП-ПК).
8. Расчет силы деформирования.
9. Выбор механического пресса или гидропресса.
10. Проектирование матрицы и пуансона для процесса РКУП (РКУП-ПК).
11. Выбор смазки для процесса РКУП.

Исходя из опыта получения заготовок методом РКУП, односторонний припуск на механическую обработку заготовки после РКУП назначают равным 0,5–0,7 мм [151–160]. Из-за значительных концевых отходов в процессе РКУП при определении продольного размера заготовки предусматривают односторонний технологический напуск равный диаметру заготовки при РКУП [161–170] и половине диаметра при РКУП-ПК [171–180].

Пункты алгоритма 2, 3, 4, 5 следует выполнять с использованием справочной литературы или данных приведенных, например, в работах [181–188].

Количество проходов РКУП (РКУП-ПК) определяют по формуле:

$$N = \varepsilon_N / \bar{\varepsilon}_i, \quad (79)$$

где  $\varepsilon_N$  – деформация, полученная заготовкой за  $n$  циклов обработки,  $\bar{\varepsilon}_i$  – среднее значение деформации, получаемое заготовкой за один цикл обработки.

Среднее значение деформации, получаемое заготовкой за один цикл обработки, определяют по следующим формулам.

Для РКУП:

$$\bar{\varepsilon}_i = 2 \operatorname{ctg} \gamma / \sqrt{3}. \quad (80)$$

Для РКУП-ПК:

$$\bar{\varepsilon}_i = 4ctg\gamma / \sqrt{3}. \quad (81)$$

Определение маршрута РКУП или РКУП-ПК выполняют в соответствии с работами [189–199].

При выполнении пункта 6 алгоритма рассчитывают температуру нагрева исходной заготовки, скорость движения траверсы и соответствующее скорости движения траверсы давление в рабочем цилиндре гидропресса. В случае использования механического пресса рассчитывают скорость движения ползуна соответствующую рабочему углу поворота главного вала механического пресса.

Из главы 3 следует, что температуру нагрева исходной заготовки необходимо выбирать с учетом диаметра исходной заготовки, скорости деформирования и деформационного разогрева.

Температуру нагрева исходной заготовки рассчитывают по формуле:

$$T_i = T - \Delta T, \quad (82)$$

где  $T$  – температура деформации металла, выбранная при выполнении пункта 5,  $\Delta T$  – деформационный разогрев, который рассчитывают по формулам (76), (77), (78) с учетом диаметра исходной заготовки и скорости деформирования.

Скорость движения траверсы гидропресса или скорость движения ползуна соответствующую рабочему углу поворота главного вала механического пресса рассчитывают с использованием формулы (6) для РКУП:

$$v = \frac{\dot{\varepsilon}_i \sqrt{3} D \sin \alpha}{2 \cos \gamma \sin(\gamma + \alpha)}, \quad (83)$$

где  $\dot{\varepsilon}_i$  – скорость деформации, выбранная при выполнении пункта 5, с использованием справочной литературы или с использованием формулы (19) для РКУП-ПК:

$$v = \frac{\dot{\varepsilon}_i \sqrt{3} B d}{4ctg\gamma}. \quad (84)$$

Давление в рабочем цилиндре гидропресса, соответствующее скорости  $v$  рассчитывают с использованием известной формулы [200]:

$$P_p = \frac{p\pi D^2 / 4 - Mg(1 - \mu) + P_B \frac{\pi}{2} (D_B^2 + 0,6D_B \sum \mu_B b_B)}{\frac{\pi}{4} (D_p^2 - 0,6D_p \sum \mu_p b_p)}, \quad (85)$$

где  $P$  – удельная сила углового прессования цилиндрической заготовки в матрице с сужающимся выходным каналом, рассчитываемая по формуле (14) или удельная сила РКУП-ПК, рассчитываемая по формуле (20),  $\mu$  – коэффициент трения в направляющих,  $P_B$  – давление в возвратном цилиндре,  $D_B$  – диаметр возвратного цилиндра,  $\mu_B$  – коэффициент трения в уплотнении возвратного цилиндра,  $b_B$  – высота уплотнения возвратного цилиндра,  $D_p$  – диаметр рабочего цилиндра,  $\mu_p$  – коэффициент трения в уплотнении рабочего цилиндра,  $b_p$  – высота уплотнения рабочего цилиндра.

Расчет поврежденности металла выполняют для точки с наибольшим значением показателя Кокрофта-Латама, эту точку определяют после предварительного моделирования формоизменения заготовки при РКУП (РКУП-ПК).

В результате моделирования получают и далее используют при расчете поврежденности металла зависимости  $\sigma_1 / \sigma_i(t)$ ,  $\dot{\varepsilon}_i(t)$ ,  $C(t)$ , характеризующие историю деформирования материальной точки заготовки.

Расчет поврежденности и прогнозирование разрушения металла в точке заготовки выполняют с использованием модифицированной модели Кокрофта-Латама (см. формулы (66) и (67)) или с использованием расчетной экспериментальной методики (см. главу 2.2.).

В первом случае, требуется зависимость  $\varepsilon_{i,p} \left( \frac{\sigma_1}{\sigma_i} \right)$  пластичности от показателя напряженного состояния. Эту зависимость получают экспериментально (см. главу 2.1) или используют известную для данного

металла и условий деформации из справочной или другой литературы. Поврежденность рассчитывается в одной и той же точке заготовки для каждого прохода РКУП (РКУП-ПК) по формуле (66).

Если сумма повреждений не удовлетворяет условию (67) или значение близко к единице изменяют термические или механические условия деформации металла. Этого достигают: увеличением температуры деформации; увеличением угла пересечения каналов; увеличением длины выходного канала матрицы; увеличением сужения выходного канала матрицы; применением противодействия. После корректировки термических и механических условий деформации вновь выполняют моделирование процесса РКУП (РКУП-ПК) на всех проходах, уточняют зависимость  $\varepsilon_{i,p}\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_i}\right)$ , рассчитывают поврежденность, проверяют условие (67). В случае удовлетворения условия (67) выполняют следующий этап разработки технологии РКУП (РКУП-ПК).

В случае прогнозирования разрушения металла с использованием расчетной экспериментальной методики поступают следующим образом.

Используя зависимости  $\frac{\sigma_1}{\sigma_i}(t)$ ,  $\dot{\varepsilon}_i(t)$ , полученные предварительным моделированием, многократно решают систему уравнений (71) и (73) или (72) и (73) для получения зависимостей осевой  $\nu(t)$  и угловой  $\omega(t)$  скоростей деформирования образца от времени для физического моделирования механических условий деформации материальной точки заготовки при РКУП. Зависимости  $\nu(t)$  и  $\omega(t)$  вводят в программное обеспечение экспериментального измерительного комплекса (см. рисунок 2.18), изготавливают образцы из данного металла и деформируют их кручением совместным со сжатием (растяжением).

Если при физическом моделировании образец разрушился, то и в точке заготовки, в которой при РКУП (РКУП-ПК) термические и механические условия деформации изменяются аналогично, произойдет разрушение металла. В случае разрушения образцов при физическом моделировании (для

подтверждения повторяемости результата деформируют не менее трех образцов) изменяют термические или механические условия деформации металла. Этого достигают: увеличением температуры деформации; увеличением угла пересечения каналов; увеличением длины выходного канала матрицы; увеличением сужения выходного канала матрицы; применением противодействия. После корректировки термических и механических условий деформации вновь выполняют моделирование процесса РКУП (РКУП-ПК) на всех циклах, уточняют зависимости  $v(t)$  и  $\omega(t)$  вводят в программное обеспечение экспериментального измерительного комплекса, изготавливают образцы из данного металла и деформируют их кручением совместным с сжатием (растяжением) по уточненной программе.

Если физические эксперименты показали неразрушение образцов, то это означает, что выбранная температура и форма канала матрицы обеспечат благоприятные термические и механические условия деформации металла при РКУП (РКУП-ПК). Матрицу с формой канала обеспечивающего благоприятные термические и механические условия деформации металла при РКУП (РКУП-ПК) можно рекомендовать к изготовлению.

Расчет силы деформирования выполняют по формуле:

$$F_{\partial} = p\pi D^2 / 4, \quad (86)$$

где удельную силу деформирования  $p$  определяют для РКУП по формуле (14), для РКУП-ПК по формуле (20). При этом значения напряжений течения металла  $\sigma_{s0}$ ,  $\sigma_{s1}$ ,  $\sigma_{s2}$  предварительно определяют с учетом скорости деформации выбранной при выполнении пункта 5 алгоритма разработки технологии РКУП (РКУП-ПК).

Выбор гидропресса для РКУП (РКУП-ПК) выполняют по номинальной силе пресса.

Для этого проверяют условие:

$$P_n \geq F_{\partial}, \quad (87)$$



где  $P_n$  – номинальная сила пресса, которая указывается в паспорте пресса.

В случае выбора механического пресса его кинематическая характеристика и график допустимых сил на ползуне пресса, обусловленных прочностью деталей главного исполнительного механизма пресса, должны удовлетворять условиям:

$$\nu(S_p) \leq \nu, \quad (88)$$

где  $\nu(S_p)$  – скорость деформирования, соответствующая рабочему ходу  $S_p$  прессования,  $\nu$  – скорость деформирования, рассчитанная для РКУП по формуле (83) или для РКУП-ПК по формуле (84);

$$P(S_p) \geq F_\delta, \quad (89)$$

где  $P(S_p)$  – допустимая сила на ползуне пресса, соответствующая рабочему ходу  $S_p$  прессования, значение допустимой силы определяют по имеющемуся в паспорте пресса графику или рассчитывают по известной методике [201],  $F_\delta$  – сила деформирования, рассчитанная по формуле (86). Рабочий ход  $S_p$  равен длине заготовки подвергаемой РКУП (РКУП-ПК).

Проверочный расчет на прочность матрицы и пуансона для процесса РКУП сводится к следующему. Расчет выполняют по методике [202].

По формуле Ляме:

$$\sigma_{r(\max)} = -p, \quad (90)$$

$$\sigma_{\theta(\max)} = \frac{1+k^2}{1-k^2} p, \quad (91)$$

$$k = r_1 / r_2, \quad (92)$$

где  $p$  – удельная сила, рассчитанная для РКУП по формуле (14), для РКУП-ПК по формуле (20),  $r_1, r_2$  – внутренний и наружный радиусы цилиндра.

В соответствии с третьей теории прочности:

$$\sigma_{\text{эквIII}} = \sigma_\theta - \sigma_r \leq [\sigma], \quad (93)$$

где  $[\sigma]$  – предел прочности для материала, из которого изготовлена матрица.

В результате проверяют условие:

$$p\left(\frac{2r_2^2}{r_2^2 - r_1^2}\right) \leq [\sigma]. \quad (94)$$

Проверку пуансона на сжатие с учетом продольного изгиба выполняют в следующей последовательности. Вначале определяют коэффициент  $\varphi$  понижения допускаемого напряжения  $\sigma_{сж}$ , зависящий от условий гибкости пуансона, учитывающий возможную потерю устойчивости пуансона (его продольный изгиб). Для пуансона круглого сечения этот коэффициент зависит от параметра [203]:

$$\mu = 2,8 \frac{h_n}{d_n} \quad (95)$$

где  $h_n$  – длина рабочей части пуансона, мм,  $d_n$  – диаметр (по наименьшему сечению) рабочей части пуансона, мм.

Далее определяют площадь  $F_k$  контакта рабочего торца пуансона со штампуемым материалом.

Напряжение сжатия определяют по формуле:

$$\sigma_{сж} = \frac{F_\delta}{\phi F_k}, \quad (96)$$

где  $F_\delta$  – сила деформирования, рассчитанная по формуле (86).

Для выбора одной из нескольких предполагаемых к использованию смазок рекомендуется применять методику, описанную в работе [84] и основанную на измерении силы при прямом выдавливании.

Методика реализуется следующим образом.

Деформация и температура образца, инструмента при прямом выдавливании равны деформации и температуре заготовки, получаемой за один цикл обработки РКУП. Скорость деформирования при прямом выдавливании выбирается таким образом, чтобы средняя скорость скольжения металла

относительно поверхности деформирующего участка матрицы для прямого выдавливания была равна скорости деформирования при РКУП (РКУП-ПК).

Экспериментально деформируют образцы с использованием различных смазок и измеряют при этом максимальное значение силы деформирования.

При этом образцы для прямого выдавливания изготавливают из металла подвергаемого РКУП (РКУП-ПК). Матрицу для прямого выдавливания изготавливают из материала инструмента для РКУП (РКУП-ПК). Качество обработки поверхностей матриц для прямого выдавливания и для РКУП (РКУП-ПК) должно быть одинаковым. Смазку, обеспечивающую минимальное значение силы деформирования при прямом выдавливании и беззадирное деформирование образца, рекомендуют к применению в процессе РКУП (РКУП-ПК).

#### 4. 2. Алгоритм проектирования процесса РКУП-К длинномерной заготовки

Алгоритм разработки технологии РКУП-К включает следующие обязательные этапы.

1. Назначение припуска на механическую обработку заготовки после РКУП-К и определение поперечных размеров длинномерной исходной заготовки.

2. Определение величины деформации, которую необходимо накопить в заготовке для получения нужной УМЗ структуры.

3. Определение количества проходов и маршрута РКУП-К.

4. Определение режимов предварительной механической и термической обработки заготовки.

5. Определение термических и механических условий деформации металла.

6. Определение температурного, скоростного режима РКУП-К.

7. Расчет поврежденности металла при РКУП-К.

8. Расчет крутящего момента и мощности.

9. Выбор установки непрерывного прессования по схеме Конформ.

10. Проектирование элементов крепления деталей образующих канал для РКУП.

11. Выбор смазки для процесса РКУП-К.

Исходя из опыта получения заготовок методом РКУП-К, односторонний припуск на механическую обработку заготовки после РКУП назначают равным 0,3–0,5 мм. Из-за не значительных концевых отходов в процессе РКУП-К, при определении продольного размера заготовки, предусматривают односторонний технологический напуск равный половине стороны прямоугольного поперечного сечения длинномерной заготовки.

Пункты алгоритма 2, 3, 4, 5 следует выполнять с использованием справочной литературы или данных приведенных, например, в работах [151–155].

Количество проходов РКУП-К определяют по формуле (79).

Среднее значение деформации, получаемое заготовкой за один цикл обработки, определяют по формуле (80).

Определение маршрута РКУП-К выполняют в соответствии с работами [189–193].

При выполнении пункта 6 алгоритма рассчитывают температуру нагрева исходной заготовки, скорость прессования и соответствующую скорости прессования угловую скорость вала установки для непрерывного прессования по схеме Конформ.

Из главы 3 следует, что температуру нагрева исходной заготовки необходимо выбирать с учетом диаметра (стороны квадратного поперечного сечения) исходной заготовки, скорости деформирования и деформационного разогрева.

Температуру нагрева исходной заготовки рассчитывают по формуле (82).

Деформационный разогрев  $\Delta T$  рассчитывают по графикам, аналогичным приведенным на рисунке 71, рисунке 72, рисунке 73 с учетом размера поперечного сечения заготовки, скорости прессования.

Угловую скорость вращения вала установки для непрерывного прессования по схеме Конформ рассчитывают с использованием формулы (26):

$$\omega = \frac{\dot{\varepsilon}_i \sqrt{3} r \cos(\gamma + 0,5 \arcsin(B/(R+B)))}{\cos \gamma (R + 0,5B)}, \quad (97)$$

где  $\dot{\varepsilon}_i$  – скорость деформации, выбранная при выполнении пункта 5, с использованием справочной литературы,  $R$  – радиус цилиндрической поверхности калибра вала,  $R \geq 16,2B$ , следует из условия не превышения деформации пластического изгиба заготовки во входном канале инструмента величины 0,03.

Момент вращения на валке рассчитывают с использованием формулы (27). При этом значения напряжений течения металла  $\sigma_{s0}$ ,  $\sigma_{sk}$ ,  $\sigma_s$  предварительно определяют с учетом скорости деформации выбранной при выполнении пункта 5 алгоритма разработки технологии РКУП-К.

Необходимую мощность на валке рассчитывают по формуле:

$$W = M\omega, \quad (98)$$

где  $M$  – момент, рассчитанный по формуле (27),  $\omega$  – угловая скорость вращения вала, рассчитанная по формуле (97).

Расчет поврежденности металла выполняют для точки с наибольшим значением показателя Кокрофта-Латама после предварительного моделирования формоизменения заготовки при РКУП-К.

В результате моделирования получают и далее используют при расчете поврежденности металла зависимости  $\sigma_1/\sigma_i(t)$ ,  $\dot{\varepsilon}_i(t)$ ,  $C(t)$ , характеризующие историю деформирования точки заготовки.

Расчет поврежденности и прогнозирование разрушения металла в точке заготовки выполняют с использованием модифицированной модели Кокрофта-Латама (см. формулы (66) и (67)) или с использованием расчетной экспериментальной методики (см. главу 2.2.).

В первом случае требуется зависимость  $\varepsilon_{i,p}\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_i}\right)$  предельной деформации от показателя напряженного состояния. Эту зависимость получают экспериментально (см. главу 2.1) или используют известную для данного металла и условий деформации из справочной или другой литературы. Поврежденность рассчитывается в одной и той же точке заготовки для каждого цикла РКУП-К по формуле (66).

Если сумма поврежденностей не удовлетворяет условию (67) или значение близко к единице изменяют термические или механические условия деформации металла. Этого достигают: увеличением температуры деформации; увеличением угла пересечения каналов; увеличением длины выходного канала матрицы; увеличением сужения выходного канала матрицы. После корректировки термических и механических условий деформации вновь выполняют моделирование процесса РКУП-К на всех циклах, уточняют зависимость  $\varepsilon_{i,p}\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_i}\right)$ , рассчитывают поврежденность, проверяют условие (67). В случае удовлетворения условия (67) выполняют следующий этап разработки технологии РКУП-К.

В случае прогнозирования разрушения металла с использованием расчетной экспериментальной методики поступают следующим образом.

Используя зависимости  $\frac{\sigma_1}{\sigma_i}(t)$ ,  $\dot{\varepsilon}_i(t)$ , полученные предварительным моделированием, многократно решают систему уравнений (71) и (73) или (72) и (73) для получения зависимостей осевой  $v(t)$  и угловой  $\omega(t)$  скоростей деформирования образца от времени для физического моделирования механических условий деформации материальной точки заготовки при РКУП-К. Зависимости  $v(t)$  и  $\omega(t)$  вводят в программное обеспечение экспериментального измерительного комплекса (см. рисунок 2.18), изготавливают образцы из данного металла и деформируют их кручением совместным с сжатием (растяжением).

Если при физическом моделировании образец разрушился, то и в точке заготовки, в которой при РКУП-К термические и механические условия деформации изменяются аналогично, произойдет разрушение металла.

В случае разрушения образцов при физическом моделировании (для подтверждения повторяемости результата деформируют не менее трех образцов) изменяют термические или механические условия деформации металла. Этого достигают: увеличением температуры деформации; увеличением угла пересечения каналов; увеличением длины выходного канала матрицы; увеличением сужения выходного канала матрицы. После корректировки термических и механических условий деформации вновь выполняют моделирование процесса РКУП-К на всех проходах, уточняют зависимости  $\nu(t)$  и  $\omega(t)$  вводят в программное обеспечение экспериментального измерительного комплекса, изготавливают образцы из данного металла и деформируют их кручением совместным с сжатием (растяжением) по уточненной программе.

Если физические эксперименты показали неразрушение образцов, то это означает, что выбранная температура и форма канала матрицы обеспечат благоприятные термические и механические условия деформации металла при РКУП-К. Инструмент с формой канала обеспечивающего благоприятные термические и механические условия деформации металла при РКУП-К можно рекомендовать к изготовлению.

Выбор установки для непрерывного прессования по схеме Конформ выполняют по номинальному моменту и мощности.

Для этого проверяют условия:

$$M_n \geq M, \quad (99)$$

где  $M_n$  – номинальный момент установки для непрерывного прессования по схеме Конформ,  $M$  – момент, рассчитанный по формуле (27);

$$W_n \geq W, \quad (100)$$

где  $W_n$  – мощность установки, которая указывается в паспорте установки,  $W$  – мощность, рассчитанная по формуле (98).

Проверочный расчет на прочность элементов крепления (штифтов, болтов, шлицевого соединения, сварочных швов) деталей (упора, прижима, валка) образующих канал для РКУП-К выполняют с применением известных методик [204 –208].

Для выбора одной из нескольких предполагаемых к использованию смазок рекомендуется применять методику, описанную в работе [84] и основанную на измерении силы при прямом выдавливании.

Методика реализуется следующим образом.

Деформация при прямом выдавливании образца равна деформации получаемой заготовкой за один проход обработки РКУП. Скорость деформирования при прямом выдавливании выбирается таким образом, чтобы средняя скорость скольжения металла относительно поверхности деформирующего участка матрицы для прямого выдавливания была равна скорости деформирования при РКУП-К.

Экспериментально деформируют образцы с использованием различных смазок и измеряют при этом максимальное значение силы деформирования.

При этом образцы для прямого выдавливания изготавливают из металла подвергаемого РКУП-К. Матрицу для прямого выдавливания изготавливают из материала инструмента для РКУП-К. Качество обработки поверхностей матриц для прямого выдавливания и для РКУП-К должно быть одинаковым. Метод РКУП-К, реализует принцип воздействия активных сил трения на боковую поверхность заготовки.

Поэтому смазку, обеспечивающую максимальное значение силы деформирования и беззадирное деформирование образца, рекомендуют к применению в процессе РКУП-К.



#### 4. 3. Примеры выполнения некоторых этапов разработки технологий РКУП

##### 4.3.1 Проектирование технологии РКУП заготовки диаметром 38 мм из стали ШХ15

Сталь ШХ15 применяют главным образом для изготовления деталей изделий машиностроения, к которым предъявляются высокие требования к твердости, износостойкости и контактной прочности. Необходимые свойства стали получают закалкой и отпуском, причем соотношение прочности и пластичности определяется температурой отпуска: увеличение температуры приводит к повышению пластичности, однако при этом наблюдается резкое снижение прочности при комнатной температуре [209]. В закаленном состоянии сталь при высокой прочности становится чрезвычайно хрупкой, и в таком состоянии ее практическое применение проблематично. Предполагается, что предварительная интенсивная пластическая деформация стали при повышенных температурах, обеспечит увеличение ее пластичности при комнатной температуре до приемлемого уровня при сохранении высокой прочности и твердости. Интенсивная пластическая деформация позволит получить ультрамелкозернистую структуру матрицы и обеспечить пластические свойства, а карбиды, выделяющиеся в динамических условиях при протекании пластической деформации, будут иметь высокую дисперсность и, следовательно, будут являться упрочняющей фазой.

Режимы РКУП заготовок, которые обеспечивают в совокупности с последующей термообработкой существенное повышение пластичности полученных из заготовок образцов при сохранении высоких прочностных свойств, при комнатной температуре, выбрали из работы [20].

Термомеханическая обработка заготовок, включающая предварительную закалку в масло с температуры 850 °С, деформация величиной 0,6 – 0,7 при температуре 400 °С и скорости деформации не более 0,08 с<sup>-1</sup>, последующий отжиг – нагрев в течение 10 мин. до температуры 200 °С и последующее охлаждение на воздухе до комнатной температуры, обеспечивает существенное

увеличение пластичности при сохранении прочности образцов стали ШХ15 при растяжении при комнатной температуре. Равномерное удлинение стальных образцов составляет 5 %, что на 4 % больше аналогичной характеристики закаленных образцов стали в состоянии поставки.

Деформацию заготовки величиной 0,6–0,7 обеспечит один цикл обработки в матрице с углом пересечения каналов 120 град. Угол 120 град. определили по формуле (80).

Скорость деформирования рассчитываем по формуле (83):

$$v = \frac{0,08\sqrt{3} \times 38 \times \sin 10}{2 \cos 60 \sin(60 + 10)} = 0,96 \text{ мм/с.}$$

По формулам (14) и (86) рассчитываем силовые параметры (удельную силу, силу деформирования) РКУП (см. таблицу 4.1).

Таблица 4.1 – Параметры для расчета и результаты оценки силы углового прессования

$\sigma_{s0}, \sigma_{s1}, \sigma_{s2},$ МПа	$\alpha, \gamma,$ градус	$f_1, f, f_2$	D, мм	d, мм	$l_1,$ мм	$l_2,$ мм	$F_0,$ кН	p, МПа
420, 560, 580	10, 60	0,13	40	38	65	145	1573	1201
420, 560, 580	10, 60	0,1	40	38	65	145	1246	1100

Поврежденность рассчитывали по формуле (66). Функцию  $\varepsilon_{i,p} = -1,397 \ln\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_i}\right) + 0,6$ , определяющую пластичность стали ШХ15, устанавливали экспериментально по методике, приведенной в работе [136].

В результате моделирования получили, что максимальное значение показателя Кокрофта-Латама  $s = \int_0^{\varepsilon_i} \frac{\sigma_1}{\sigma_i} d\varepsilon_i$  – показателя поврежденности металла, наблюдается в области заготовки, примыкающей при РКУП к внутреннему углу матрицы (рисунок 4.1). Поэтому расчет поврежденности металла

выполняли для материальной точки выбранной именно из этой области заготовки.

Показатель поврежденности  $c$  указанной материальной точки заготовки интенсивно увеличивается в интервале времени (100–520) с (рисунок 4.2), когда точка находится в зоне сдвига очага деформации и незначительно изменяется в интервале времени (520–2500) с, когда точка находится в сужающемся выходном канале матрицы – в зоне растяжения очага деформации. Интенсивному увеличению показателя поврежденности  $c$  в интервале времени (100 –520) с, способствует действие положительного нормального напряжения  $\sigma_1$  (рисунок 4.3).

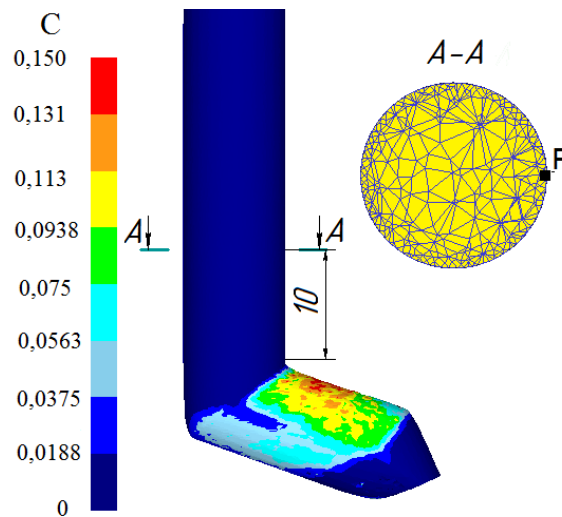


Рисунок 4.1 – Схема положения материальной точки, распределение показателя Кокрофта-Латама  $c$  в продольном сечении деформированной заготовки и начальное положение материальной точки

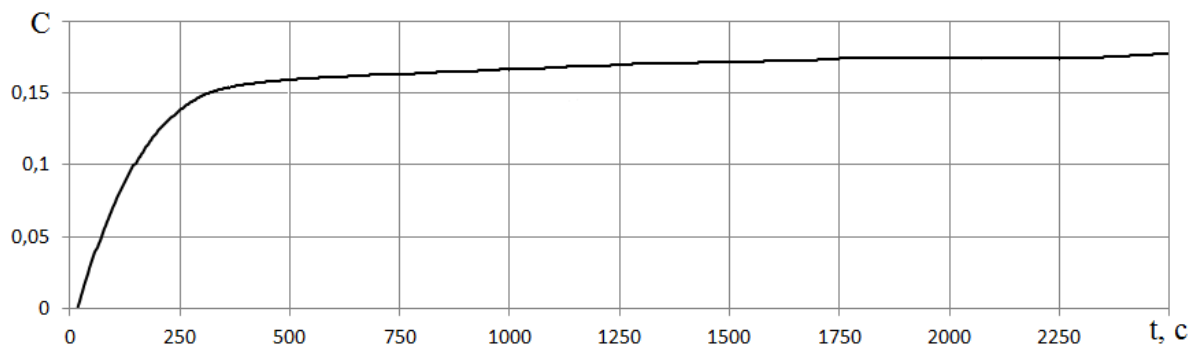


Рисунок 4.2 – Графическая зависимость показателя поврежденности  $c$  материальной точки от времени

Показатель напряженного состояния  $\sigma_1 / \sigma_i$  материальной точки заготовки в интервале времени (100–520) с больше 0 (см. рисунок 4.3). Графическая зависимость интенсивности накопленной деформации в материальной точке от времени качественно совпадает с зависимостью показателя поврежденности металла материальной точки от времени (см. рисунок 4.4 и рисунок 4.2 соответственно). Значительную деформацию материальная точка получает в зоне сдвига очага деформации и незначительную  $\varepsilon_i \approx 0,08$  – в зоне растяжения очага деформации.

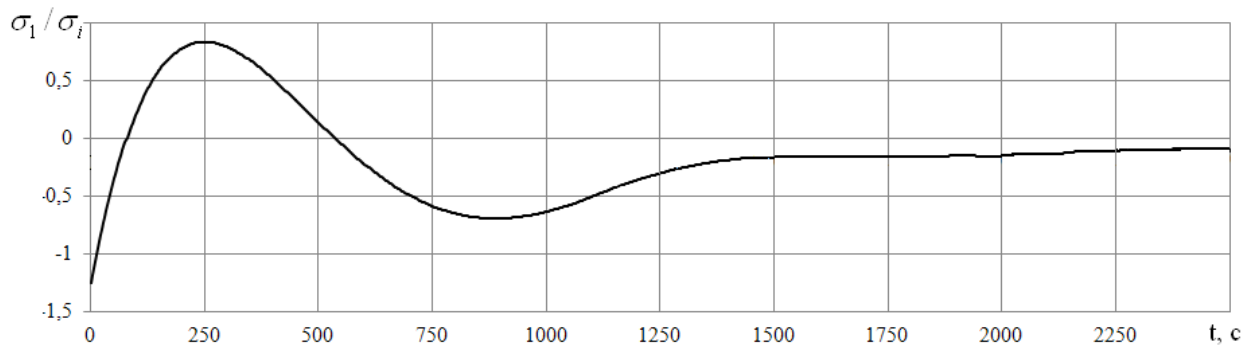


Рисунок 4.3 – Графическая зависимость показателя  $\sigma_1 / \sigma_i$  напряженного состояния материальной точки от времени

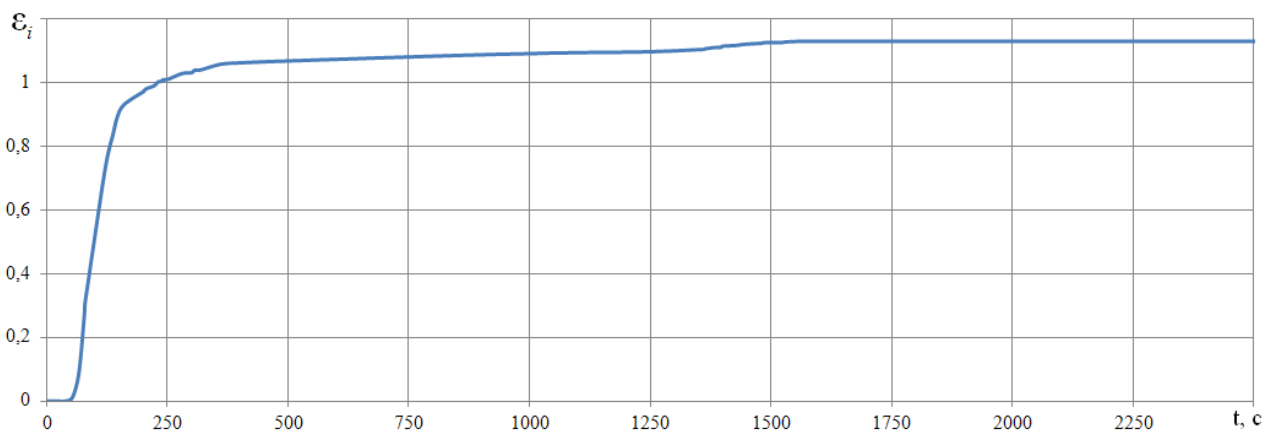


Рисунок 4.4 – Графическая зависимость накопленной интенсивности деформации материальной точкой от времени

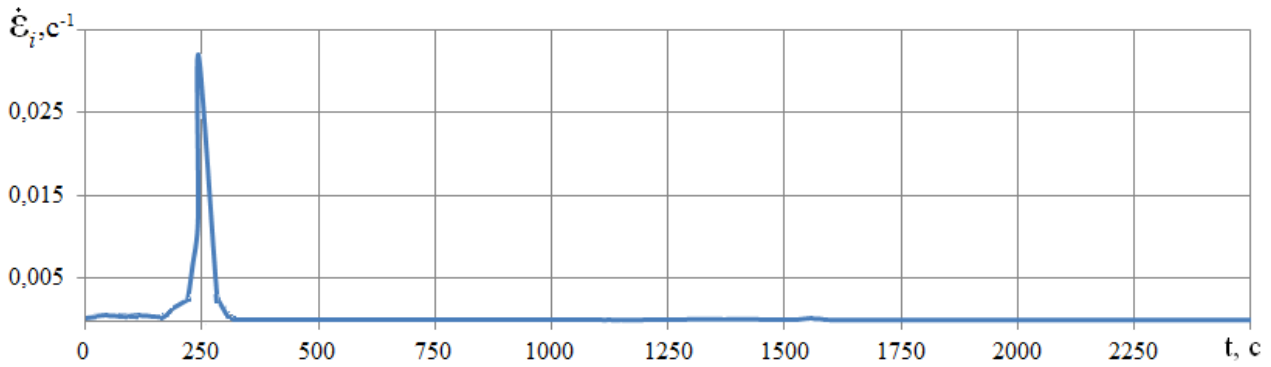


Рисунок 4.5 – Графическая зависимость интенсивности скорости деформации материальной точкой от времени

Время деформирования материальной точки заготовки, при расчете поврежденности металла, представляли 500-ми этапами деформирования с длительностью этапа  $t_0$ , равной 5 с. Указанные параметры этапного представления деформирования материальной точки заготовки соответствуют выполнению условия (69). Значение поврежденности металла, рассчитанное по формуле (66), получили равным 0,323. После четырех проходов РКУП, с поворотом заготовки на 90 град вокруг «продольной» оси перед очередным проходом РКУП (маршрут В<sub>с</sub>), расчетное значение поврежденности составило 0,893. Таким образом, заготовка после одного прохода обработки имеет большой запас пластичности (0,323 много меньше 1).

Матрица и пуансон определяют работоспособность, надежность и долговечность всей установки. Их расчет и конструирование – важнейший этап разработки документации установки для РКУП.

Давление  $p = 1201$  МПа (см. таблицу 18),  $r_1 = 19$  мм.

Для стали ДИ 22 (после отжига)  $[\sigma] = 2400$  МПа [210, 211].

Подставляя эти данные в формулу (94) получили, что наружный радиус матрицы должен быть не менее 290 мм.

Проверку пуансона на сжатие с учетом продольного изгиба проводили в следующей последовательности. Определили параметр  $\mu$  [203].

$$\mu = 2,8 \frac{h_n}{d_n} = 2,8 \frac{320}{40} = 20,4,$$

где  $h_n$  – длина рабочей части пуансона,  $d_n$  – диаметр (по наименьшему сечению) рабочей части пуансона.

С учетом параметра  $\mu$  и для пуансона круглого сечения определили  $\phi = 0,7$  [200], коэффициент  $\phi$  понижения допускаемого напряжения  $\sigma_{сж}$ , зависящий от условий гибкости пуансона, учитывающий возможную потерю устойчивости пуансона (его продольный изгиб).

Далее определили площадь  $F_k$  контакта рабочего торца пуансона со штампуемым материалом:  $F_k = \frac{\pi d^2}{4} = \frac{\pi 40^2}{4} = 1256 \text{ мм}^2$ .

$$\text{Напряжение сжатия: } \sigma_{сж} = \frac{P}{\phi F_k} = \frac{1573000}{0,7 \cdot 1256} = 1789 \text{ МПа.}$$

Допускаемое напряжение на сжатие для стали Р6М5 (после закалки при температуре 1280 °С в масле и трехкратного отпуска по 1 ч при температуре 600 °С) равно 2210 МПа. Следовательно, условие продольной устойчивости пуансона выполняется.

#### 4.3.2 Проектирование технологии РКУП-К длинномерной заготовки со стороной квадратного сечения 24 мм из сплава системы Ti-6Al-4V

Маршрут и режимы РКУП-К сплава системы Ti-6Al-4V, обеспечивающие однородное измельчение структуры выбрали с учетом работы [152 –154].

Температура составляет (600–700) °С, накопленная деформация 3 –6, скорость деформации 0,2 с<sup>-1</sup>, предварительная термообработка – закалка в воду (температура нагрева ниже  $T_m$  на 10 –30 °С) с последующим старением при температуре 675 °С –775 °С в течение 4 часов приводят к образованию исходной  $\alpha$  - фазы тонкопластинчатой морфологии, позволяет сформировать после РКУ-К УМЗ структуру с очень малым размером зерен  $\alpha$  - фазы (0,3 мкм) в 80% объема заготовки.

Количество проходов обработки принимаем равным 4.

Тогда применяя формулу (79) для деформации, накопленной в заготовке за один проход, получаем:  $\bar{\varepsilon}_i = \varepsilon_N / N = 3/4 = 0,75$ .

Применяя формулу (80) получаем угол пересечения каналов:

$$2\gamma = \operatorname{arccctg}\left(\frac{\sqrt{3}\bar{\varepsilon}_i}{2}\right) = \operatorname{arccctg}\left(\frac{\sqrt{3} \times 0,75}{2}\right) = 114 \text{ град.}$$

Для радиуса цилиндрической поверхности калибра валка получаем:  
 $R = 16,2 \times B = 16,2 \times 24 = 388 \text{ мм.}$

Угловую скорость вращения валка установки для непрерывного прессования по схеме Конформ рассчитывают с использованием формулы (97):

$$\omega = \frac{0,2\sqrt{3} \times 5 \cos\left(57 + 0,5 \arcsin\left(24 / (388 + 24)\right)\right)}{\cos 57 (388 + 0,5 \times 24)} = 0,0045 \text{ рад/с.}$$

Необходимый угол захвата заготовки  $\alpha$  рассчитываем, применяя формулу (28):  $\alpha = 22 \text{ град.}$

Момент вращения на валке рассчитывают с использованием формулы (27) и данных приведенных в таблице 4.2:  $M = 119462 \text{ Нм.}$

Таблица 4.2 – Исходные данные для расчета момента

$\sigma_{S0}$ , МПа	$\bar{\sigma}_{Sk}$ , МПа	$\bar{\sigma}_S$ , МПа	L, мм	R, мм	$f_1$ , $f_2$
360	370	365	7	388	0,12
360	370	365	7	388	0,1

Мощность на валке рассчитывают по формуле (98):  $W = 486 \text{ Вт.}$

Для расчета поврежденности металла предварительно выполнили моделирование формоизменения длинномерной заготовки при РКУП-К.

Максимальное значение показателя Кокрофта-Латама  $c = \int_0^{\varepsilon_i} \frac{\sigma_1}{\sigma_i} d\varepsilon_i$  – показателя поврежденности металла, наблюдается в области заготовки, примыкающей при РКУП-К к внутреннему углу матрицы (рисунок 4.6, а).

Поэтому расчет поврежденности металла выполняли для материальной точки, выбранной именно из этой области заготовки (см. рисунок 4.6, а).

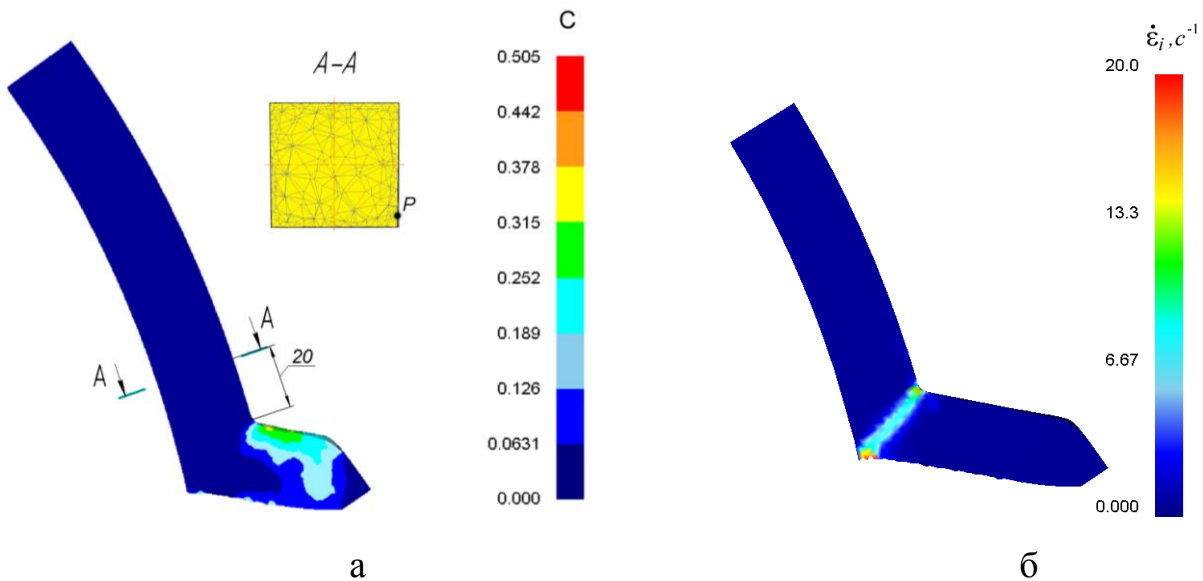


Рисунок 4.6 – Схема положения материальной точки и распределение показателя поврежденности металла и интенсивности скорости деформации в заготовке: а – распределение показателя Кокрофта-Латама  $c$  в продольном сечении деформированной заготовки, начальное положение материальной точки; б – распределение интенсивности скорости деформации в продольном сечении заготовки

Показатель поврежденности  $c$  указанной материальной точки заготовки интенсивно увеличивается на 1-ом и 4-ом проходах РКУП-К, когда точка находится в зоне сдвига очага деформации (см. рисунок 4.6, б). Показатель поврежденности  $c$  (рисунок 4.7) указанной материальной точки заготовки интенсивно увеличивается, когда точка находится в зоне сдвига очага деформации, и не изменяется, когда точка находится в сужающемся выходном канале матрицы – в зоне растяжения очага деформации. Интенсивному



увеличению показателя поврежденности  $c$  на каждом проходе способствует действие положительного нормального напряжения  $\sigma_1$  (рисунок 4.8).

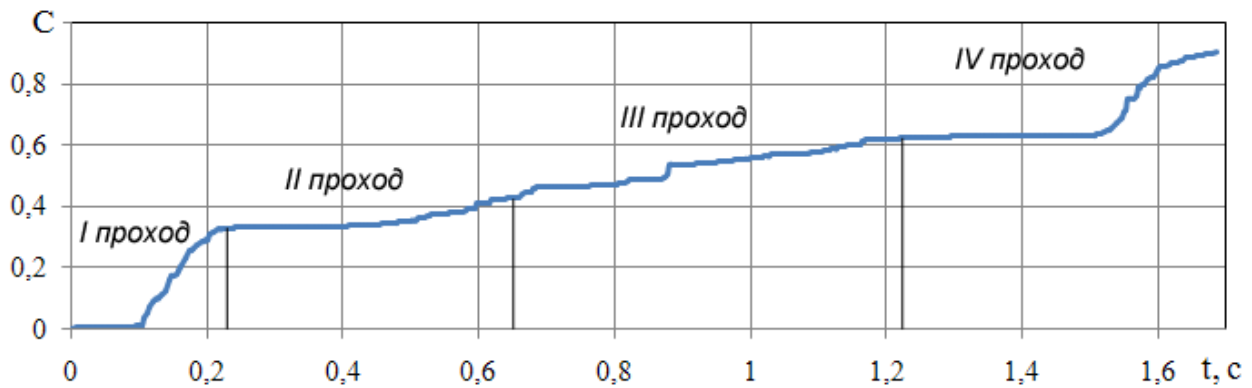


Рисунок 4.7 – Графическая зависимость показателя поврежденности  $c$  материальной точки от времени

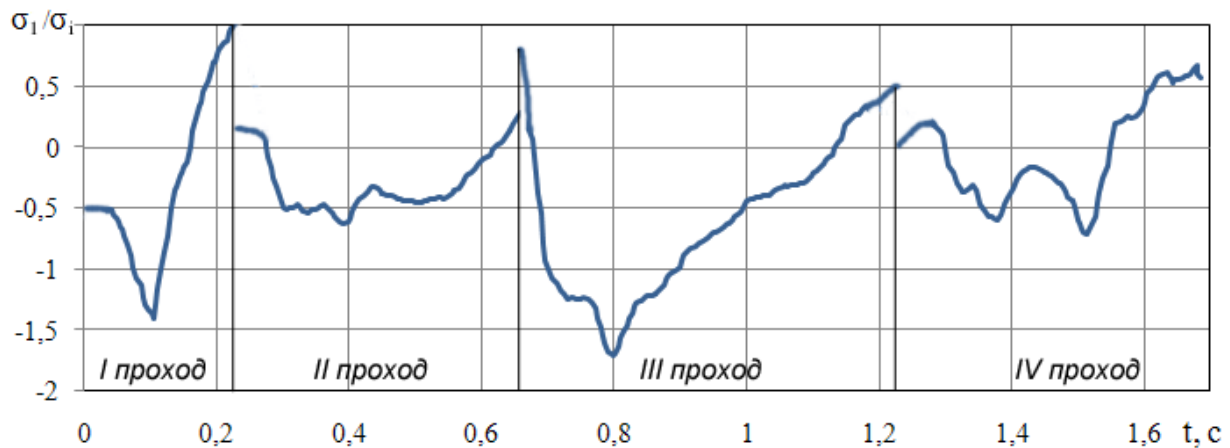


Рисунок 4.8 – Графическая зависимость показателя  $\sigma_1/\sigma_i$  напряженного состояния материальной точки от времени

При расчете поврежденности металла время прохождения материальной точки заготовки через очаг деформации за четыре прохода представляли 110-ю этапами деформирования с длительностью этапа  $t_s$ , равной 0,006 с. Указанные параметры этапного представления деформирования материальной точки заготовки соответствуют выполнению условия (69). Значение поврежденности металла, рассчитанное по формуле (66) для первого прохода, получили равным 0,331. После четырех проходов РКУП-К, с поворотом заготовки на 90 град

вокруг «продольной» оси перед очередным проходом РКУП-К, расчетное значение поврежденности металла в указанной материальной точке заготовки составило 0,8. Таким образом, заготовка после четырех циклов РКУП-К имеет не большой запас пластичности (0,8 меньше 1).

#### Выводы по главе 4

1. Предложен и апробован алгоритм проектирования процесса РКУП (РКУП-ПК) цилиндрической заготовки, разработаны рекомендации для выполнения основных этапов разработки технологий РКУП (РКУП-ПК).

2. Предложен и апробован алгоритм проектирования процесса РКУП-К длинномерной заготовки, разработаны рекомендации для выполнения основных этапов разработки технологий РКУП-К.

3. Разработаны рекомендации по использованию при проектировании процессов углового прессования полученных: моделей для расчета деформационных, силовых параметров процессов РКУП; методики прогнозирования разрушения металла в процессах многопроходного РКУП; методики исследования пластичности металла в термомеханических условиях деформации, реализующихся в процессах УП, путем совместного кручения и сжатия (растяжения) образцов; количественного описания влияния поперечного размера исходной заготовки на температуру деформационного разогрева и показатели напряженного состояния.

## **Глава 5. Обоснование рациональных режимов объемной штамповки и механических условий деформации металла, обеспечивающих требуемую точность и гарантированное качество УМЗ изделий**

Данная глава посвящена разработке и усовершенствованию технологических процессов РКУП, технологии изотермической штамповки УМЗ изделий авиационного назначения, а также технологии РКУП-К изготовления заготовки имплантата.

Определен температурно-скоростной режим и давление в рабочем цилиндре гидропресса при изотермической штамповке УМЗ лопатки, которые обеспечивают режим штамповки, удовлетворяющий термическим и механическим условиям низкотемпературной сверхпластической деформации УМЗ сплава ВТ-6, т. е.  $\dot{\varepsilon}_i \leq 7,5 \cdot 10^{-2} \text{ с}^{-1}$  при  $T = 650^\circ\text{C}$ .

Определена температура деформации для осуществления четырех проходов РКУП-К, за которые заготовка имплантата накапливает деформацию, около трех единиц и обеспечивается высокий уровень механических свойств.

5. 1. Расчет силового, скоростного режимов пластической деформации заготовки, обеспечивающих требуемую точность и гарантированное качество лопаток при открытой изотермической штамповке

Исследования сплава ВТ-6 показали возможность повышения его прочностных и усталостных характеристик почти в 1,5 раза при формировании в нем ультрамелкозернистой структуры [212].

Лопатки компрессора из традиционных титановых сплавов изготавливают объемной и изотермической штамповкой, в том числе с использованием сверхпластической деформации, обычно в интервале температур  $900^\circ\text{C} - 950^\circ\text{C}$ . Применение наноструктурных заготовок при штамповке изделий сложной формы создает возможность реализации изотермической штамповки в условиях относительно низкотемпературной

сверхпластичности, т. е. при температуре на (200–250) °C ниже традиционной [1, 213].

В частности, наноструктурный титановый сплав BT-6 (Ti-6Al-4V), полученный с использованием ИПД, проявляет признаки сверхпластичности в интервале температур (600–800) °C, что позволяет штамповать изделия сложной формы при данных температурах.

Штамповка изделий в указанном температурном интервале имеет значительные технологические преимущества, например: снижение затрат на электроэнергию, возможность использования более дешевых штамповых материалов для изготовления штамповой оснастки. Кроме того, пластическое формоизменение изделий при более низких температурах способствует сохранению наноструктуры в заготовке и обеспечивает более высокие механические свойства изделий и, следовательно, их надежность и долговечность.

Однако относительно низкие температуры изотермической штамповки определяют повышенные значения напряжений течения, что приводит к повышенным удельным силам, действующим на инструмент в процессе обработки. Поэтому исследование силовых параметров и оптимизация режимов штамповки в целях создания инструмента с высокими характеристиками износостойкости является актуальной задачей.

Особый интерес представляет влияние скоростей деформации и трибологических характеристик смазочного материала на удельные силы штамповки при интенсивном истечении тонкого полотна заготовки лопатки.

В качестве объекта исследований выбрали лопатку спрямляющего аппарата 4-ой ступени компрессора ГТД. Минимальный размер толщины полотна штампованной заготовки составлял 3 мм. В процессе исследований использовали виртуальное моделирование [214, 215] процесса открытой изотермической штамповки лопатки с использованием программного комплекса DEFORM 3D и натурный эксперимент.

Температуру изотермической штамповки выбирали на основе результатов исследования сверхпластического поведения сплава ВТ-6 в наноструктурном и обычном крупнозернистом состоянии в интервале температур 500–800 °С при скоростях деформации  $10^{-2} \text{ с}^{-1}$  и  $10^{-4} \text{ с}^{-1}$  [213]. Установлено, что уже при  $T = 600 \text{ °С}$  наноструктурный сплав проявляет признаки сверхпластического поведения, которые характеризуются снижением напряжений течения и высокой степенью удлинения (до 200 %). Максимальное удлинение (до 516 %) после растяжения наноструктурных образцов достигалось при  $T = 800 \text{ °С}$  и скорости деформации не ниже  $10^{-2} \text{ с}^{-1}$ .

Дополнительный критерий выбора температуры штамповки – возможность формирования в сплаве однородной ультрамелкозернистой структуры с большеугловыми границами зерен после низкотемпературной сверхпластической деформации в интервале температур 600–800 °С, что обеспечивает высокую прочность и пластичность сплава.

В связи со сказанным для моделирования процесса изотермической штамповки лопатки из наноструктурного сплава ВТ-6 выбраны температуры 650 °С и 800 °С. Результаты моделирования сравнивали с результатами изотермической штамповки заготовки из обычного сплава ВТ-6 при температуре 910–950 °С по традиционной технологии.

Формулы для расчета силы деформирования, давления в рабочем цилиндре гидропресса получали инженерными методами: использовали метод баланса работ и уравнение движения траверсы пресса.

Условия и допущения принятые при моделировании:

- штампы принимались абсолютно-жесткими телами. Геометрические формы штампов – 3D модели были предварительно созданы в КОМПАС 3D 8V, (см. рисунок 5.1);

- температура – постоянной, т. к. из-за малой скорости деформации тепловым эффектом деформации можно пренебречь;

- заготовка из сплава ВТ-6 – пластичное тело (диаграммы деформирования сплава ВТ-6 построенные по результатам предварительных

механических испытаний наноструктурных и крупнозернистых образцов при скоростях деформации и температуре, соответствующих интервалу скоростей деформации при штамповке лопатки, вводились при подготовке базы данных в виде табличных функций);

- коэффициент трения  $\mu = 0..0,23$ ;

- количество конечных элементов – 30000;

- скорость деформирования заготовки  $v_d = 0,5 \text{ мм} / \text{с}$  (определена путем предварительного многократного моделирования штамповки исходя из условия не превышения известной для ВТ-6 скорости низкотемпературной сверхпластической деформации);

- шаговое перемещение верхней части штампа – 0,143 мм;

- количество шагов моделирования – 154.

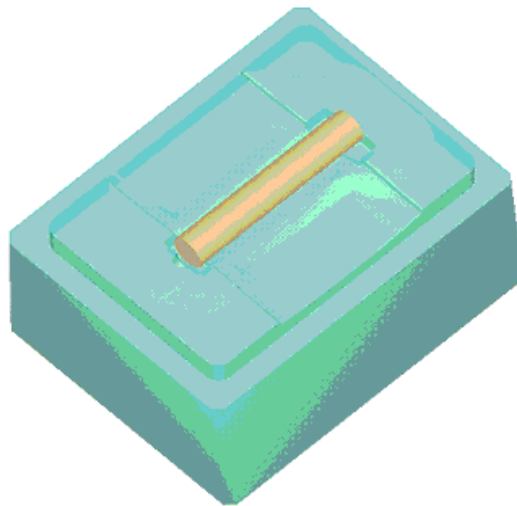


Рисунок 5.1 – Нижняя часть штампа и укладка исходной заготовки

Условия и допущения принятые при выводе формул для оценки силовых параметров штамповки:

- деформированное состояние лопатки на заключительной стадии штамповки - плоское;

- лопатка схематично представлена в виде трех параллелепипедов (см. рисунок 5.2) с соблюдением условия равенства объемов параллелепипедов объемам элементов лопатки и учетом объема облоя по перу;

- деформированное состояние хвостовиков и пера – однородное;
- коэффициент трения по Зибелю,  $\mu = 0,23$ .

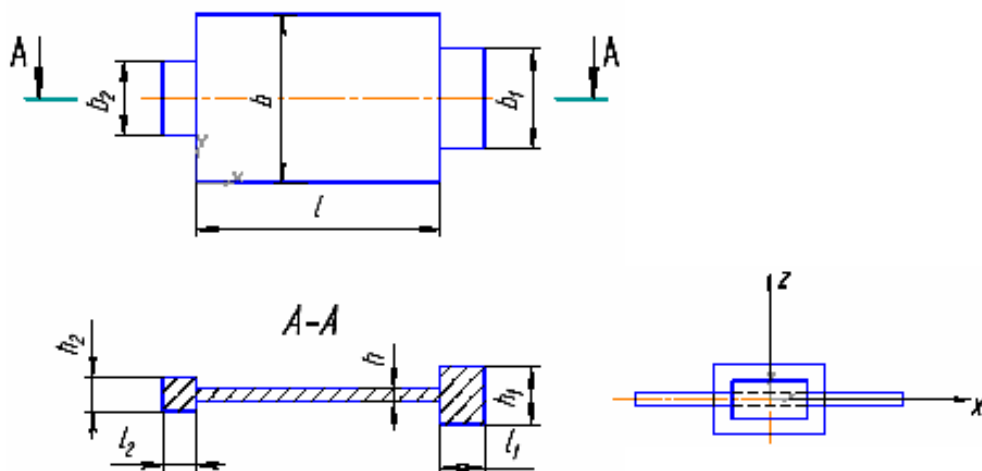


Рисунок 5.2 – Упрощенная геометрическая форма лопатки

Критерием, определяющим размеры исходной цилиндрической заготовки при моделировании, было условие полного формирования хвостовиков лопатки. В результате получено: диаметр заготовки – 23 мм, длина – 135 мм. Такие размеры исходной заготовки обеспечивают формирование лопатки без зажимов и складок (см. рисунок 5.3).

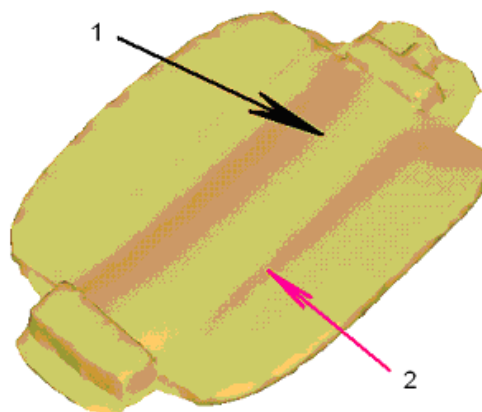
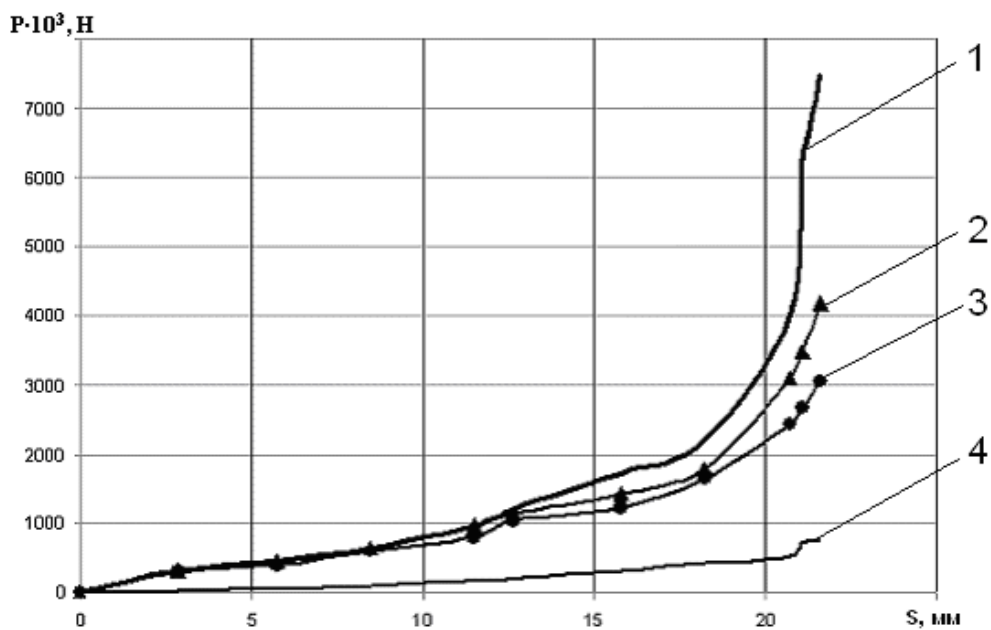
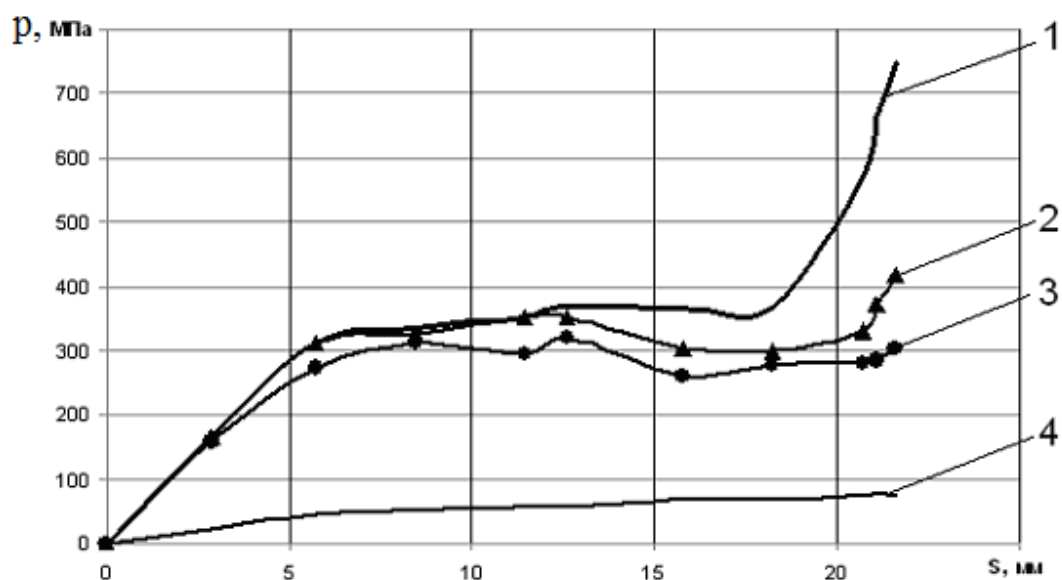


Рисунок 5.3 – Лопатка на конечной стадии заполнения штампа

Графические зависимости силовых параметров от хода штампа представлены на рисунке 5.4.



а



б

Рисунок 5.4 – Графическая зависимость полной (а) и удельной (б) сил деформирования от хода траверсы пресса при температуре 650 °С (1, 2, 3) и 950 °С (4): 1, 2, 3 УМЗ заготовка, коэффициент трения 0,23; 0,1; 0 соответственно; 4 – крупнозернистая заготовка, коэффициент трения 0,23

Максимальные значения силы деформирования  $P$  и удельной  $p$  силы деформирования наблюдаются на конечной стадии штамповки.



Значения сил деформирования на этой стадии при различных условиях моделирования приведены в таблице 5.1

Таблица 5.1 – Значения сил деформирования на конечной стадии штамповки лопатки

$T, ^\circ\text{C}$	$P, \text{кН}$		$p, \text{МПа}$	
	Моделирование ( $\mu = 0,23$ )	Расчет по формуле (102)	Расчет по формуле (104)	Опытная штамповка (степень заполнения штампа)
650	7470	8400	15,4	11,5 (неполное)
810	6000	6700	12,4	11,5 (полное)
910	3920	3445	8	7 (полное)

Из рисунка 5.4 видно, что сила деформирования наноструктурной заготовки, на конечной стадии штамповки, существенно превышает силу деформирования крупнозернистой заготовки. Значение удельной силы деформирования наноструктурной заготовки при температуре 650 °С превышает значение удельной силы деформирования крупнозернистого сплава при температуре 950 °С в 6–7 раз и составляет 700–800 МПа. Резкое увеличение силы деформирования на конечной стадии штамповки обусловлено увеличением сопротивления течению металла при формировании тонкого облоя.

Графические зависимости полной и удельной сил деформирования от хода траверсы прессы при температурах штамповки 810 °С и 910 °С качественно аналогичны зависимостям, приведенным на рисунке 5.4.

Максимальное нормальное, контактное напряжение, при температуре 650 °С, наблюдается примерно посередине поверхности пера (рисунок 5.3, стрелка 1) и составляет 1600 МПа.

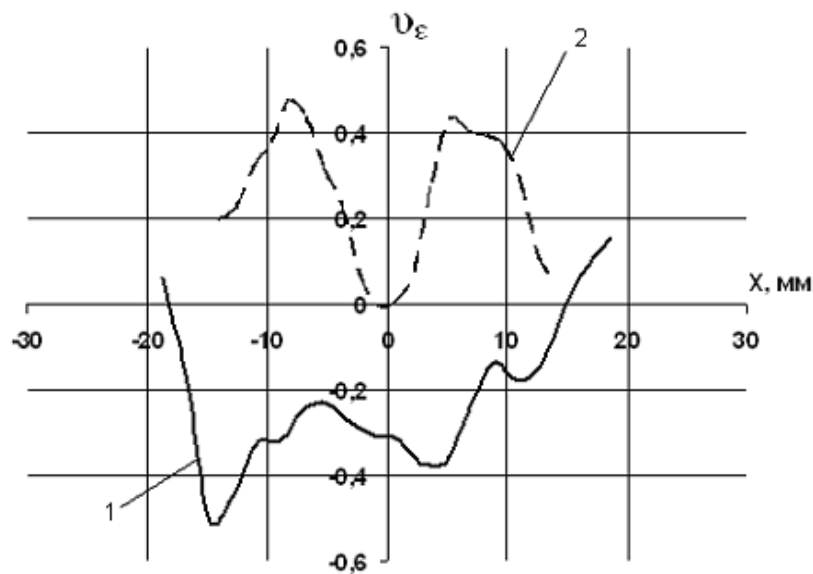
На силы деформирования существенно влияет сила трения. На заключительной стадии штамповки соотношение полных и удельных сил деформирования при коэффициентах трения 0,23 и 0 составляет 2,5 и 2,53 соответственно.

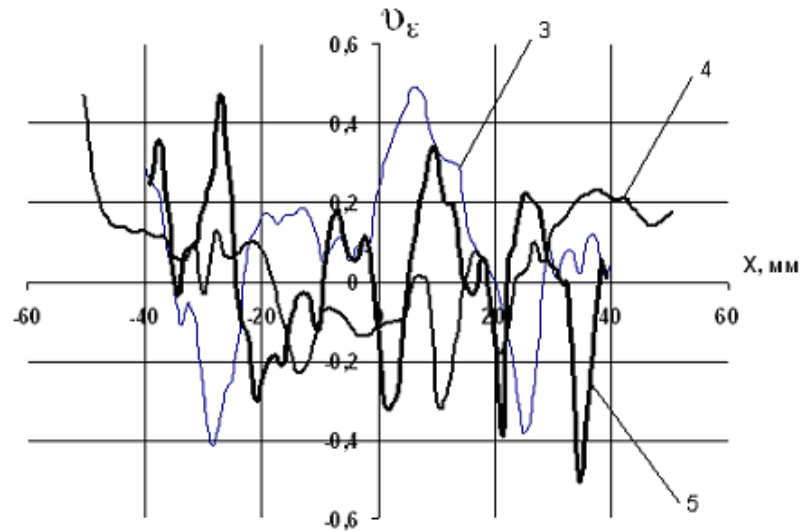
При коэффициентах трения 0,23, 0,1 и 0 максимальные значения удельной силы деформирования составляют 760 МПа, 425 МПа и 300 МПа соответственно.

В результате моделирования установлено, что при скорости деформирования 0,5 мм/с во всех материальных точках наноструктурной заготовки на конечной стадии штамповки скорость деформации удовлетворяет скоростному режиму низкотемпературной сверхпластической деформации наноструктурного сплава ВТ-6, т. е.  $\dot{\epsilon}_i \leq 7,5 \cdot 10^{-2} \tilde{n}^{-1}$  при  $T = 650^\circ\text{C}$  [196].

Материальные точки с максимальной скоростью деформации расположены в месте сопряжения пера с облоем (рисунок 5.3, стрелка 2).

Рассчитанные значения коэффициента деформированного состояния  $v_\epsilon$ , для 20 точек ( $z = 0$ , см. рисунок 5.2), равномерно взятых по ширине каждого из пяти поперечных сечений лопатки показали, что деформированное состояние лопатки на конечной стадии штамповки близко к плоскому состоянию (рисунок 5.5). Модуль коэффициента  $v_\epsilon$  не превышает 0,5.





б

Рисунок 5.5 – Распределение коэффициента  $v_\varepsilon$  в поперечных сечениях хвостовиков (а) и пера (б) лопатки: 1, 2 – сечения большого и малого хвостовиков; 3, 4 и 5 – сечения пера в месте сопряжения с большим хвостовиком, посередине длины и в месте сопряжения с малым хвостовиком соответственно

#### *Вывод аналитических зависимостей*

Уравнение баланса работ для конечной стадии штамповки лопатки имеет следующий вид:

$$W_{\text{пл.д}} + W_{\text{ср}} + W_{\text{тр}} = P \cdot v_{\text{д}}, \quad (101)$$

где  $W_{\text{пл.д}}$  – мощность пластической деформации,  $W_{\text{ср.}}$  – мощность сил среза,  $W_{\text{тр.}}$  – мощность сил трения,  $P$  – сила деформирования,  $v_{\text{д}}$  – скорость деформирования.

Для вычисления мощностей использовали: геометрические размеры элементов лопатки (см. рисунок 5.3):  $h_1 = 10$  мм,  $h_2 = 9$  мм,  $h = 4$  мм,  $b_1 = 41$  мм,  $b_2 = 30$  мм,  $b = 107$  мм,  $l_1 = 13$  мм,  $l_2 = 9$  мм,  $l = 112$  мм; кинематические, возможные функции для описания проекций скорости течения:  $v_z = -\frac{v_\partial \cdot z}{h_z}$ ,

$$v_x = \frac{v_\partial \cdot x}{h_x}.$$

Напряжение течения  $\sigma_s$  для каждого элемента лопатки определяли с учетом деформации, скорости деформации  $\dot{\varepsilon}_i = \frac{2v_d}{\sqrt{3}h_i}$  по соответствующей диаграмме деформирования. Для большого хвостовика  $\dot{\varepsilon}_i = 0,057c^{-1}$ ,  $\sigma_{s,1} = 225$  МПа, для пера  $\dot{\varepsilon}_i = 0,144$ ,  $\sigma_{s,3} = 230$  МПа, для малого хвостовика  $\dot{\varepsilon}_i = 0,06415$ ,  $\sigma_{s,2} = 225$  МПа.

Из уравнения (101) получили формулу для оценки силы деформирования на конечной стадии штамповки лопатки:

$$P = \frac{2}{\sqrt{3}}(b_1 l_1 \sigma_{s1} + b_2 l_2 \sigma_{s2} + b l \sigma_{s3}) + 0,25 \tau_{s1} b_1^2 \left(1 - \frac{h}{h_1}\right) + 0,25 \tau_{s2} b_2^2 \left(1 - \frac{h}{h_2}\right) + \frac{\mu}{4\sqrt{3}} \left[ 2\sigma_{s3} \frac{l \cdot b^2}{h} + \sigma_{s1} \frac{b_1^2}{h_1} (2l_1 + 2h_1 - h) + \sigma_{s2} \frac{b_2^2}{h_2} (2l_2 + 2h_2 - h) \right], \quad (102)$$

$$\text{где } \tau_{s,1} = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\sigma_{s1} + \sigma_{s3}}{2}, \quad \tau_{s,2} = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\sigma_{s2} + \sigma_{s3}}{2}.$$

Результаты расчета силы деформирования по формуле (102), для различных условий приведены в таблице 5.2.

Максимальная относительная погрешность результатов расчета силы деформирования относительно результатов моделирования не превышает 11%.

Уравнение движения траверсы гидропресса с постоянной скоростью имеет вид [200]:

$$\overline{F_P} + \overline{F_B} + \overline{F_\partial} + \overline{F_{TP.P}} + \overline{F_{TP.B}} + \overline{F_{TP.K}} + \overline{Mg} = 0, \quad (103)$$

где  $F_\partial$  – сила, действующая со стороны заготовки на верхнюю часть штампа, равная по модулю и противоположная по направлению силе деформирования (см. формулу (102)),  $F_B$  – сила, действующая на траверсу со стороны возвратного цилиндра,  $F_P$  – сила, действующая на траверсу со стороны рабочего цилиндра,  $F_{TP.P}$  – сила трения, действующая на траверсу со стороны рабочего цилиндра,  $F_{TP.B}$  – сила трения, действующая на траверсу со стороны возвратного цилиндра,  $F_{TP.K}$  – сила трения, действующая на траверсу со

стороны колонн,  $M$  – масса поперечины (траверсы),  $g$  – ускорение свободного падения.

Из уравнения (103) получили:

$$P_p = \frac{F_o - Mg(1 - \mu) + P_B \frac{\pi}{2} (D_B^2 + 0,6D_B \sum \mu_B b_B)}{\frac{\pi}{4} (D_p^2 - 0,6D_p \sum \mu_p b_p)}, \quad (104)$$

где  $P_p$  – давление в рабочем цилиндре,  $F_o = P$  (см. формулу (102)),  $\mu$  – коэффициент трения в направляющих,  $P_B$  – давление в возвратном цилиндре,  $D_B$  – диаметр возвратного цилиндра,  $\mu_B$  – коэффициент трения в уплотнении возвратного цилиндра,  $b_B$  – высота уплотнения возвратного цилиндра,  $D_p$  – диаметр рабочего цилиндра,  $\mu_p$  – коэффициент трения в уплотнении рабочего цилиндра,  $b_p$  – высота уплотнения рабочего цилиндра.

Значения давлений, полученные расчетом по формуле (104), без учета давления в возвратном цилиндре и значения давлений выставленных при опытной штамповке лопатки на гидропрессе мод. ПА 2638 номинальной силой 6300кН приведены в таблице 5.1. Расхождение значений не превышает 25%.

#### *Результаты опытной штамповки лопатки.*

Цель эксперимента – апробация температурных и силовых режимов деформирования наноструктурной заготовки, полученных моделированием (см. таблицу 5.2).

Заготовку из сплава ВТ-6 диаметром 23 мм, длиной 135 мм, со средним размером структурных элементов 0,3 мкм предварительно получали интенсивной пластической деформацией, включающей РКУП-К с последующей экструзией. Перед штамповкой заготовку шлифовали.

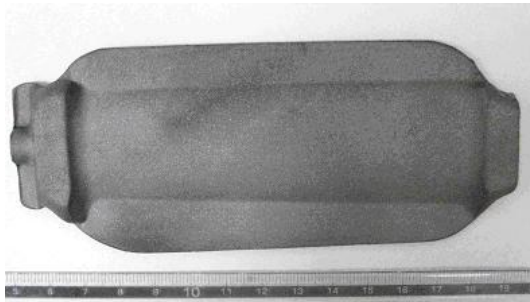
Как показали результаты моделирования при температуре 650 °С штамповка заготовки при значительной силе деформирования (при рабочем давлении до 16 МПа) может привести к преждевременному разрушению штамповой оснастки, поэтому с целью ограничения рабочего давления прессы

штамповка при данной температуре была проведена за два перехода (таблица 5.2).

Таблица 5.2 – Режимы опытной штамповки наноструктурных заготовок из сплава ВТ-6

Режим	Переход	Температура, °C	$p$ , МПа	Смазочный материал
1	I	650	11,5	Опытная
	II	650	11,5	
2	I	810	10...11,5	ЭВТ-7

Внешний вид заготовки, полученной за два перехода по опытному режиму I, представлен на рисунке 5.6, а.



а



б

Рисунок 5.6 – Вид заготовки лопатки со стороны спинки: а – штамповка по режиму 1; б – штамповка по режиму 2

Видно, что заполнение ручья штампа при установленном давлении  $p=11,5$  МПа, в зонах хвостовиков, произошло не полностью даже после двух переходов. Очевидно, это связано с недостаточной силой деформирования, так как необходимое рабочее давление, определенное с учетом результатов моделирования и расчетом по формуле (4) составляет  $p=15,4$  МПа (см. таблицу 5.1).

Повышение температуры штамповки до 800–810 °C обеспечило получение заготовки за один переход (см. таблицу 5.2, режим 2) за счет снижения силы деформирования. В этом случае заполнение ручья штампа в

зонах хвостовиков наиболее полное (рисунок 5.6, б), очевидно, за счет лучшего течения металла, обусловленного более высокой пластичностью наноструктурного сплава при температуре 800 °С.

Таким образом, параметры деформирования, установленные при моделировании и при опытной штамповке лопаток из наноструктурного сплава ВТ-6 по двум исследованным режимам, хорошо соответствуют друг другу. Полученные результаты являются основой для оптимизации режимов изотермической штамповки заготовок из наноструктурного сплава ВТ-6 с целью достижения высоких механических свойств [216].

## 5. 2. Технология получения высокопрочных полуфабрикатов для медицинского применения

Наиболее близкой к широкому промышленному использованию является технология получения высокопрочных полуфабрикатов в виде длинномерных прутков и проволоки из УМЗ технического титана для медицинского применения. Мировой рынок данной продукции составляет несколько сотен тонн. Разработанный процесс обладает высоким КИМ и включает: использование специализированного оборудования собственного производства для РКУП-К, последующее волочение и финишную абразивную обработку.

Использование результатов компьютерного моделирования пластического течения металлической заготовки и модифицированной модели Кокрофта-Латама разрушения металла позволило определить рациональные режимы РКУП-К длинномерной заготовки с размерами поперечного сечения 9×9, а также оптимальную геометрию волочильного инструмента [217-220]. Значения деформации  $\varepsilon_{i,p}$  накопленной металлом к моменту разрушения определяли по

зависимостям 
$$\varepsilon_{i,p} = -1,397 \ln\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_i}\right) + 0,5, \quad \varepsilon_{i,p} = -1,397 \ln\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_i}\right) + 0,57,$$

$\varepsilon_{i,p} = -1,397 \ln\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_i}\right) + 0,817$ , определяющим пластичность титана Grade4 при температурах 200 °С, 300 °С и 400 °С соответственно. Указанные зависимости

получили с использованием методики исследования пластичности металла, приведенной во второй главе.

Рассчитанные значения поврежденности металла после первого прохода РКУП-К, при температурах 200 °С, 300 °С и 400 °С, получили равными 0,5; 0,37 и 0,25 соответственно.

После четырех проходов РКУП-К, с поворотом заготовки на 90° вокруг продольной оси перед очередным проходом расчетные значения поврежденности металла при температурах 200 °С, 300 °С и 400 °С составили 0,8; 0,66 и 0,54 соответственно. Таким образом, представляется возможным деформировать заготовку за три прохода без опасения снижения прочностных характеристик, тогда как в четвертом проходе РКУП-К при температурах 200 °С, 300 °С существует вероятность снижения прочностных характеристик, т. к. значение поврежденности превышает значение 0,65 (см. таблицу 5.3).

Таблица 5.3 – Значения поврежденности металла за четыре прохода при разных температурах обработки

Температура обработки, °С	Число проходов РКУП-К			
	1	2	3	4
200	0,5	0,6	0,71	0,8
300	0,37	0,47	0,56	0,66
400	0,25	0,34	0,43	0,54

Таким образом, температура деформации для осуществления четырех проходов РКУП-К, за которые заготовка накапливает деформацию, около трех единиц, должна быть не менее 400 °С.

Технологическая линия по выпуску полуфабрикатов имеет возможность производить прутки диаметром 5-20 мм и длиной до трех метров из технического УМЗ титана (рисунок 5.7).



Точность геометрии прутков после финишной обработки отвечает качеству h9, отклонение от прямолинейности не более 2 мм на метр длины. Предел прочности УМЗ прутков составляет 1250-1300 МПа ( $\delta > 11\%$ ), что значительно выше исходных значений 450-750 МПа.



Рисунок 5.7 – Высокопрочные прутки из титана марки Grade 4 диаметром 7 мм, с качеством точности h9 и длиной 2 м, полученные комбинированной технологией и подвергнутые финишной абразивной обработке

Структурные исследования показали, что после ИПД обработки формируется структура с размером зерен 80–130 нм. Разработка находится на стадии опытно-промышленного производства с выпуском продукции в объеме 3,5 тонн в год. На этой стадии годовой экономический эффект составляет 2,1 млн. руб. Потребителями продукции являются стоматологические компании, производящие стоматологические титановые имплантаты. Значимым является то, что полученный комплекс свойств УМЗ технического титана привел к созданию новых конструкций (рисунок 5.8), более адаптированных и эффективных для хирургии и послеоперационного восстановления.

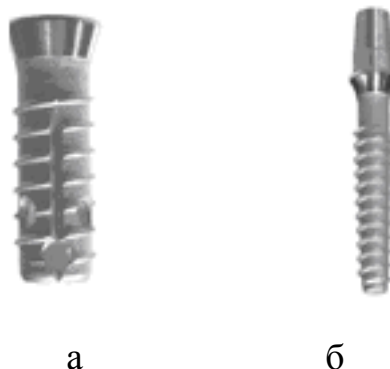


Рисунок 5.8 – Стоматологические имплантаты: *а* – традиционная конструкция из обычного титана; *б* – улучшенная конструкция из УМЗ титана

Например, разработанные и производимые из УМЗ титана имплантаты чешской фирмой «Тимплант» имеют улучшенную конструкцию с меньшим поперечным сечением, что упрощает медицинскую операцию и сокращает срок вживляемости, по сравнению с обычным техническим титаном.

#### Выводы по главе 5

1. Результаты теоретического моделирования и опытной изотермической штамповки наноструктурной заготовки из сплава ВТ-6 показали принципиальную возможность формообразования изделий типа лопатки в интервале температур  $650\text{ }^{\circ}\text{C} - 800\text{ }^{\circ}\text{C}$ .

2. Силовые параметры и параметры формоизменения наноструктурной заготовки при штамповке, полученные моделированием, хорошо согласуются с данными натурного эксперимента.

3. Максимальные значения удельной силы деформирования, контактного, нормального напряжений на заключительной стадии штамповки существенно снижаются с уменьшением сил трения, но остаются сравнительно высокими. С целью снижения сил штамповки необходимо применение специальных технических решений, например совершенствование геометрической формы и размеров облойной канавки открытого штампа [221] для изотермической штамповки.

4. Полученные формулы для расчета силы деформирования на конечной стадии штамповки и необходимого рабочего давления гидропресса позволяют обоснованно выбирать, по силовым и скоростным параметрам, оборудование для штамповки изделия типа лопатки.

5. Температурный режим (температура не менее  $400\text{ }^{\circ}\text{C}$ ) РКУП-К, определенный с использованием разработанной модели поврежденности, обеспечил получение высокопрочных полуфабрикатов для медицинского применения.

### Выводы по работе

В диссертации, на основании выполненных автором исследований, изложены теоретические положения, заключающиеся в разработке методологической основы исследования взаимосвязи механических свойств заготовок, получаемых УП, и накопленной металлом поврежденности, в разработке моделей деформационных и силовых параметров процессов УП, которые в совокупности являются новым достижением в развитии научного направления и вкладом в развитие научно-методологического обеспечения проектирования процессов УП, способствующим переходу в отраслях металлообработки и машиностроения от лабораторных технологий к промышленным инновационным технологиям УП УМЗ продукции высокого качества, что показано на примере медицинских имплантатов и лопаток ГТД.

1. Модели для расчета деформационных, силовых параметров ряда процессов УП (РКУП; РКУП-ПК; РКУП-К; выдавливание, совмещенное с РКУП-ПК) позволяют рассчитывать параметры с приемлемой для практического использования точностью и учитывать при расчете необходимую скорость деформации и упрочнение металла, круглую форму заготовки, наличие сужающегося выходного канала матрицы, угол пересечения каналов, различные трибологические условия во входном и выходном каналах инструмента, наличие (отсутствие) противодействия в выходном канале инструмента. Относительная разность расчетных и измеренных значений силовых параметров процессов УП не превышает 14,5 %.

2. Модели для расчета геометрических размеров инструмента для РКУП-К – для угла  $\alpha$  захвата заготовки и радиуса  $R$  цилиндрической поверхности калибра валка, позволяют рассчитывать размеры инструмента с учетом угла пересечения рабочего и выходного каналов, длины выходного канала и трибологических условий на поверхности каналов. Эксплуатация изготовленного инструмента, спроектированного с использованием

полученных зависимостей для расчета его геометрических размеров, показала их практическую пригодность для методического обеспечения проектирования инструмента для процесса РКУП-К.

3. Уточненная модель разрушения металла – модифицированная модель Кокрофта-Латама и разработанная на ее основе методика прогнозирования разрушения металла в процессах многопроходного УП, позволяют учитывать влияние напряженного состояния материальной точки заготовки на предельное значение показателя поврежденности металла. Показано, что расчетная поврежденность с приемлемой для практического использования точностью позволяет прогнозировать разрушение металла при холодной пластической деформации и изменяющемся напряженном состоянии материальной точки. При этом траекторию материальной точки, в которой рассчитывается поврежденность, представляют  $n$  этапами деформирования с длительностью  $t_s$ , каждого этапа деформирования таким образом, чтобы удовлетворялось

$$\text{условие: } 0,99 \leq \sum_{k=1}^n \left[ \left( \frac{\sigma_1}{\sigma_i} \right)_{cp} t_s \right]_k / s \leq 1.$$

Экспериментальная проверка методики прогнозирования разрушения металла проводилась на примере расчета:

поврежденности металла при осадке-раздаче трубчатой заготовки из стали 5 в форме усеченного конуса, высотой равной 15 мм, с диаметрами оснований равными 10 мм и 6 мм и с диаметром сквозного отверстия 2 мм, заготовка разрушалась в эксперименте и при моделировании при высоте 13,1 мм и уровне накопленной деформации  $\varepsilon_i \leq 1$ ;

поврежденности металла при высоком уровне накопленной деформации  $\varepsilon_i \approx 3$  в процессе четырехпроходного РКУП цилиндрической заготовки из стали 15 диаметром 10 мм и длиной 70 мм, заготовка разрушалась в эксперименте и при моделировании в третьем проходе РКУП.

4. Установлено влияние отношения осевой и угловой скоростей деформирования образца при испытании совместным кручением-сжатием

(растяжением) на показатели  $\sigma/T$ ,  $\sigma_1/\sigma_i$  его напряженного состояния – уменьшение отношения осевой и угловой скоростей деформирования образца приводит к уменьшению показателей  $\sigma/T$  и  $\sigma_1/\sigma_i$  напряженного состояния образца. На основе полученного количественного описания влияния отношения осевой и угловой скоростей деформирования образца при испытании совместным кручением-сжатием (растяжением) на показатель напряженного состояния  $\sigma_1/\sigma_i$  разработана методика определения пластичности металла в зависимости от показателя напряженного состояния, базирующаяся на результатах испытаний образцов кручением совместным с растяжением (сжатием) образцов.

5. Разработанный и изготовленный экспериментально-измерительный комплекс позволяет исследовать пластичность металла в термомеханических условиях деформации, реализующихся в процессах УП, путем совместного кручения и сжатия (растяжения), с программным изменением угловой и осевой скоростей деформирования образцов. Полученные результаты исследования пластичности сталей и сплавов использованы при проектировании технологий УП УМЗ изделий.

6. Методика испытаний образцов комбинированным кручением, при малых скоростях деформирования и с заданными программами изменения скорости деформации и показателя напряженного состояния, позволяет исследовать пластичность металла с учетом различных историй деформирования материальных точек, изменения структуры заготовки подверженной РКУП.

7. Полученные количественные зависимости температуры разогрева и показателей напряженного состояния заготовки из малолегированных титановых сплавов и малоуглеродистых сталей от поперечного размера заготовки позволяют, для исследованного диапазона изменения размеров, температуры и скорости деформирования, определять температурно-скоростной режим РКУП, РКУП-К обеспечивающий благоприятные для

формирования УМЗ структуры материала термомеханические условия деформации заготовки.

8. Разработаны рекомендации по использованию при разработке процессов углового прессования полученных моделей для расчета деформационных, силовых параметров ряда процессов УП, методики прогнозирования разрушения металла в процессах многопроходного УП, методики исследования пластичности металла в термомеханических условиях деформации, реализующихся в процессах УП, путем совместного кручения и сжатия (растяжения) образцов, количественного описания влияния поперечного размера исходной заготовки, сужения выходного канала инструмента на температуру деформационного разогрева и показатели напряженного состояния заготовок из малолегированных титановых сплавов и малоуглеродистых сталей.

9. Разработаны и усовершенствованы технологические процессы УП изделий медицинского назначения, изотермической штамповки УМЗ изделий (патент № 23882686 на изобретение) авиационного назначения. Рабочее давление, рассчитанное с использованием полученной формулы (102) и выставленное в гидропрессе при изотермической штамповке УМЗ лопатки, обеспечило режим штамповки, удовлетворяющий термомеханическим условиям низкотемпературной сверхпластической деформации наноструктурного сплава ВТ-6, т. е.  $\dot{\varepsilon}_i \leq 7,5 \cdot 10^{-2} \text{ c}^{-1}$ , при  $T=650 \text{ }^{\circ}\text{C}$ .

10. Полученные результаты и рекомендации приняты к использованию в учебном процессе при подготовке бакалавров и магистров по направлению 150700 «Машиностроение» по профилю подготовки «Машины и технология обработки металлов давлением»

### Библиографический список

1. Валиев Р.З., Александров И.В. Наноструктурные материалы, полученные интенсивной пластической деформацией. М.: Логос, 2000. 272 с.
2. Gleiter H. Nanostructured materials: basid concepts and microstructure // *Acta materialia*. 2000. Vol. 48. № 1. P. 29.
3. Кайбышев О.А., Утяшев Ф.З. Сверхпластичность, измельчение структуры и обработка труднодеформируемых сплавов. М.: Наука, 2002. 438 с.
4. Добаткин С.В. Наноматериалы. Объемные металлические нано- и субмикроструктурные материалы, полученные интенсивной пластической деформацией: учеб. пособие для вузов. М.: МИСиС, 2007. 36 с.
5. Бриджмен П.В. Исследование больших пластических деформаций и разрыва. М.: Изд-во иностранной литературы, 1955. 444 с.
6. Процессы пластического структурообразования металлов / В.М. Сегал, В.И. Резников, В.И. Копылов [и др.]. Минск: Наука и Техника, 1994. 232с.
7. Рааб Г.И., Валиев Р.З. Равноканальное угловое прессование длинномерных заготовок // *Цветная металлургия*. 2000. № 5. С. 50–53.
8. Raab G.I. Plastic flow at equal channel angular processing in parallel channels // *Materials Science and Engineering*. A 410-411. 2005. P. 230–233.
9. Raab G.I. Equal-channel pressing in parallel channels // *Proceedings of TMS*. 2005. P. 229–231.
10. Равноканальная многоугольная экструзия / В.Н. Варюхин, В.З. Спусканюк, Н.И. Матросов [и др.] // *Физика и техника высоких давлений*. 2001. Т. 11; № 1. С. 31–39.
11. Novel ultra-high straining process for bulk materials – development of the accumulative roll-bonding (ARB) process / Y. Saito, H. Utsunomiya, N. Tsuji and T. Sakai et al // *Acta Materialia*, 1999. Vol. 47. Issue 2. P. 579–583.
12. Винтовая экструзия – процесс накопления деформации / Я.Е. Бейгельзимер, В.Н. Варюхин [и др.]. Донецк: Фирма ТЕАН, 2003. – 86 с.

13. Salishev G.A., Valiakhmetov O.R., Galejev R.M. Formation of submicrocrystalline structure in the titanium alloy VT8 and its influence on mechanical properties // Joint Materials Science. 1993. Vol. 28. P. 289–290.
14. Мазурский М.И., Еникеев Ф.У. О некоторых принципах получения однородной сверхмелкозернистой структуры методами обработки металлов давлением // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2000. № 7. С. 15–18.
15. Рааб Г.И., Сафин Ф.Ф., Валиев Р.З. Моделирование процесса равноканального углового прессования по схеме «Конформ» титановой длинномерной заготовки // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2006. № 6. С. 41–44.
16. Способ прессования металлов и устройство для его осуществления: пат. 2379148 Рос. Федерация. № 2008113671/02; заявл. 07.04.2008; опубл. 20.01.2010, Бюл. № 2. 8 с.
17. Формирование субмикрозернистой структуры в меди и никеле с использованием интенсивного сдвигового деформирования / Н. А. Ахмадеев, Р. З. Валиев [и др.] // Металлы. 1992. Т. 5. С. 96–101.
18. Рааб Г.И., Валиев Р.З. Современные способы получения УМЗ заготовок методом РКУ прессования: сб. ст. Пятой Всероссийской конференции «Физикохимия ультрадисперсных систем», М., 2000. С. 123–126.
19. Устройство для равноканального углового прессования: пат. 2181314 Рос. Федерация. № 2000115099/02; заявл. 09.06.2000; опубл. 20.04.2002. 4 с.
20. Равноканальное угловое прессование цилиндрических стальных заготовок при повышенной температуре / А.В. Боткин, Р.З. Валиев, [и др.] // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2011. № 3. С. 22–28.
21. Рааб Г.И. К вопросу промышленного получения объемных ультрамелкозернистых материалов // Физика и техника высоких давлений. 2004. Т. 15. № 1. С. 72–80.



22. Рааб Г.И. Развитие методов интенсивной пластической деформации для получения объемных ультрамелкозернистых материалов // Вестник УГАТУ. 2004. № 3. С. 67–75.
23. Утяшев Ф.З. Современные методы интенсивной пластической деформации: учебное пособие для студентов техн. вузов. Уфа: ГОУ ВПО УГАТУ, 2008. 313 с.
24. Рааб Г.И. Развитие научных основ технологий интенсивной пластической деформации и создание оборудования по схеме равноканального углового прессования для получения ультрамелкозернистых металлических полуфабрикатов: автореферат диссертации на соискание ученой степени д-ра техн. наук. Уфа, 2009. 36 с.
25. Comparison in Deformation and Fracture Behavior of Magnesium during Equal Channel Angular Pressing by Experimental and Numerical Methods / S.C. Yoon, C.H. Bok et al // Materials Transactions. 2008. Vol. 49. № 5. P. 963–966.
26. A voiding cracks and inhomogeneities in billets processed by ECAP / P.R. Cetlin, M.T. Aguilar et al // Joint Materials Science. 2010. Vol. 45. P. 4561–4570.
27. Смирнов-Аляев Г.А. Механические основы пластической обработки металлов. Л.: Машиностроение, 1968. 272 с.
28. Колмогоров В.Л. Напряжения, деформации, разрушение. М.: Металлургия, 1970. 229 с.
29. Колмогоров В.Л. Механика обработки металлов давлением. Изд. 2-е. Екатеринбург: изд-во УГТУ – УПИ, 2001. 836 с.
30. Колмогоров В.Л. Численное моделирование больших пластических деформаций и разрушения металлов // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 2003. № 2. С. 4–16.
31. Кутсаар А.Р., Шалимова А.В. Залечивание пор в меди высоким гидростатическим давлением // Физика металлов и металловедение. 1972. Т. 33, Вып. 6. С. 1322–1334.

32. Пластичность и прочность твердых тел при высоких давлениях / Б.И. Береснев, Е.Д. Мартынов [и др.]. М.: Наука, 1970. 62 с.
33. Smirnov S.V., Domilovskaya T.V., Bogatov A.A. Definition of the form for kinetic equation of damage during the plastic deformation // *Advanced Methods in Materials Processing Defects* edited by M. Redeleanu and P. Gilormini. Elsevier Science B.V. 1997. P. 71–80.
34. Biba N.V., Stebunov S.A., Smirnov S.V. Application of adaptive damage theory for optimization of cold bulk metal forming // *Simulation of Materials Processing. Theory, Methods and Applications* Kenichiro Mori (ed.) Publisher: Swets and Zeitinger (Nether lands), Lisse. 2001. P. 351–355.
35. Огородников В.А. Оценка деформируемости металлов при обработке давлением. Киев: Выща шк., 1983. 175 с.
36. Cockcroft M. G., Latham D. J. Ductility and Workability of metals // *Institute of Metals*. 1968. Vol. 96. P. 33 – 39.
37. Оценка деформационной способности металла в процессах холодной объемной штамповки / Ю.Г. Калпин, Ю.К. Филипов, Н.Н. Беззубов // *ВНИИТЭМР*, сер. 3. 1985. № 10. С. 1–7.
38. Михалевич В.М. Модели накопления повреждений для тел с начальной и деформационной анизотропией // *Изв. АН СССР. Металлы*. 1993. № 5. С. 144–151.
39. Огородников В.А., Нахайчук О.В., Любин М.В. Використаний ресурс пластичности металлу в процесі видавлювання внутрішньої ризи // *Вестник ВПИ*. 1998. № 1. С. 68–72.
40. Структура и свойства Ст. 3 после теплого равноканального углового прессования / С.В. Добаткин, Р.З. Валиев [и др.]. // *Металловедение и термическая обработка металлов*. 2000. № 9. С. 47–51.
41. Утяшев Ф.З., Рааб Г.И. Энергозатраты и измельчение зерен металла при равноканальном угловом прессовании // *Металлы*. 2002. № 2. С. 57–63.
42. Рааб Г.И., Кулясов Г.В., Валиев Р.З. Исследование механических свойств объемных ультрамелкозернистых заготовок технически чистого титана марки

- BT1-0, полученных равноканальным угловым прессованием // *Металлы*. 2004. № 2. С. 72–77.
43. Теплое и горячее равноканальное угловое прессование низкоуглеродистых сталей / С.В. Добаткин, П.Д. Одесский [и др.] // *Металлы*. 2004. № 1. С. 105–110.
44. Equal channel angular pressing influence on the Ti-6Al-4V alloy structure and mechanical behavior / Semenova I.P., Saitova L.R. et al // *Materials Science and Engineering*. A 387-389. 2004. P. 805–808.
45. Добаткин С.В., Рыбальченко О.В., Рааб Г.И. Формирование субмикроструктурной структуры в аустенитной стали 08X18H10T при РКУ прессовании и нагреве // *Металлы*. 2006. № 1. С. 48–54.
46. Distortion of annealing twins during the initial equal channel angular pressing pass / Zhilyaev A.P., Swaminathan S. et al // *Scripta Materialia*. 2006. № 10. P. 931–933.
47. Influence of ECAP processing parameters on texture and microstructure of commercially pure aluminum / A.P. Zhilyaev, K. Oh-ishi, G.I. Raab et al // *Materials Science and Engineering*. 2006, A 441. № 1–2. С. 245–252.
48. Dobatkin S.V., Rybal'chenko O.V., Raab G.I. Structure formation, phase transformations and properties in Cr–Ni austenitic steel after equal-channel angular pressing and heating // *Materials Science and Engineering*. 2007. Vol. 463. P. 41–45.
49. Магнитные свойства и микроструктура сплавов R-Fe-B-Cu (R = Pr, Nd), деформированных равноканальным угловым прессованием и последующей горячей осадкой / А.Г. Попов, Д.В. Гундеров [и др.] // *Физика металлов и металловедение*. 2007. Т. 103. № 1. С. 54–60.
50. Рааб Г.И. Аналитически-экспериментальный метод оценки напряженно-деформированного состояния при равноканальном угловом прессовании // *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением*. 2008. № 11. С. 20–24.

51. Структура и свойства меди после РКУП в условиях повышенных давлений / Г.И. Рааб, Н.А. Красильников [и др.] // Физика и техника высоких давлений. 2000. № 4. С. 73–77.
52. Влияние технологических факторов на деформированное состояние при равноканальном угловом прессовании / Г.И. Рааб, И.В. Александров [и др.] // Перспективные технологии физико-химической размерной обработки и формирования эксплуатационных свойств металлов и сплавов: сб. ст. Уфа, 2001. С. 295–301.
53. Получение высокопрочных материалов равноканальным угловым прессованием в условиях высоких давлений / Г.И. Рааб, Н.А. Красильников [и др.] // Сплавы с эффектом памяти формы и другие перспективные материалы: сб. ст. XXXVIII Междунар. семинара «Актуальные проблемы прочности», ч. 2. С.-Петербург. СПбГУ, 2001. Т. 2. С. 409–413.
54. Анализ и экспериментальное исследование НДС процесса РКУП в условиях высоких давлений / Рааб Г.И., Боткин А.В. [и др.] // Физика и техника высоких давлений. 2002. Т. 12. № 4. С. 47–52.
55. Рааб Г.И., Макарычев К.Н., Валиев Р.З. Особенности НДС при РКУП с противодавлением // Физика и техника высоких давлений. 2005. Т. 15. № 1. С. 72–79.
56. Raab G.I. Metal flow at Equal Channel Angular Pressing with Backpressure. Nano SPD3. Material Science Forum. Vol. 503-504. 2006. P. 739–744.
57. Valiev R.Z., Islamgaliev R.K., Alexandrov I.V. / Bulk nanostructured materials from severe plastic deformation // Progress in Materials Science. Vol. 45, 2000. P. 103.
58. V.M. Segal, Materials Science and Engineering. A 345. 2003. P. 36
59. Лаптев А.М., Вяль Е.Ю. Влияние конфигурации штампа на напряжение и деформации при равноканальном угловом прессовании // Физика и техника высоких давлений. 2007. Т. 17, № 3. С. 97–102.

60. Овечкин Л.М., Сосенушкин Е.Н., Сосенушкин А.Е. Совершенствование процессов интенсивной пластической деформации // Вестник МГТУ «СТАНКИН». М.: МГТУ «СТАНКИН», 2012. Т. 1, № 1. С. 22–25.
61. Овечкин Л.М. Анализ влияния геометрических параметров канала матрицы на кинематику течения металла при равноканальном угловом прессовании // Вестник МГТУ «СТАНКИН». М.: МГТУ «СТАНКИН», 2012. Т. 2, №1. С. 53–59.
62. Акбашев Р.Р. Моделирование процесса совмещенного РКУ прессования с кручением заготовки из алюминиевого сплава // Труды Междунар. молодежной научной конференции «34 Гагаринские чтения». М.: 2008, С. 7.
63. Kim H. S., Seo M. H., Hong S. I. On the die corner gap formation in equal channel angular pressing // Materials Science and Engineering. 2000, A 291, P. 86–90.
64. Semiatin S. L., Delo D. P., Shell E. B. Effect of Material Properties and Tooling Design on Deformation and Fracture During Equal Channel Angular Extrusion // Acta Materials. 2000. Vol. 48. P. 1841–1851.
65. Analysis of the Billet Deformation Behavior in Equal Channel Angular Extrusion / J.R. Bowen, A. Gholinia, S.M. Roberts et al // Materials Science and Engineering. 2000. Vol. 287. P. 87–99.
66. Semiatin S. L., Delo D. P. Mater. Des. 2000. Vol. 21, P. 311–322.
67. Rosochowski A, Olejnik L. Numerical and Physical Modelling of Plastic Deformation in 2-Turn Equal Channel Angular Extrusion // Journal of Materials Processing Technology. 2002, Vol. 125–126, P. 309–316.
68. Lee J. W., Park J. J. Numerical and experimental investigations of constrained groove pressing and rolling for grain refinement // Journal of Materials Processing Technology. 2002, Vol. 130–131, P. 208–213.
69. Oh S. J., Kang S. B. Materials Science and Engineering. 2003. A 343. P. 107–115.
70. Segal V. M. Materials Science and Engineering. 2004. A 386. P. 269–276.

71. Alexandrov I.V. Multiscale studies and modeling of SPD materials, *Materials Science and Engineering*. 2004. A. 387–389. P. 772–776.
72. Kim H. S., Estrin Y. *Materials Science and Engineering*. 2005. A. 410–411, P. 285–289.
73. Finite element modeling of equal channel angular pressing: effect of material properties, friction and die geometry / S. Dumoulin, H.J. Roven, J.C. Werenskiold et al // *Materials Science and Engineering*, 2005. 410–411, P. 248–251.
74. Nagasekhar A. V., Tick-Hon Y., Li S., Seow H. P. Effect of acute tool-angles on equal channel angular extrusion/pressing // *Materials Science and Engineering*, 2005. 410–411. P. 269–272.
75. Moon B. S., Kim H. S., Hon S. I., 2002, *Scripta Materialia*. 46. P. 131–136.
76. Li S., Bourke M. A. M., Beyerlein I. J., Alexander D. J., Clausen B. *Materials Science and Engineering*. 2004, A. 382, P. 217–236.
77. Ерманок М.З. Прессование труб и профилей специальной формы. Теория и технология. М.: Металлургия, 1992. 304 с.
78. Valiev R. Z., Langdon T.G. Principles of equal-channel angular pressing as a processing tool for grain refinement // *Progress in Materials Science*. 2006. Vol. 51. P. 881–987.
79. Деформационные и силовые параметры углового прессования цилиндрической металлической заготовки / А.В. Боткин, Р.З. Валиев [и др.] // *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением*. 2011. № 8. С. 3–8.
80. Лицензия. Р. С. SFTS. Key #9190/ Ufa, Russia.
81. Интенсивная пластическая деформация цилиндрической заготовки из сплава 6061 равноканальным угловым прессованием в параллельных каналах / А.В. Боткин, М. Ю. Мурашкин [и др.] // *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением*. 2009. № 4. С. 33–38.
82. Деформационные и силовые параметры процесса равноканального углового прессования в параллельных каналах / А.В. Боткин, Г.И. Рааб [и др.] //

Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 2009. № 6. С. 3–7.

83. Боткин А. В., Бикбулатова В. З., Степин П. С. Изучение влияния вида испытания на характер кривой упрочнения металла при больших степенях деформации // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 2008. № 11. С. 24–27.

84. Эффективность применения различных наполнителей в смазочных материалах для холодной штамповки / Д.Ф. Пузырьков, В.Ю. Шолом [и др.] // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 1999. № 5. С. 22–25.

85. М.В. Маркушев, М.Ю. Мурашкин Механические свойства субмикроструктурных алюминиевых сплавов после интенсивной пластической деформации угловым прессованием // ФММ. 2000. Т. 90. № 25. С. 92–101.

86. Mechanical properties of aluminium alloys processed by SPD: Comparison of different alloy systems and possible product areas / H.J. Roven, H. Nesboe et al // Materials Science and Engineering. A 410–411. 2005. P. 426–429.

87. Microstructures and mechanical properties of ultrafine grained 7075 Al alloy processed by ECAP and their evolutions during annealing / Y.H. Zhao, X.Z. Liao // Acta Materials. 2004. 52. P. 4589–4599.

88. Strength of Commercial Aluminum Alloys After Equal Channel Angular Pressing (ECAP) and Post-ECAP Processing / M.Yu. Murashkin, M.V. Markushev et al // Solid State Phenomena. Vol. 114. 2006. P. 91–96.

89. Атрощенко А.П., Федоров В.И. Горячая штамповка труднодеформируемых материалов. Л.: Машиностроение, 1979. 287 с.

90. Васильев Д.И., Тылкин М.А., Тетерин Г.П. Основы проектирования деформирующего инструмента: учеб. пособие для металлургич. и машиностроит. спец. вузов. М.: Высшая школа, 1984. 223 с.

91. Алюминий: свойства и физическое металловедение / пер. с англ. / под ред. Хэтча Дж. Е. М.: Металлургия, 1989. 422 с.
92. D. Green, Journal Institute of Metals, 1972. Vol. 99. P. 76-84.
93. Continuous processing of ultrafine grained Al by ECAP–Conform / G.J. Raab, R. Z. Valiev et al // Materials Science and Engineering. 2004, A 382. С. 30–34.
94. Рааб Г.И., Валиев Р.З. Равноканальное угловое прессование по схеме «Конформ» длинномерных наноструктурных полуфабрикатов из титана // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 2008. № 1. С. 21–27.
95. Long-length Ultrafine-grained Titanium Rods produced by ECAP — Conform / G.I. Raab, R.Z. Valiev et al // Material Science Forum. Vols. 584-586. 2008. P. 80-85.
96. Непрерывное равноканальное угловое прессование: пат. США. № 7, 152, 448. / Ю.Т. Жу, Т.С. Лове, Р.З. Валиев, Г.И. Рааб; заявл. 16.12.2004; опубл. 26.12.2006.
97. Устройство для непрерывного углового прессования: пат. 2345861 Рос. Федерация. № 2006145916/02; заявл. 22.12.2005; опубл. 27.06. 2008, Бюл. № 35. 3 с.
98. Деформационные и силовые параметры процесса равноканального углового прессования длинномерной заготовки по схеме "Conform" / А.В. Боткин, Р.З. Валиев [и др.] // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 2009. № 11. С. 8–14.
99. Использование методов интенсивной пластической деформации для получения объемных наноструктурных металлов и сплавов / Р.З. Валиев, Г.И. Рааб // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 2008. № 11. С. 5–12.
100. Экспериментально-аналитический метод определения напряжений трения в процессах обработки металлов давлением волочения сталей / В.М. Грешнов,



А.В. Боткин [и др.] // Известия ВУЗОВ. Черная металлургия. 2002. № 1. С. 26–29.

101. Интенсивная пластическая деформация выдавливанием, совмещенным с равноканальным угловым прессованием в параллельных каналах / А.В. Боткин, Р.З. Валиев [и др.] // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. № 10. С. 36–42.

102. Грешнов В.М., Боткин А.В., Напалков А.В. Напряженно-деформированное состояние заготовки при прямом осесимметричном выдавливании // Известия ВУЗОВ. Черная металлургия. 2001. № 5. С. 27–30.

103. Валиев Р.З., Александров И.В. Объемные наноструктурные металлические материалы: получение, структура и свойства. М.: ИКЦ «Академкнига», 2007. 398 с.

104. Деформационные и силовые параметры процесса выдавливания, совмещенного с равноканальным угловым прессованием в параллельных каналах / А.В. Боткин, Р.З. Валиев [и др.] // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 2010. № 11. С. 35–40.

105. Богатов А. А. Механические свойства и модели разрушения металлов: учеб. пособие для вузов. Екатеринбург: ГОУ ВПО УГТУ – УПИ, 2002. 329 с.

106. Соколов Л.Д., Скуднов В.А. Закономерности пластичности металлов. М.: ООНИ. ВИЛС, 1980. 130 с.

107. Скуднов В.А. Предельные пластические деформации металлов. М.: Металлургия, 1989. 176 с.

108. Владимиров В.И., Орлов А.Н. Физика твердого тела // 1969. Т. 11, № 2. С. 370–378.

109. Рыбин В.В., Ханнанов Ш. Х. Физика твердого тела // 1969. Т. 11, № 4. С. 1048–1051.

110. Применение модели изотропного материала с анизотропным упрочнением при численном моделировании процессов холодной объемной штамповки / Грешнов В.М., Боткин А.В. [и др.] // В сб. тезисов докладов Всероссийской

научно-технической конференции «Ресурсосберегающие технологии листовой и объемной штамповки». Ульяновск, 1997. С. 22–23.

111. Грешнов В.М., Лавриненко Ю.А., Напалков А.В. Инженерная физическая модель пластически деформируемых металлов (скалярное соотношение) // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 1998. № 5. С. 3–6.

112. Грешнов В.М., Лавриненко Ю.А., Напалков А.В. Инженерная физическая модель эффекта Баушингера и определяющие уравнения изотропного материала с анизотропным упрочнением (тензорное соотношение) // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 1998. № 6. С. 3–6.

113. Грешнов В.М., Лавриненко Ю.А., Напалков А.В. Инженерная физическая модель деформируемости металлов // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 1998. № 7. С. 5–9.

114. Грешнов В.М., Боткин А. В. Математическое моделирование процессов холодной объемной штамповки на основе единой физико-математической теории пластического формообразования металлов // Научные труды третьего Международного семинара «Современные проблемы прочности», Великий Новгород, 1999. Т. 1, 233 с.

115. Прогнозирование разрушения металлов в процессах холодной пластической деформации. Сообщение 2. Учёт анизотропного упрочнения и экспериментальная проверка модели пластической деформации и разрушения / В.М. Грешнов, А.В. Боткин [и др.] // Проблемы прочности. 1999. № 2. С. 74–84.

116. Математическое моделирование многопереходных процессов холодной объемной штамповки на основе единой физико-математической теории пластического формообразования металлов. Часть 1. Расчет напряженно-деформированного состояния / В.М. Грешнов, А.В. Боткин [и др.] // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 2001. № 8. С. 33–37.

117. Математическое моделирование многопереходных процессов холодной объемной штамповки на основе единой физико-математической теории

пластического формообразования металлов. Часть 2. Расчет деформационной поврежденности и прогнозирование макроразрушения / В.М. Грешнов, А.В. Боткин [и др.] // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 2001. № 10. С. 34–39.

118. Грешнов В.М., Сафин Ф.Ф., Грешнов М.В. Физико-феноменологическая модель сопротивления металлов пластической деформации для расчета технологических процессов обработки металлов давлением. Сообщение 1. Постановка задачи и вывод общего уравнения // Проблемы прочности. 2002. № 6. С. 107–115.

119. Грешнов В.М., Сафин Ф.Ф., Грешнов М.В. Физико-феноменологическая модель сопротивления металлов пластической деформации для расчета технологических процессов обработки металлов давлением. Сообщение 2. Частные случаи модели и её экспериментальная проверка // Проблемы прочности. 2003. № 1. С. 87–97.

120. Грешнов В.М., Боткин А.В. Применение физических моделей скалярных свойств металлов при постановке и решении краевых задач теории пластичности // Проблемы машиностроения и надежности машин. 1999. № 5. С. 31–37.

121. Грешнов В.М., Боткин А.В., Напалков А.В. Применение теории пластичности изотропного материала с анизотропным упрочнением при математическом моделировании операций формообразования // Известия ВУЗОВ. Черная металлургия. 2000. № 1. С. 27–30.

122. Иванова В.С. Разрушение металлов. М.: Металлургия, 1979. 168 с.

123. Пластическая деформация и разрушение кристаллических тел. Сообщение 1. Деформация и развитие микротрещин / В.И. Бетехтин, В.И. Владимиров [и др.] // Проблемы прочности. 1979. № 7. С. 38–45.

124. Пластическая деформация и разрушение кристаллических тел. Сообщение 2. Деформация и развитие микротрещин / В.И. Бетехтин, В.И. Владимиров [и др.] // Проблемы прочности. 1979. № 8. С. 51–57.

125. Попов Л.Е., Кобытев В.С., Ковалевская Т.А. Пластическая деформация сплавов. М.: Металлургия, 1984. 183 с.
126. Трофимов В.Н. Модель накопления поврежденности при пластической деформации // Материалы III Российской научно-техн. конф. «Разрушение, контроль и диагностика материалов и конструкций». Екатеринбург, ИМАШ УрО РАН. 2007.
127. Трофимов В.Н. Модель накопления поврежденности при пластической деформации // Магнитогорск, Вестник МГТУ. № 1. 2007. С. 47–50.
128. Comparison in Deformation and Fracture Behavior of Magnesium during Equal Channel Angular Pressing by Experimental and Numerical Methods / S.C. Yoon, C.H. Bok et al // Materials Transactions, 2008. Vol. 49, № 5. P. 963–966.
129. Lapovok R.Y.: Journal of Materials Science. 4. 2005. P. 341
130. Kim H., Yamanaka M., Altan T. Prediction and Elimination of Ductile Fracture in Cold Forging Using FEM Simulations: Proceedings of NAMRC. Houghton, Michigan, Society of Manufacturing Engineers. 1995. P. 63–77.
131. Alexandrov S., Vilotic D.A Theoretical-experimental method for the identification of the modified Cockcroft-Latham ductile criterion: IMechE. 2008. Vol. 222. Part C. P. 1869–1872.
132. Oh S. I., Chen C. C., Kobayashi S. Ductile fracture in axisymmetric extrusion and drawing. Part 2: workability in extrusion and drawing. ASME Journal of Engineering for Industry. 1979. Vol. 101, P. 36–44.
133. Ogawa N., Shiomi M., Osakada K. Forming limit of magnesium alloy at elevated temperatures for forging // International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2002. Vol. 42. P. 607–614.
134. Hambli R. Reszka M. Fracture criteria identification using an inverse technique method and blanking experiment // International Journal of Mechanical Sciences. 2002. Vol. 44. P. 1349–1361.
135. Behrens A., Just H. Vertification of the damade model of effective stresses in cold and warm forging operations by experimental testing and FE simulations // Journal of Materials Processing Technology. 2002. Vol. 125–126. P. 295–301.

136. Оценка поврежденности металла при холодной пластической деформации с использованием модели разрушения Кокрофта-Латама / А.В. Боткин, Р.З. Валиев // Деформация и разрушение материалов. 2011. № 7. С. 17–22.
137. Богатов А.А., Мижирицкий О.И., Смирнов С.В. Ресурс пластичности металлов при обработке давлением. М.: Metallurgiya, 1984. 144с.
138. Прогнозирование разрушения металла в процессе интенсивной пластической деформации цилиндрической заготовки раноканальным угловым прессованием / А.В. Боткин, Р.З. Валиев [и др.] // Вестник МГТУ им. Г. И. Носова. 2011. № 4. С. 38–42.
139. Прогнозирование разрушения металла при холодной объемной штамповке с помощью адаптивной модели разрушения / Н.В. Биба, С.А. Стебунов [и др.] // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 2003. № 3. С. 39–44.
140. Боткин А.В. Прогнозирование разрушения металла в процессах равноканального углового прессования на основе результатов испытаний образцов совместным кручением-сжатием (растяжением): материалы междунар. науч. конф. «XXI Уральская школа металловедов-термистов «Актуальные проблемы физического металловедения сталей и сплавов», Магнитогорск: МГТУ им. Г.И. Носова. 2012. С. 117.
141. Расчет поврежденности металла при угловом прессовании по схеме «Конформ» // А.В. Боткин, Р.З. Валиев [и др.] // Наноинженерия. 2013. № 3. С. 36–41.
142. Боткин А.В., Валиев Р.З., Дубинина С.В. Моделирование термических и механических условий деформирования и разрушения металла в процессах ИПД // сб. ст. Российской науч.-техн. конф. «Мавлютовские чтения», 2011. Т. 3. С. 30–35.
143. Дубинина С. В. Прогнозирование разрушения металла в процессе ИПД цилиндрической заготовки РКУП // сб. ст. седьмой Всероссийской зимней школы-семинара аспирантов и молодых ученых «Актуальные проблемы науки и техники», 2011. Т. 2. с. 7–10.

144. Боткин А.В., Вареник Е.В., Кельнер М.С. Моделирование пластического кручения длинномерной цилиндрической заготовки // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2011. № 3. С. 64–67.
145. Botkin A.V., Varenik E.V., Kel'ner M.S. Modeling of Plastic Torsion of a Long-Length Cylindrical Billet // Joint Machinery Manufacture and Reliability, Allerton Press, Inc., 2011, Vol. 40, №. 3, P. 247–250.
146. Боткин А.В., Вареник Е.В., Кельнер М.С. Моделирование пластического кручения-сжатия длинномерной профилированной заготовки // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2011. № 5. С. 73–77.
147. Утяшев Ф.З., Рааб Г.И. Площадь поверхности фрагментов, зерен и образца при больших холодных деформациях металлов и влияние поверхности и очага деформации на измельчение структуры // Физика металлов и металловедение. 2006. № 3. С. 311–322.
148. Утяшев Ф.З., Рааб Г.И. Влияние очага деформации на измельчение структуры в металлах // Физика металлов и металловедение. 2007. № 6. С. 104–109.
149. Утяшев Ф.З., Рааб Г.И. Механизмы и модель измельчения зерен в металлах посредством интенсивной низкотемпературной деформации // Вопросы материаловедения. 2007. № 4. С. 198–204.
150. Утяшев Ф.З., Рааб Г.И. Влияние масштабного фактора на измельчение зерен при интенсивной пластической деформации // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 2008. № 11. С. 13–20.
151. Сaitova Л.Р., Семенова И.П., Александров И.В. Исследование однородности структуры заготовок из сплава ВТ6, подвергнутого равноканальному угловому прессованию // Вестник СамГУ. 2004. № 27. С. 164–168.
152. Equal channel angular pressing influence on the Ti-6Al-4V alloy structure and mechanical behavior / I.P. Semenova, L.R. Saitova et al // Materials Science and Engineering, A 387–389. 2004. P. 805–808.

153. Влияние интенсивной пластической деформации на механическое поведение и структуру сплава Ti-6Al-4V / Л.Р. Саитова, И.П. Семенова [и др.] // Деформация и разрушение материалов. 2005. № 3. С. 27–30.
154. Эволюция структуры сплава ВТ6, подвергнутого равноканально-угловому прессованию / И.П. Семенова, Л.Р. Саитова [и др.] // Физика металлов и металловедение. 2005. Т. 100. № 1. С. 1–8.
155. Влияние интенсивной пластической деформации и термомеханической обработки на структуру и свойства титана / Г.Х. Садикова, В.В. Латыш [и др.] // Металловедение и термическая обработка металлов. 2005. № 11. С. 31–34.
156. Развитие методов интенсивной пластической деформации для получения объемных наноструктурных материалов с уникальными механическими свойствами / Р.З. Валиев, Г.И. Рааб [и др.] // Нанотехника. 2006. № 2. С. 32–43.
157. Объемные наноструктурные металлы и сплавы с уникальными механическими свойствами для перспективных применений / Р.З. Валиев, Д.В. Гундеров [и др.] // Вестник УГАТУ. 2006. Т. 7. № 3. С. 23–35.
158. Valiev R.Z., Islamgaliev R.K., Semenova I.P. Superplasticity in nanostructured materials: New challenges // Materials Science and Engineering A, Vol. 463. 2007. P. 2–7.
159. Механическое поведение ультрамелкозернистых титановых прутков, полученных с использованием интенсивной пластической деформации / И.П. Семенова, А.И. Коршунов [и др.] // Физика металлов и металловедение. 2008. Т. 106. № 2. С. 1–9.
160. Исследование сопротивления усталости титана с ультрамелкозернистой структурой / И.П. Семенова, Г.Х. Салимгареева [и др.] // Металловедение и термическая обработка металлов. 2009. № 2. С. 34–39.
161. Влияние условий деформации прокаткой на формирование ультрамелкозернистой структуры в двухфазном сплаве, полученном интенсивной пластической деформацией / С.Л. Демаков, О.А. Елкина [и др.] // Физика металлов и металловедение. 2008. Т. 105, № 6. С. 638–646.

162. Enhanced fatigue strength of commercially pure Ti processed by severe plastic deformation / I.P. Semenova, G.Kh. Salimgareeva et al // *Materials Science and Engineering*, A. 503. 2009. P. 92–95.
163. Наноструктурный титан для биомедицинских применений: новые разработки и перспективы коммерциализации / Р.З. Валиев, И.П. Семенова [и др.] // *Российские нанотехнологии*. 2008. Т. 3, № 9–10. С. 80–89.
164. Влияние равноканального углового прессования на формирование ультрамелкозернистой структуры и механические свойства сплава Ti-6Al-7Nb, применяемого в медицине / В.В. Нургалеева, И.П. Семенова [и др.] // *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением*. 2008. № 11. С. 28–34.
165. Якушина Е.Б., Семенова И.П., Валиев Р.З. Влияние интенсивной пластической деформации на усталостные свойства длинномерных титановых прутков с ультрамелкозернистой структурой // *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением*. 2008. № 11. С. 34–39.
166. Nanostructured titanium for biomedical applications / R.Z. Valiev, I.P. Semenova et al // *Advanced Engineering Materials*. № 8. 2008. P. B15–B17.
167. Fatigue behavior of ultrafine-grained Ti-6Al-4V 'ELI' alloy for medical applications / L.R. Saitova, H.W. Hoepfel et al // *Materials Science and Engineering A*, Vol. 503. 2009, P. 145–147.
168. Коррозионное поведение титановых материалов с ультрамелкозернистой структурой / Н.А. Амирханова, Р.З. Валиев [и др.] // *Металлы*. 2010. № 3. С. 101–107.
169. Якушина Е.Б., Семенова И.П., Валиев Р.З. Наноструктурный титан для биомедицинских применений // *Цветные металлы*. 2010. № 7. С. 81–83.
170. Enhanced strength and ductility of ultra-fine grained Ti processed by severe plastic deformation / I.P. Semenova, G.H. Salimgareeva et al // *Advanced Engineering Materials*. Vol. 12. № 8. 2010. P. 803–807.



171. Семенова И.П. Прочность и повышенные усталостные свойства ультрамелкозернистых титановых полуфабрикатов, полученных интенсивной пластической деформацией // *Металлы*. 2010. № 5. С. 87–94.
172. Структура и механические свойства титановых длинномерных полуфабрикатов, полученных интенсивной пластической деформацией / И.П. Семенова, В.В. Латыш [и др.] // *Физика техника высоких давлений*, 2005. Т. 15. № 1. С. 81–85.
173. Microstructural Features and Mechanical Properties of the Ti-6Al-4V ELI Alloy Processed by Severe Plastic Deformation / I.P. Semenova, L.R. Saitova et al // *Materials Science Forum*. Vol. 503–504. 2006. P. 757–762.
174. Microstructure and properties of Ti rods produced by multi-step SPD / V.V. Latysh, G.H. Salimgareeva et al // *Materials Science Forum*. Vol. 503–504. 2006. P. 763–768.
175. Combined SPD techniques to fabricate nanostructured Ti rods for medical application / G.H. Salimgareeva, I.P. Semenova et al // *Solid State Phenomena*. Vol. 114. 2005. P. 183–188.
176. New trends in superplasticity in SPD-processed nanostructured materials / R. Valiev, R. Islamgaliev et al // *International Joint Materials Research (formerly Z. Metallkd.)* Vol. 98. № 4. 2007. P. 314–319.
177. Механические свойства, пластичность и особенности разрушения ультрамелкозернистого сплава Ti-6Al-4V ELI при температурах 300-4,2 К А.В. Подольский, Е.Д. Табачникова [и др.] // *Журнал функциональных материалов*. 2007. № 6. С. 235–239.
178. Enhanced Fatigue Properties of Ultrafine-grained Titanium Rods Produced Using Severe Plastic Deformation / I.P. Semenova, G.Kh. Salimgareeva et al // *Trans Tech Publications, Solid State Phenomena*, Vol. 140. 2008. P. 167–172.
179. Strength and fatigue properties enhancement in ultrafine-grained Ti produced by severe plastic deformation / I.P. Semenova, R.Z. Valiev et al // *Joint Materials Science*, DOI 10.1007/s, 10853-008-2984-4 ISSN 0022-2461 P. 1573-4803.

180. Microstructure features of failure surfaces and Low-temperature mechanical properties of ultra-fine grained Ti-4Al-6V ELI alloy / E.D. Tabachnikova, A.V. Podolskiy et al // *Strength of Materials*. Vol. 40. № 1. 2008. P. 71–74.
181. Enhanced superplastic behavior of ultra-fine grained Ti-4Al-6V ELI alloy / L. Saitova, I. Semenova et al // *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, Vol. 39. № 4–5. 2008. P. 367–370.
182. Nanostructured SPD Processed Titanium for Medical Implants / R.Z. Valiev, I.P. Semenova et al // *Materials Science Forum*. Vol. 584–586. 2008. P. 49–54.
183. Cyclic deformation behavior and fatigue lives of ultrafine-grained Ti-6Al-4V ELI alloy for medical use / L.R. Saitova, H.W. Hoepfel et al // *International Journal of Fatigue*. № 31. 2009. P. 322–331.
184. Nanostructuring of Ti- alloys by SPD processing to achieve superior fatigue properties I.P. Semenova, E.B. Yakushina et al // *International Joint Materials Research (formerly Z. Metallk.)*. Vol. 100. 2009. № 12. P. 1691–1696.
185. Effect of equal channel angular pressing on the fracture behavior of commercially pure titanium / I. Sabirov, R.Z. Valiev et al // *Metallurgical and Materials Transactions*, 2010. published online, DOI: 10.1007/s11661-009-0111-z.
186. Valiev R.Z., Murashkin M.Yu., Semenova I.P. Grain boundaries and mechanical properties of ultrafine-grained metals // *Metallurgical and Materials Transactions* Vol. 41. issue 4. 2010. P. 816.
187. Towards enhancement of properties of UFG metals and alloys by grain boundary engineering using SPD processing / R. Z. Valiev, I.V.Alexandrov et al // *Reviews on Advanced Materials Science* № 25. 2010. P. 1–10.
188. High strength ultra-fine grained titanium produced via a novel SPD processing route / J.M. Molina-Aldareguia, M.T. Perez-Prado et al // *International Journal Mater Form*, Vol. 3. Suppl 1. 2010, P. 407–410.
189. Рааб Г.И. Валиев Р.З. Получение нанокристаллического титана // *Материаловедение и термическая обработка металлов*. 2000. № 9. С. 27–31.

190. Рааб Г.И., Валиев Р.З. Равноканальное угловое прессование длинномерных заготовок // Цветная металлургия. 2000. № 5. С. 50–53.
191. Измельчение микроструктуры в вольфраме интенсивной пластической деформацией / Александров И.В., Рааб Г.И., Валиев Р.З. [и др.] // Физика металлов и металловедение. 2002. Т. 93, № 5. С. 105–112.
192. Кулясова О.Б., Исламгалиев Р.К., Рааб Г.И. Влияние режимов интенсивной пластической деформации на микроструктуру и свойства магниевых сплавов АМ60 // Металлы. 2004. № 1. С. 99–104.
193. Теплое и горячее равноканальное угловое прессование низкоуглеродистых сталей / С.В. Добаткин, П.Д. Одесский, Г.И. Рааб [и др.] // Металлы. 2004. № 1. С. 105–110.
194. Рааб Г.И., Валиев Р.З. К вопросу создания ультрамелкозернистых материалов, используя интенсивную пластическую деформацию // Вестник УГАТУ. 2004. Т. 5, № 2. С. 9–16.
195. Рааб Г.И., Сошникова Е.П., Валиев Р.З., Влияние температуры и гидростатического давления при РКУП на микроструктуру чистого Ti // Materials Science and Engineering. 2005, A 410–411, С. 230–233. (пер. с англ.)
196. Влияние интенсивной пластической деформации на механическое поведение и структуру сплава Ti-6Al-4V / Л.Р. Саитова, Г.И. Рааб, Р.З. Валиев [и др.] // Деформация и разрушение материалов. 2005. № 3. С. 27–30.
197. Развитие методов интенсивной пластической деформации для получения объемных наноструктурных материалов с уникальными механическими свойствами / Р.З. Валиев, Г.И. Рааб, Д.В. Гундеров [и др.] // Нанотехника. 2006. № 2. С. 32–42.
198. Исследование эволюции структуры наносталей 20 и 45 при критических степенях пластической деформации / М.В. Чукин, Р.З. Валиев, Г.И. Рааб [и др.] // Вестник МГТУ им. Г.И. Носова. 2007. № 4. С. 89–93.
199. Разработка и исследование технологических методов получения нанокристаллического титана для ортопедии и травматологии / В.В. Латыш,

- Ф.Ф. Мухаметов [и др.] // В сб.: Актуальные вопросы ортопедии и травматологии. Уфа: Слово, 1997. С. 74–79.
200. Кузнечно-штамповочное оборудование: учебник для машиностроительных вузов / А.Н. Банкетов, Ю.А. Бочаров [и др.]. Изд. 2-е, испр. и доп. М.: Машиностроение, 1982. 576 с.
201. Ланской Е.Н., Банкетов А.Н. Элементы расчёта деталей и узлов кривошипных прессов. М.: Машиностроение, 1996. 376 с.
202. Фесик С.П. Справочник по сопротивлению материалов. Киев: Будівельник, 1982. 326 с.
203. Справочник конструктора штампов: Листовая штамповка / под общей ред. Л.И. Рудмана. М.: Машиностроение. 1988. 496 с.
204. Анурьев В.И. Справочник конструктора-машиностроителя: в 3-х т., 8-е изд., перераб. и доп., / под ред. И.Н. Жестковой. М.: Машиностроение, 2001. Т. 1. 920 с.
205. Анурьев В.И. Справочник конструктора-машиностроителя: в 3-х т., 8-е изд., перераб. и доп., / под ред. И.Н. Жестковой. М.: Машиностроение, 2001. Т. 3. 864 с.
206. Анурьев В.И. Справочник конструктора-машиностроителя: в 3-х т., 8-е изд., перераб. и доп., / под ред. И.Н. Жестковой. М.: Машиностроение, 2001. Т. 2. 912 с.
207. Киркач Н.Ф., Баласанян Р.А. Расчет и проектирование деталей машин: учеб. пособие для студ. техн. вузов. 3-е изд., испр. и доп. Харьков: Основа, 1991. 276 с.
208. Дунаев П.Ф., Леликов О.П. Конструирование узлов и деталей машин: учеб. пособие для студ. вузов. 2-е изд., испр. и доп. М.: Академия, 2008. 496 с.
209. Арзамасов Б.Н., Брострем В.А. Конструкционные материалы: справочник. М.: Машиностроение, 1990. 688 с.

210. Ковка и штамповка: Справочник. В 4-х т. / Ред. Совет: Е.И. Семенов (пред.) и др. М.: Машиностроение, 1985. Т.1. Материалы и нагрев. Оборудование. Ковка / Под ред. Е.И. Семенова. 1985. 568 с.
211. Справочник по сопротивлению материалов / сост. Г.С. Писаренко, А.П. Яковлев / под. ред. Г.С. Писаренко – 2-ое изд., перераб. и доп. Киев: Наук. думка, 1988. 736 с.
212. Повышение механических свойств сплава Ti–6Al–4V, используя равноканальное угловое прессование и последующую пластическую деформацию / Л.Р. Саитова, И.П. Семенова [и др.] // Физика и техника высоких давлений. Донецк, 2004. Т. 14. № 4. С. 19–24.
213. Сверхпластическое поведение ультрамелкозернистого сплава Ti–6Al–4V ELI, полученного интенсивной пластической деформацией / И.П. Семенова, Л.Р. Саитова [и др.] // Физика и техника высоких давлений. Донецк, 2006. Т. 16. № 4. С. 84–89.
214. Моделирование процесса изотермической штамповки лопатки ГТД из наноструктурного сплава BT-6 / А.В. Боткин, А.Ф. Шаяхметов [и др.] // материалы междунар. науч. конф. «Современные достижения в теории и технологии пластической обработки металлов». СПб, 2007. С. 48.
215. Моделирование и аналитическая оценка силовых параметров изотермической штамповки лопатки из наноструктурного сплава BT-6 / А.В. Боткин, А.Ф. Шаяхметов [и др.] // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 2008. № 11. С. 43–48.
216. Способ штамповки заготовок из наноструктурных титановых сплавов: пат. Рос. Федерация. № 23882686. / А. Ф. Шаяхметов, А. В. Боткин [и др.], № 2008105266; заявл. 12.02.2008; опубл. 27.02.2010. 3 с.
217. Колмогоров Г.Л., Орлов С.И., Шевляков В.Ю. Инструмент для волочения. М.: Металлургия, 1992. 143 с.
218. Колмогоров Г.Л., Чернова Т.В., Савченко В.Г. Оптимальная геометрия и износ волочильного инструмента // Пермь, Вестник ПГТУ. Механика. 2009. № 1. С. 146–150.

219. Температурные условия и режимы формирования остаточных напряжений при волочении проволоки / Г.Л. Колмогоров, Н.А. Кошелева, Е.В. Кузнецова [и др.] // Известия высших учебных заведений. Цветная металлургия. 2011. № 3. С. 23–26.
220. Колмогоров Г.Л., Трофимов В.Н., Чернова Т.В. Условия улучшенного (смешанного) режима трения при волочении // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2013. № 1. С. 31–33.
221. Боткин А.В. Расчет ширины мостика расширяющейся облойной канавки открытого штампа для штамповки осесимметричных поковок // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 1996. № 1. С. 37–39.

## **ПРИЛОЖЕНИЯ**



Общество с ограниченной ответственностью  
«НаноМет»

«Утверждаю»

Генеральный директор

ООО «НаноМет»

Г.И. Рааб

2013 г.



АКТ

внедрения результатов диссертационной работы Боткина А.В.  
«Научно-методологические основы проектирования процессов  
углового прессования»

Научно-техническая комиссия в составе: технического директора Мустафина Р.Т. и метролога Алешина Г.Н. составили акт о том, что результаты диссертационной работы Боткина А. В. «Научно-методологические основы проектирования процессов углового прессования» внедрены на нашем предприятии.

Результаты использованы при разработке технологического процесса изготовления ультрамелкозернистых (УМЗ) прутков из титанового сплава Grade 4 (международный стандарт) диаметром 7 мм, для медицинского применения.


Решения относительно деформационных и силовых параметров, нагрузок на инструмент, полученные в диссертационной работе, были учтены при проектировании усовершенствованной установки для РКУП-К, с горизонтальным расположением исполнительного механизма. Изготовленная установка характеризуется увеличенной относительной энерговооруженностью и производительностью в сравнении с ранее использованным оборудованием.

Технический директор  
Метролог

Мустафин Р.Т.  
Алешин Г.Н.



## Приложение 2

УТВЕРЖДАЮ:  
 Директор по техническому развитию  
 ОАО «БелЗАН»  
  
 Т. Ш. Галиахметов  
 (подпись)  
 М.П.

АКТ  
 о использовании результатов  
 докторской диссертационной работы  
 Боткина Александра Васильевича

Комиссия в составе:

Председатель, гл. технолог А. Н. Акименков;

члены комиссии: нач. ОПТ ХОШ Р.А. Мусин; зам. гл. технолога Р.Ш. Валиев

составили настоящий акт о том, что результаты диссертационной работы «Научно-методологические основы проектирования процессов углового прессования», представленной на соискание ученой степени, использованы в проектно-конструкторской деятельности ОАО «БелЗАН» при разработке процессов ХОШ в виде:

1. Экспериментальных данных по исследованию пластичности сталей для ХОШ крепежа.
2. Методик расчета и моделирования поврежденности металла при ХОШ крепежа.
3. Рекомендаций по рационализации операций ХОШ при изготовлении крепежа.

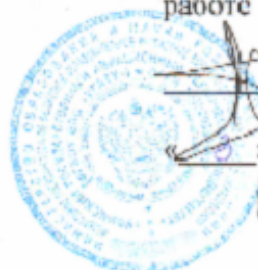
Использование указанных результатов позволяет повысить качество проектирования и эффективность ХОШ некоторых крепежных изделий; сократить затраты на проведение опытно-конструкторских работ и натурных испытаний; повысить производительность труда при ХОШ крепежа.

Председатель комиссии  А. Н. Акименков

Члены комиссии:  Р. А. Мусин

 Р. Ш. Валиев

УТВЕРЖДАЮ

Проректор УГАТУ по учебной  
работе

Н.К. Криони

2013 г.

## АКТ

об использовании результатов докторской диссертации  
Боткина А.В. «Научно-методологические основы проектирования  
процессов углового прессования» в учебном процессе УГАТУ

Комиссия в составе председателя – начальника учебно-методического управления УГАТУ, к.т.н., доцента А.З. Тлявлиина и членов – декана факультета авиационно-технологических систем, заведующего кафедрой начертательной геометрии и черчения, к.т.н., доцента Ю.В. Поликарпова и к.т.н., доцента Э.Ф. Хайретдинова, составила настоящий акт, которым подтверждается, что результаты указанной диссертации использованы в учебном процессе при чтении лекций «Прогнозирование разрушения металла в процессах холодной объемной штамповки» по дисциплине «Теория обработки металлов давлением», а также в форме изданного учебного пособия «Прогнозирование деформационной поврежденности металла в процессах холодной объемной штамповки крепежа с использованием программного комплекса Deform 3D и модели разрушения материала Кокрофта-Латама», предназначенного для выполнения студентами всех форм обучения, обучающимися по направлению 150700 «Машиностроение», профилю подготовки «Машины и технология ОМД», курсовой работы, курсового проекта, выпускной квалификационной работы.

Председатель комиссии,  
начальник учебно-методического  
управления

А. З. Тлявлин

Декан ФАТС,  
зав. кафедрой ИГиЧ

Ю. В. Поликарпов

Доцент

Э. Ф. Хайретдинов