Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего образования «Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»

На правах рукописи

ТА ДИНЬ СУАН

ИССЛЕДОВАНИЕ И РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА ПОЛУЧЕНИЯ ПРУТКОВ МЕЛКИХ СЕЧЕНИЙ ИЗ БИОСОВМЕСТИМЫХ СВЕРХУПРУГИХ СПЛАВОВ НОВОГО ПОКОЛЕНИЯ СИСТЕМЫ Ti-Zr-Nb С ПРИМЕНЕНИЕМ РАДИАЛЬНО-СДВИГОВОЙ ПРОКАТКИ И РОТАЦИОННОЙ КОВКИ

Специальность 05.16.05 – Обработка металлов давлением

Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук

Научный руководитель
д.т.н., проф. Галкин Сергей Павлович

Научный консультант
к.т.н., с.н.с. Шереметьев Вадим Алексеевич

Москва – 2020

Оглавление

Введение 1
Глава 1. Литературный обзор 6
1.1. Подготовка обзора литературы по тематике исследований; сравнительный анализ современных технологий получения сплошных и пористых материалов для внутрикостных имплантатов на основе титановых сплавов 6
1.2. Биосовместимые титановые сплавы 29
1.2.1. Биосовместимые сверхупругие сплавы 30
1.2.2. Требования к производству биосовместимых титановых сплавов 31
1.3. Заключение по главе 31
Глава 2. Деформационно-геометрическая модель (соотношения) радиально-сдвиговой прокатки 33
2.1. Деформации, скорости, траектории конечного формоизменения 33
2.2. Геометрия пространственного положения валков продольного профили геометрических параметров 38
2.3. Методика аддитивного построения очага деформации и процесса радиально-сдвиговой прокатки с учетом цикличности 43
Глава 3. Моделирование процесса РСП и сочетания РСП и РК 63
3.1 Моделирования процесса РСП сплава ВТ6 и TZN 63
3.1.1 Обзор численных методов в обработке металлов давлением 63
3.1.2 Методика и исходные данные моделирования процесса РСП 65
3.1.3 Исследования напряженно-деформированного состояния 69
3.1.4 Уровень сжимающих напряжений 79
3.1.5 Анализ скорости деформации 81
3.1.6 Исследование влияния режимов прокатки на размеры утяжины 82
3.1.7 Усилие и момент деформации 85
3.2 Моделирования сочетания РСП и РК 88
3.2.1 Введение и цель метода 88
3.2.2 Исходные данные процесса моделирования сочетанием РСП и РК 92
3.2.3 Анализ пластической деформации на сечении заготовки 96
3.2.4 Провести анализ скорости деформации 103
3.2.5 Среднее напряжение и интенсивность напряжений 105

3.2.6 Усилие и мощность, полученные с помощью моделирования 106
3.2.7 Прогноз изменения структуры в QForm 108
3.3 Обсуждение результатов моделирования и вывод глава 109
3.3.1 Обсуждение результатов моделирования процесс РСП 109
3.3.2 Оценка результатов моделирования процесс сочетание РСП и РК 110
Глава 4. Качество прутков, полученных с использованием метод сочетания РСП и РК..... 112
4.1. Цель и методика экспериментального исследования..... 112
4.2. Исходные данные 112
4.3. Результат экспериментального исследования 118
4.3.1 Микроструктура заготовки 118
4.3.2 Диаграмма деформации растяжения до разрушения 121
4.4. Анализ качество прутков, полученных и эксперимента с использованием метода сочетания РСП и РК 123
Заключения и выводы 124
Список использованной литературы..... 126
Приложение 134

Введение

Актуальность работы. Для решения проблемы изготовления высококачественных длинномерных прутков малого круглого сечения технического и медицинского назначения, перспективным является способ радиально-сдвиговой прокатки (РСП) и его комбинирование с другими методами обработки металлов давления, такими как ротационная ковка (РК), прокатка, или прессование. Традиционные способы (прокатка, прессование, волочение и другие) имеют ряд ограничений, а методы интенсивной пластической деформации не позволяют получать длинномерные полуфабрикаты. Преимущества сочетания радиально-сдвиговой прокатки и ротационной ковки заключаются в формировании однородной по сечению заготовки микроструктуры и высокого качества поверхности длинномерных прутков. Кроме того, преимуществами этого подхода также являются низкая энергоемкость и высокая эффективность получения малых (до 1т) партий полуфабрикатов для изготовления костных имплантатов.

Для обеспечения наилучшей биомеханической совместимости материала, замещающего костную ткань важна не только близость основных механических характеристик к характеристикам костной ткани, но и крайне желательна схожесть их поведения во время деформации. Материал должен обладать низким значением модуля Юнга, близким к таковым для костной ткани (до 30ГПа). Сплавы с памятью формы за счет низкого модуля упругости и эффекта сверхупругости, в отличие от большинства металлов, проявляют наиболее близкое к костной ткани механическое поведение. Среди этих сплавов, состоящих только из биосовместимых для организма человека металлов, одними из самых перспективных являются сплавы на основе системы Ti-Zr-Nb. Известно, что термомеханическая обработка сплавов с памятью формы служит эффективным инструментом формирования структуры и управления комплексом функциональных свойств.

Разработка промышленных технологий получения из этих сплавов

высококачественных прутковых заготовок, пригодных для изготовления высокобиосовместимых костных имплантатов, является актуальной и востребованной задачей, решение которой может быть обеспечено путем применения термомеханической обработки, включающей радиально-сдвиговую прокатку и ротационную ковку.

Цель и задачи работы. Целью диссертационной работы являются исследование и разработка технологического процесса получения высококачественных длинномерных заготовок малых диаметров из сплавов системы Ti-Zr-Nb на основе сочетания радиально-сдвиговой прокатки (РСП) и ротационной ковки (РК).

Для достижения поставленной цели в этой исследовании определены следующие задачи:

1. Установить постоянные очага деформации РСП в условиях геликоидального течения металла и цикличности процесса. Определить аналитические зависимости деформационных, скоростных и геометрических параметров радиально-сдвиговой прокатки от числа циклов деформации. Разработать методику аддитивного построения процесса РСП из циклов с изменяющимися деформационно-геометрическими параметрами.
2. Выполнить экспериментальное исследование реологических свойств перспективного сплава системы Ti-Zr-Nb в условиях горячей деформации и экспортировать данные в программный комплекс конечно- элементного моделирования Qform.
3. Провести сравнительное моделирование процесса РСП перспективного сплава системы Ti-Zr-Nb и серийного сплава ВТ6 с помощью Qform.
4. Исследовать комбинированный процесс (РСП +РК) получения прутков диаметром 6-9мм из сплава Ti-Zr-Nb с применением компьютерного моделирования в Qform.
5. Выполнить прямое экспериментальное опробование комбинированного процесса (РСП +РК) непосредственно в производственных условиях. Оценить структуру и свойства получаемых прутков сплава Ti-Zr-Nb по этапам

технологического передела.

Научная новизна. Научная новизна работы заключается в следующем:

1. Построена деформационно-геометрическая модель процесса РСП, с учетом цикличности процесса деформации и геометрических факторов, включающая, в частности, новые константы очага деформации и новые зависимости скорости и степени деформации в каждом цикле от параметров траектории истечения металла и настройки стана;
2. С применением компьютерного моделирования установлено влияние угла подачи, коэффициента вытяжки и температур на напряженно-деформированное состояние и другие параметры (утяжка, усилие, мощность) РСП заготовок из сплава нового поколения системы Ti-Zr-Nb в сравнении с серийным сплавом ВТ6;
3. Выявлены особенности развития пластической деформации в комбинированном процессе получения прутков мелких сечений из сверхупругого сплава системы Ti-Zr-Nb на основе сочетания РСП и РК.
4. Прямыми экспериментами на опытно-промышленном оборудовании показано, что высокотемпературная деформация с использованием сочетания РСП и РК по разработанным режимам способствует глубокой проработке структуры сплава Ti-Zr-Nb с формированием однородного по сечению мелкого зерна.

Методики и методы исследований. Методы исследования, заключается в активной теоретико-моделирующей деятельности и эксперимента процесса технологической деформации, были проведены для медицинского материалов (ВТ6 и TZN).

Практическая значимость

- *деформационно-геометрическая модель процесса РСП устанавливает практически важные соотношения связи скорости и степени д*еформации в каждом цикле с параметрами настройки стана.

- данные моделирования процесса РСП и сочетания РСП и РК позволяют прогнозировать качество получаемых прутков и определять рациональные

технологические параметры.

- разработана и экспериментально опробована технология термомеханической обработки сплава системы Ti–Zr–Nb с памятью формы, позволяющей получать прутки диаметром 3-8 мм длиной более 2 м с размером зерна около 40 мкм, с благоприятным сочетанием низкого модуля Юнга (E = 39 ГПа), достаточно высокой прочности ($\sigma_в$ = 618 МПа) и сверхупругого поведения при комнатной температуре для медицинского применения.

- результаты теоретических и экспериментальных исследований используются при выполнении практических и лабораторных занятий студентами бакалавриата и магистратуры на кафедре ОМД НИТУ «МИСиС».

Основные положения, выносимые на защиту

- Деформационно-геометрическая модель процесса РСП, с учетом цикличности процесса деформации и геометрических факторов;

- Влияние технологических параметров РСП на напряженно-деформированное состояние заготовок из сплава системы Ti–Zr–Nb в сравнении с серийным титановым сплавом ВТ6;

- Температурно-деформационные и скоростные режимы РСП и РК для получения прутков мелких сечений из сплавов системы Ti–Zr–Nb;

- Влияние сочетания процесса РСП и РК на структуру медицинских сплавов;

- Свойства и сверхупругое поведение сплава системы Ti–Zr–Nb из полученных прутков при комнатной температуре.

Апробация работы

Основные материалы диссертационной работы доложены и обсуждены:

Magnitogorsk rolling practice 2018 — International youth scientific-practical conference in the nosov magnitogorsk state technical university; International Conference on Engineering Research and Applications - ICERA 2019: Advances in Engineering Research and Application.

Публикации

Результаты исследования изложены в 3 рецензируемых печатных изданиях, входящих в перечень ВАК и входящих в базы данных Scopus, ISI.

Структура и объём диссертации

Работа состоит из введения, четыре глав, заключения, списка литературы из 75 наименований отечественных и зарубежных авторов, 4 приложений. Диссертация изложена на 145 страницах и включает 68 рисунок и 18 таблиц.

Глава 1. Литературный обзор

1.1. Подготовка обзора литературы по тематике исследований; сравнительный анализ современных технологий получения сплошных и пористых материалов для внутрикостных имплантатов на основе титановых сплавов

Современный спектр технологий обработки металлов давлением характеризуется широким многообразием способов и процессов пластического деформирования, позволяющих решать различные задачи получения металлоизделий и металлических материалов, в том числе из титановых сплавов медицинского назначения. Можно выделить две относительно самостоятельные, но взаимосвязанные, группы способов (рисунок 1.1). Традиционные способы, широко применяемые в металлургии и машиностроении: прессование, ковка, штамповка и прокатка [1–3]. Данные процессы ориентированы, в основном на получение металлопродукции заданной геометрической формы (профиля) и размеров.

Рисунок 1.1 – Основные способы обработки металлов давлением

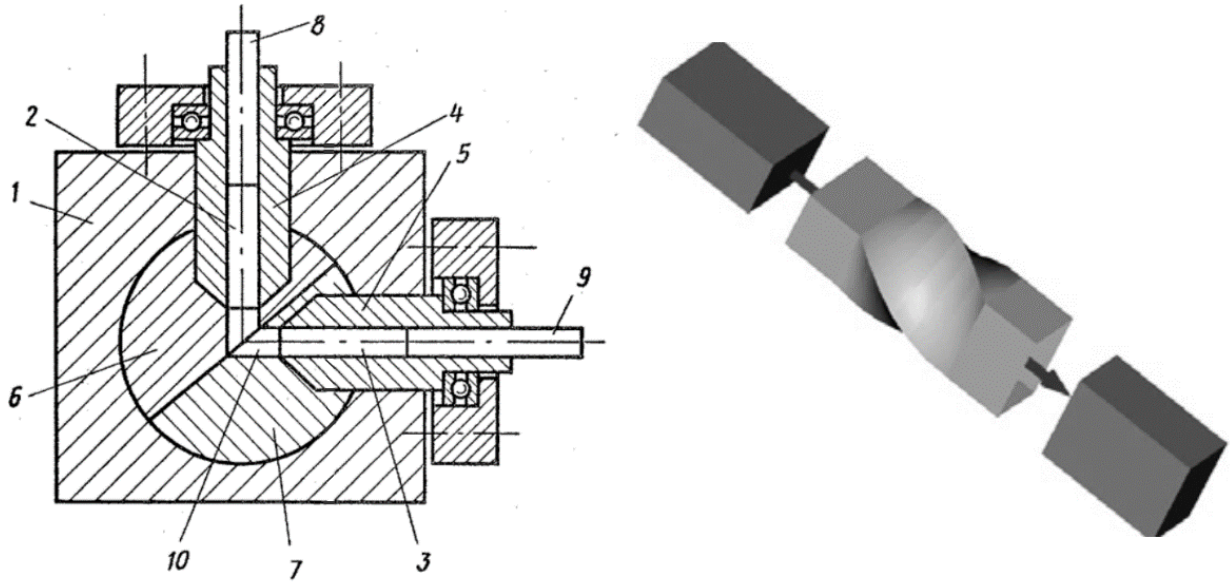
Регламентированные параметры структурного состояния (если таковые имеются) и требуемый уровень физических и механических свойств конечных изделий достигаются легированием и/или термообработкой, в том числе термомеханической.

Способы интенсивной пластической деформации (ИПД) направлены на получение «новых» материалов с рекордными уровнями прочности и пластичности, за счет измельчения размера структурных элементов [4]. На современном этапе развития данных технологий геометрические параметры получаемых изделий относятся к параметрам второго уровня, обозначая их общим термином типа «объемные наноматериалы» или «объемные наноструктурные металлические материалы». Основным критерием ИПД является достижение (накопление) больших степеней истинной деформации (6-8 и более) в теплом или холодном состоянии при минимальных изменениях габаритных размеров деформируемых объемов. Теоретически и практически это возможно только при высоком уровне сдвиговых или знакопеременных линейных деформаций, поскольку требуемые степени эквивалентны деформации при простой прокатке с обжатием более 99,96%, что соответствует прокатке заготовки толщиной 100 мм в полосу с толщиной менее 0,04 мм.

Наибольшее распространение получили следующие способы ИПД: равноканальное угловое прессование (РКУП) [4, 5], винтовая экструзия [6], мультиосевая (всесторонняя) ковка [7], осадка с кручением [8], аккумулированная прокатка [9]. Все основные процессы ИПД можно рассматривать как развитие традиционных способов ОМД (см. пунктирные стрелки на рисунке 1.1) в связи с тем, что имеют достаточное число очевидных сходственных признаков. Так, например, РКУП аналогично процессу прессования по схеме приложения деформирующего усилия через пресс-штемпель 8 на рисунке 1.2.

Излом траектории течения металла на стыке каналов в процессе РКУП создает в очаге деформации интенсивный макросдвиг, что позволяет достигать больших степеней накопленной деформации практически без изменения размеров сечения заготовки. Это обеспечивает возможность многократного

воспроизведения процесса для одного и того же объема металла и практически неограниченного увеличения результирующей степени деформации.



а) б)

Рисунок 1.2 – Схемы РКУП (авторский вариант) согласно первому изобретению [5] (а) винтовой экструзии (б)

К проблемным, и пока нерешенным вопросам РКУП и винтовой экструзии относится масштабный фактор и невозможность структурирования металла в длинномерных объемах.

В мультиосевой ковке и осадке с кручением применяется деформирующий инструмент – плоские штампы - геометрически подобный традиционной ковке. На рисунке 1.3 изображены схемы мультиосевой (всесторонней) ковки и осадки с кручением.

Всесторонняя ковка представляет собой многоэтапный процесс деформирования. Каждый этап состоит из ряда осадок по высоте на 40-60% с последующей протяжкой на исходный размер. После каждого цикла производится поворот заготовки на 90° относительно направления приложения усилия ковки. В результате заготовка обжимается равномерно со всех сторон. Метод позволяет получать достаточно массивные заготовки с мелкозернистой структурой. Одним из недостатков способа является ограниченная степень за одну

осадку, связанная с условием возврата к исходной форме объемной заготовки при последующей протяжке.

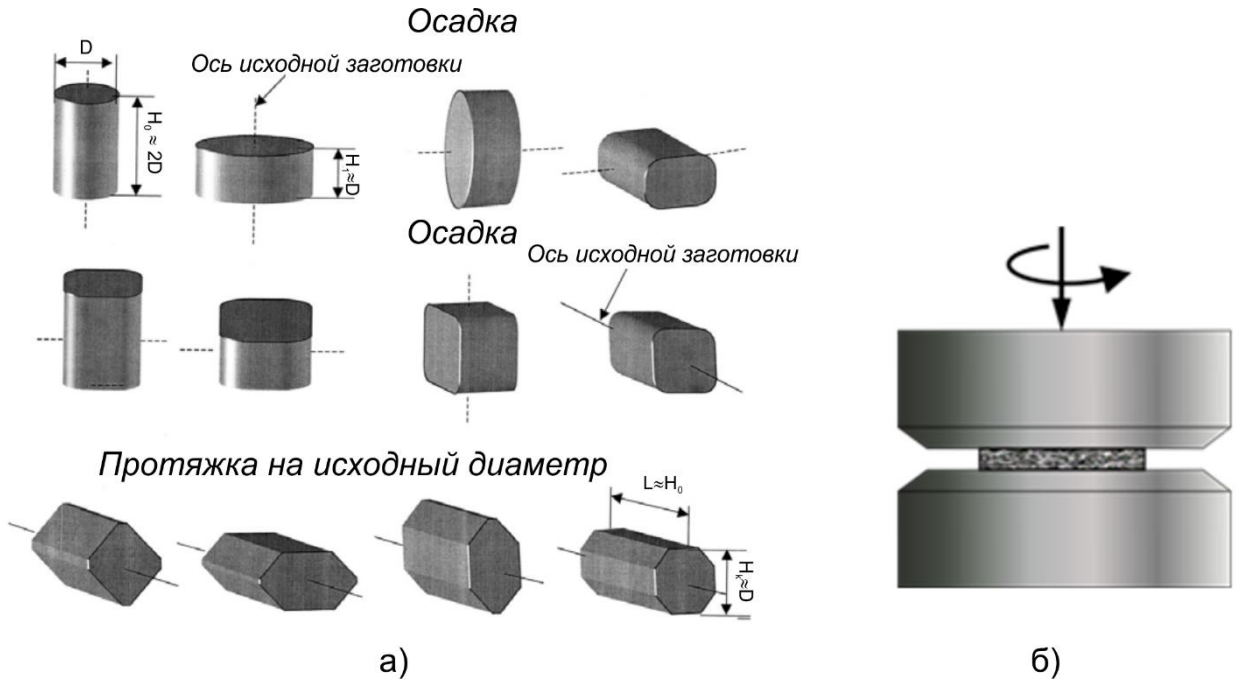


Рисунок 1.3 – Схемы мультиосевой (всесторонней) ковки (а) и осадки с кручением (б)

Для производства листов и лент с ультрамелкозернистой структурой может быть применен метод пакетной прокатки (рисунок 1.4). Данный метод включает сборку пакета из двух или более листов (возможно из разных материалов) и прокатку его в гладких валках за несколько проходов. Далее следует порезка получаемого многослойного листа на карточки, сборка из них нового пакета и повторение прокатки. За 7-10 циклов такой обработки достигается истинная степень деформации e = 5,6-8,0. При этом формируется достаточно однородное мелкодисперсное строение с размером зерна 0,7 – 0,9 мкм. В случае достаточно пластичных материалов порезка заменяется сложением ленты вдвое, втрое и т.д., сколько позволит толщина пакета и пластичность металла. Очаг деформации и профилировка валков при аккумулированной прокатке практически не отличаются от обычной листовой прокатки (рисунок 1.4).

Способ ограничен возможностью получения структурированного металла только в виде достаточно тонкой ленты.

За последние 25-30 лет исследования по микро- и нано структурированию различных металлов и сплавов методами ИПД получили широкий размах. Накоплен огромный научный материал о наноструктурированных с помощью ИПД материалах, в том числе и фундаментального характера. Однако большинство результатов не получили адекватного практического применения. Основная проблема состоит в том, что на сегодняшний день ни один из предлагаемых процессов ИПД не позволяет в производственных условиях получить изделия, приемлемые по форме и габаритным размерам для широкого практического применения. В первую очередь это касается возможности производства структурированного металла в виде длинномерных изделий, типа прутков и штанг.

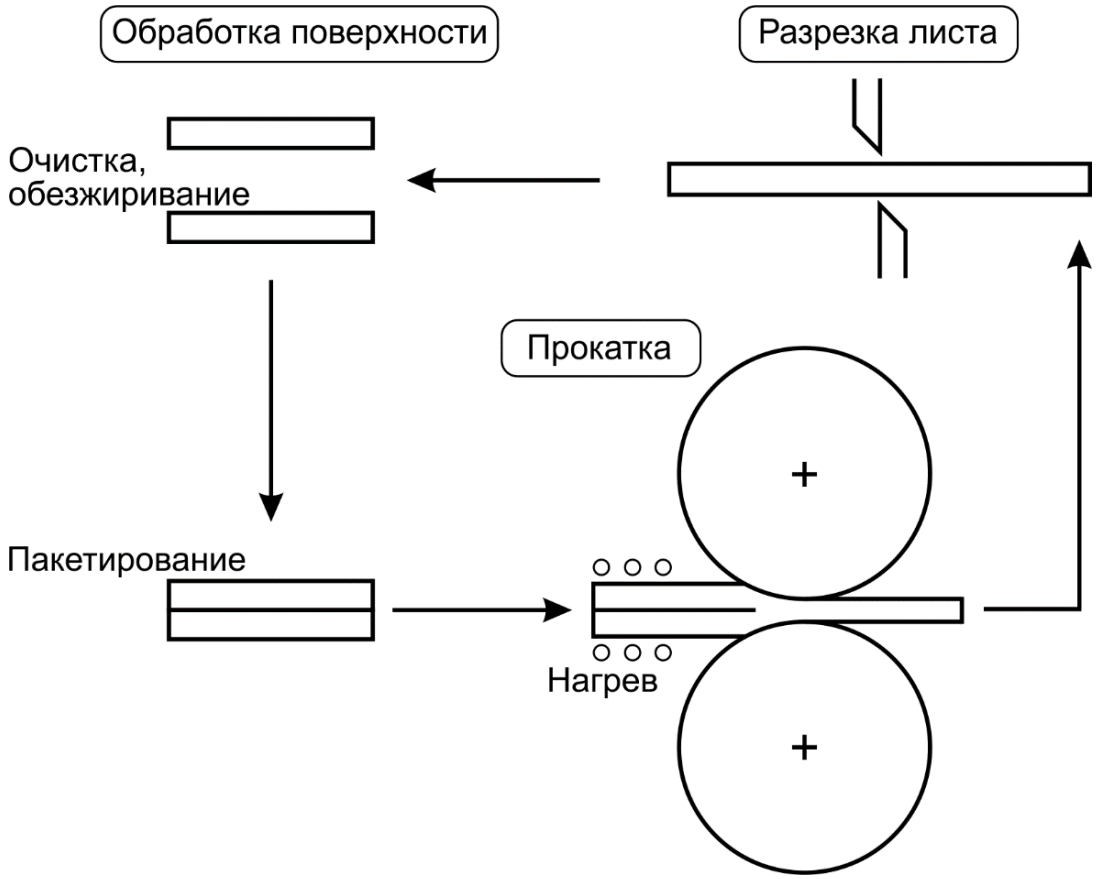


Рисунок 1.4 – Цикл технологических операций при аккумулированной прокатке листового композитного материала

Решение этой проблемы может быть достигнуто с помощью процессов винтовой, и ее частного случая, радиально-сдвиговой прокатки.

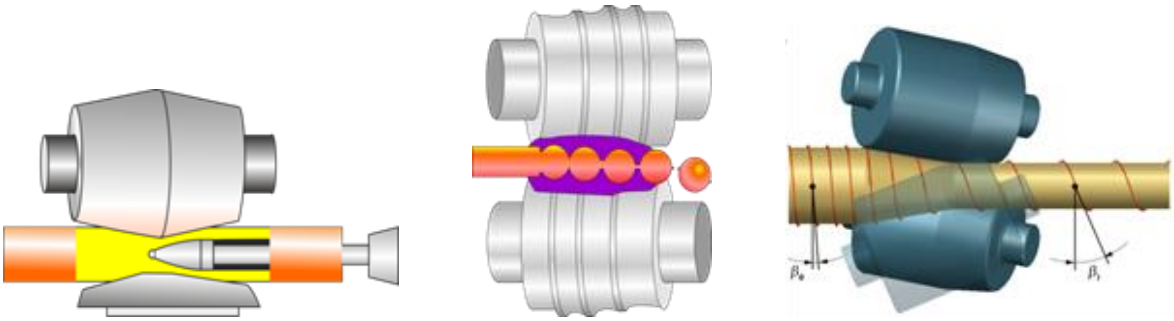
Винтовая (поперечно-винтовая, косая) прокатка представляет собой процесс пластического деформирования заготовки приводными валками, вращающимися в одну сторону, оси которых скрещены с осью прокатки. Деформируемая заготовка и все её структурные элементы при этом совершают винтовое движение.

Технология и станы винтовой прокатки получили наибольшее промышленное применение в трех основных направлениях:

- производстве бесшовных труб (рисунок 1.5а, [10]);
- деталепрокатном производстве (рисунок 1.5б, [11]);
- производстве сплошных заготовок и прутков с особой структурой и свойствами (рисунок 1.5в, [12]).

Функциональное назначение винтовой прокатки и условия деформации металла в этих направлениях качественно различны.

Начало первому направлению положило изобретение и патент братьев Маннесманн (Mannesmann) 1885 года на способ прошивки сплошного слитка (заготовки) в пустотелую гильзу в косовалковом стане, которая далее раскатывается в бесшовную трубу. До настоящего времени этот способ остается практически безальтернативной основой производства бесшовных стальных труб.



(а) (б) (в)

Рисунок 1.5 – Схемы очагов деформации при винтовой прокатке:
а. прошивке сплошной заготовки в полую гильзу; б. прокатке шаров;
радиально-сдвиговой прокатке

В основе способа лежит разноименная, циклически изменяющаяся схема напряженного состояния в осевой зоне заготовки при двух растягивающих напряжениях, что разрыхляя металл осевой зоны, создает благоприятные условия для внедрения оправки и прошивки сплошной заготовки.

Второе направление предложено в 50-х годах и развивается трудами ВНИИМЕТМАШа и МГТУ им. Баумана по деталепрокатным технологиям. Винтовая прокатка применяется для формообразования внешнего контура осесимметричных прокатных изделий (шаров, втулок, заготовок шпинделей, ребристых труб и др.) максимально приближенных к конфигурации готовых изделий. При этом сокращаются потери и трудозатраты на механическую обработку готовых изделий. Влияние процесса на структуру и свойства металла выражено незначительно.

Целевое назначение процесса винтовой прокатки в третьем направлении – измельчение структуры и уплотнение металла по всему сечению проката с получением уникального структурного строения и повышением свойств. В основе процесса лежит исследовательское достижение И. Н. Потапова и П. И. Полухина с сотрудниками (МИСиС, 70-годы) [12], об определяющем влиянии траекторий винтового движения прокатываемой заготовки на условия деформации металла. При малых углах подъема винтовых траекторий (углах подачи β_1=4-6°), характерных для процессов 1-го и, частично 2-го направлений, в осевой зоне заготовки наблюдается разрыхление металла или, в лучшем случае, сохраняется исходное состояние. При переходе в область больших углов подачи β_1=18-24° создаются условия для уплотнения и интенсивной проработки структуры металла. Ранее такой обратный эффект считался невозможным для винтовой прокатки. Качественное своеобразие способов винтовой прокатки в области больших углов подачи и отличие от прошивки выделено авторским термином “радиально-сдвиговая прокатка (РСП)”.

Дальнейшее развитие РСП позволило создать технологии и станы специально ориентированные на реализацию управляемой ИПД в длинномерных изделиях, типа прутков и труб.

В процессе радиально-сдвиговой прокатки металл совершает геликоидальное течение по траекториям спирального типа (рисунок 1.6). Угол подъема (наклона к плоскости поперечного сечения) траекторий увеличивается от периферии к центру, достигая 90° на оси прокатки. При этом формируется весьма своеобразное деформированное состояние металла с характерной неоднородностью. Математическая модель, рассмотренная в [13] схематизирует эту неравномерность выделением двух зон с качественно различными условиями деформации.

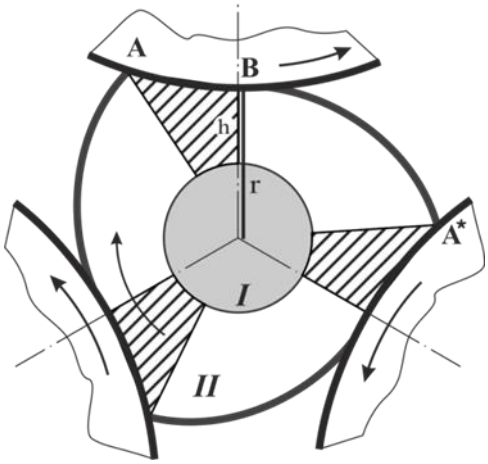


Рисунок 1.6 – Характерные зоны в поперечном сечении очага деформации при РСП

В центральной зоне *I* металл постоянно находится в состоянии монотонного радиального сжатия и осевого растяжения, пропорционального коэффициенту вытяжки. Во внешней зоне *II* развивается знакопеременная радиальная деформация. По ходу траектории чередуются области радиального сжатия (вблизи контакта с валками) и области радиального растяжения (в зазоре между валками). Согласно расчетам по этой модели величина накопленной степени деформации во внешней зоне Λ_{II} в 8 - 10 и более раз превышает уровень, определенный изменением площади сечения заготовки (коэффициентом вытяжки). В центральной зоне и на оси заготовки эти уровни практически совпадают, составляя $\Lambda_I = \ln (F_o/ F_1)$ (где F_o и F_1 – площади сечения исходной заготовки и текущего сечения очага деформации, соответственно). С

увеличением единичных и суммарных обжатий ε внутренняя I зона монотонного радиального сжатия уменьшается $h \to r$, (где r – минимальное расстояние от оси прокатки до поверхности валка, h – глубина развития зоны II) и при ε =18-25% стягивается в точку и $h = r$.

Кинематика течения металла характеризуется выраженной траекторно-скоростной градиентностью [14], также имеются два слоя: внешний слой металла, в котором течение замедляется ($V_1 < V_0$, где V_0 и V_1 скорость перемещения элементарной частицы металла на поверхности заготовки, соответственно до и после очага деформации) и внутренний слой ускоряющегося движения (рисунок 1.7). Взаимодействие разнонаправленных потоков металла создает в очаге деформации объемный макросдвиг, интенсифицирующий проработку и измельчение структуры.

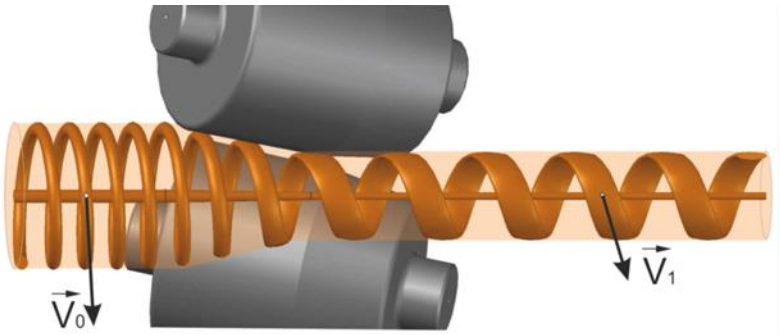


Рисунок 1.7 – Схема торможения внешних слоев заготовки и образования расширяющихся трубок тока

Уменьшение скорости перемещения частиц внешнего слоя обусловлено образованием расширяющихся трубок тока (диффузоров), в которых элементы структурного строения металла сжимаются вдоль направления движения и растягиваются поперек, приобретают форму изотропных обособленных частиц, высокой дисперсности. По своему морфологическому строению металл после РСП становится материалом нового качества. Происходит комплексное повышение и стабилизация физико-механических и служебных свойств металла на уровне, существенно превосходящем традиционный.

Наибольший прирост достигается в пластических и вязких, а также корреляционно связанных с ними, эксплуатационных свойствах. На рисунке 1.8 изображена схема деформации траекторно-ориентированных элементов и характер структурного строения в различных слоях проката при РСП.

Скорость частиц на осевом волокне и его длина так же, как и при продольной прокатке, увеличивается пропорционально коэффициенту вытяжки. Проработка структуры сплавов происходит по типу продольной прокатки в калибрах с многосторонним обжатием или прессования. При этом структурные составляющие сплавов вытягиваются и утоняются с образованием структурной полосчатости. На нейтральном слое скорость частиц не изменяется, площадь сечения трубок тока остается постоянной. Структурное строение имеет промежуточный характер, соответствующий общему градиенту.

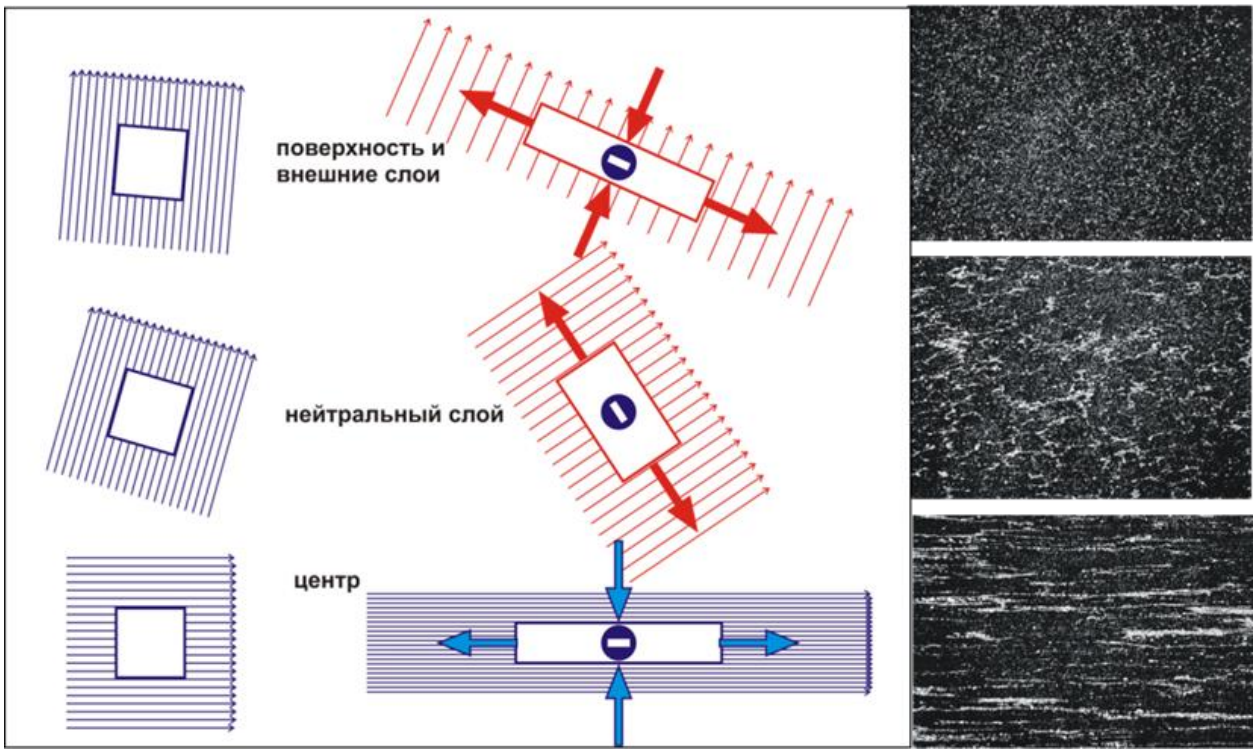


Рисунок 1.8 – Деформация траекторно-ориентированных элементов (а) и характер структурного строения в различных слоях проката (б) при РСП

Формирование локально расширяющихся трубок тока (диффузоров) в интегрально сужающемся (конфузоре) очаге деформации представляет собой

одну из фундаментальных особенностей РСП с управляемыми траекториями. Преимущества разработанного на этой основе способа [15], обусловлены наличием именно этой зоны, которая отсутствует в других стационарных процессах получения длинномерных прутков, таких как, продольная прокатка, прессование и даже винтовая прокатка труб. Такой схемы истечения металла нет и в способах испытания металлов на механические свойства. Получаемый прокат имеет функционально градиентную структуру, которая может быть определена как слоистая естественно-композиционная.

К аналогичным выводам о характере распределения интенсивности деформации по сечению приводят и исследования процесса РСП с помощью современных конечно-элементных программ [16].

В классификации процессов ОМД (рисунок 1.1) радиально-сдвиговая прокатка занимает уникальное положение. Она, с одной стороны является достаточно широко и эффективно применяемым способом промышленного производства круглых прутков из различных металлов и сплавов (включая сплавы на основе Ti и Zr), с другой весьма перспективным способом ИПД. Причем в обоих качествах используется совершенно одинаковый универсальный деформирующий инструмент (валки) и параметры их настройки.

В центре наноструктурных материалов и нанотехнологий Белгородского государственного университета создано малотоннажное производство длинномерных прутков из сплава ВТ1-0 в субмикрокристаллическом (СМК) и наноструктурном (НС) состояниях [17] (рисунок 1.9). Технологическую основу производства составляет сочетание интенсивной пластической деформации (ИПД) на мини-стане радиально-сдвиговой прокатки типа «14-40» с традиционными методами продольной прокатки и механо-термической обработки.

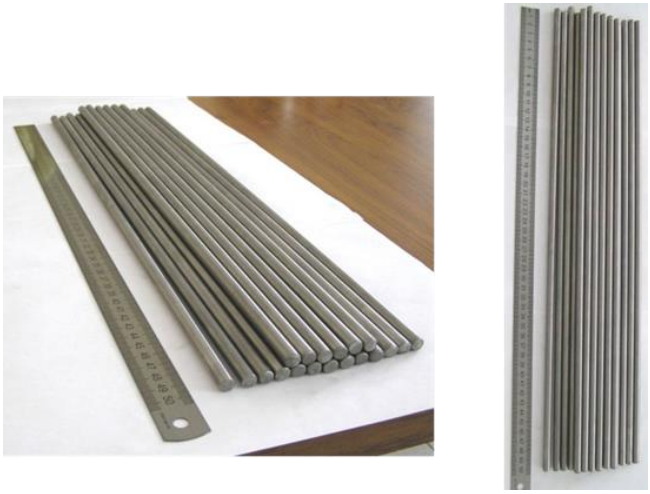


Рисунок 1.9 – Прутки из наноструктурированного нелегированного титана ВТ1-0

Сочетание радиально-сдвиговой и продольной прокатки обнаруживает явно выраженный синергетический эффект в проработке структуры и повышении свойств металлов [17, 18]. Так, например, достигнутые характеристики механических свойств СМК- и НС-титана соответствуют полному комплексу требований к материалам для медицинских имплантатов, применяемых в травматологии, ортопедии и стоматологии. Аналогичные прокатные мини-модули созданы в ИПСМ РАН (г. Уфа) и ИФПМ СО РАН (г. Томск).

Принципиально важно отметить, что на сегодняшний день, радиально-сдвиговая прокатка является практически безальтернативным способом промышленного производства титановых длинномерных прутков СМК и НС структурой.

Совместно с фирмой GMT (Германия) создан и успешно эксплуатируется автоматический комплекс термомеханической обработки длинномерных прутков [19] с технологией траекторно управляемой радиально-сдвиговой прокатки [14]. Комплекс включает (рисунок 1.10) последовательно расположенные: стеллаж исходных заготовок (1); проходной индукционный нагреватель (2); проходную печь выравнивания температуры (3); трехвалковый мини-стан радиально-сдвиговой прокатки (4); проходную печь выравнивания температуры (5) устройство ускоренного охлаждения (6), индукционное

устройство отпуска закаленной структуры (7); стеллаж упрочненного проката (8). Устройства интегрированы в единый комплекс со сквозным компьютерным управлением технологическим процессом обработки.

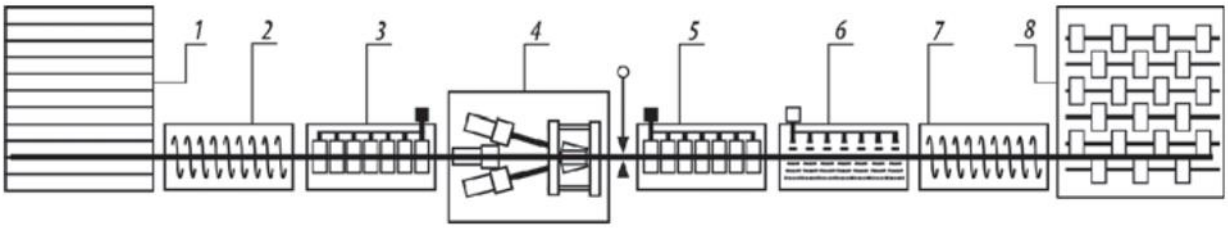


Рисунок 1.10 – Схема автоматического комплекса термомеханической обработки длинномерных прутков

Диаметр производимых прутков составляет 12…40 мм, длина до 8 м. Материал проката - легированные конструкционные и рессорно-пружинные стали типа 38ХМ (42CrMo4) и 50С2Х (54SiCr6). Температура деформации 550-750°С. На рисунке 1.11 показана рабочая клеть комплекса.

Рисунок 1.11 – Рабочая клеть автоматического комплекса термомеханической обработки рессорно-пружинной стали

Комплекс позволяет получать длинномерный прокат с изотропным мелкодисперсным внешним слоем и волокнистым внутренним. Слоистое естественно композиционное строение благоприятно сказывается на эксплуатационных свойствах изделий, работающих при торсионных нагрузках.

При производстве рессорных пружин из стали 50С2Х (54SiCr6) для легковых автомобилей достигнуты предел прочности 2150 МПа, предел текучести 1950 МПа при относительном удлинении 10% и сужении 45%.

На ряде машиностроительных предприятий построены модульные участки с инновационной технологией ремонтно-восстановительного рециклинга отработанных насосных штанг на основе министанов радиально-сдвиговой прокатки типа «10-30» и «14-40». Традиционные технологии ремонта буровых штанг базируется в основном на механических операциях сортировки, правки, токарной обработки или местной зачистки. При этом значительная часть объемных (3D) дефектов, таких как, трещины, местные утонения тела штанги, коррозионные изъяны, эксплуатационная усталость относят к принципиально не устранимым, а штанги к не ремонтируемым. Штанги, пораженные объемными дефектами, отправляются в металлолом. Радиально-сдвиговая прокатка продлевает жизненный цикл подобных штанг, за счет горячей пластической обработки штанг большего диаметра (19 и 22 мм) на штанги меньшего диаметра (19, 16 мм и менее). При интенсивной радиально-сдвиговой деформации обновляется поверхность, устраняется большинство периферийных дефектов. Рекристаллизация, снимая эксплуатационную напряженность и устраняя микродефекты, восстанавливает свойства металла в объеме тела штанги. Из полученного проката изготавливаются штанги меньшего диаметра, которые имеют свойства новой. На восстановленную по новой технологии штангу представляется такой же гарантийный срок как и на новую.

В работах [20–26] описывается мощный научно-индустриальный потенциал процессов винтовой прокатки и современные подходы в её исследовании. В экспериментальных исследованиях работ [21, 23–25] использовались

министаны радиально-сдвиговой (винтовой) прокатки 10-30 и 14-40 конструкции МИСиС.

В статье [20] представлены результаты моделирования методом конечных элементов процесса прошивки трубной заготовки на стане винтовой прокатки типа Дишера, в котором используются дисковые направляющие устройства.

В работе выполнен теоретико-экспериментальный анализ, направленный на определение влияния основных параметров процесса на процесс прошивки трубной заготовки на стане винтовой прокатки. Численное моделирование процесса прошивки проводилось с использованием Simufact.Forming 10.0. Для оценки адекватности дискретной модели проведены экспериментальные исследования процесса прошивки на лабораторной установке в Университете науки и технологий в Кракове, Польша. Совпадение результатов анализа с экспериментальными результатами, касающимися изменения диаметра трубной заготовки и сил, действующих на оправку, подтверждает обоснованность применения метода конечных элементов для анализа такого сложного процесса обработки давлением, как процесс прошивки сплошной заготовки на стане винтовой прокатки. Разработанная модель при минимальных исходных допущениях позволяет анализировать напряженно-деформированное состояние, поля распределения температуры в обрабатываемой заготовке, а также энергосиловые параметры процесса. Все результаты имеют связь с установочными факторами прошивного стана для последующей оптимизации процесса. Разработанная методика конечных элементов может быть дополнительно усовершенствована для расчета, например, напряжений, упругих деформаций и температур в формообразующих инструментах.

В работе [21] была изучена перспектива получения градиентной структуры гранулометрического состава с использованием процесса винтовой прокатки (радиально-сдвиговой). Экспериментальная часть работы выполнена на мини стане РСП 10-30 конструкции МИСиС. Моделирование процесса проведено по дискретной, конечно-элементной методике. Для изменения

микроструктуры чистой меди использовалось несколько проходов в стане РСП 10-30. Экспериментально установлено, что микроструктура и микротвердость выравниваются с увеличением числа проходов. Моделирование по методу конечных элементов выявило пространственную структуру напряженно-деформированного состояния и его эволюцию в связи с количеством проходов. Также показано повышение равномерности деформации и напряжений по сечению с ростом количества проходов винтовой прокатки. Результаты моделирования хорошо согласуются с экспериментальными данными о распределении микротвердости.

Выявлен кумулятивный эффект от уменьшения диаметра при винтовой прокатке, который вызывает резкое измельчение зерен в приповерхностной области заготовки и приводит к ярко выраженной градиентной структуре зерна. Доказано существование непрерывного динамического восстановления в условиях динамической рекристаллизации при обработке винтовой прокаткой.

Сформулирован вывод о перспективности винтовой прокатки как методом для получения градиентных структур. Поскольку клеть прокатного мини стана (10-30) более доступна, чем другое тяжелое оборудование для пластической деформации, экономически эффективное массовое производство структурированных медных прутков на основе радиально-сдвиговой прокатки является перспективным вариантом. Ожидается, что благодаря их градиентной микроструктуре прутковые заготовки с подходящим сочетанием прочности и пластичности могут быть изготовлены в индустриальных условиях при помощи радиально-сдвиговой прокатки.

Однако неравномерность деформации и температуры в заготовках после РСП может быть проблематичной для термообрабатываемых сплавов. Необходимо детальное исследование этих явлений перед применением РСП к этим сплавам.

В статье [22] исследуется метод изготовления ступенчатых железнодорожных осей. Метод основан на процессе винтовой прокатки. Для проверки

разработанного метода изготовления железнодорожных осей была проведена серия численных расчетов с использованием программного обеспечения Simufact.Forming v.12.

На основе проведенного численного анализа можно сделать следующие выводы:

- С помощью метода винтовой прокатки могут образовываться большие аксиально-симметричные изделия такие, как железнодорожные оси;
- Метод винтовой прокатки характеризуется большой универсальностью (один набор валков может использоваться для прокатки изделий различной формы);
- Напряжения в прокатанном продукте имеют ламинарный характер (кольцевой), как это характерно для процессов поперечной прокатки;
- Хотя время обработки относительно велико, нет быстрого охлаждения материала, благодаря деформационному разогреву, что снижает или исключает потребность в промежуточном подогреве;
- Параметры нагрузки (сила прокатки и крутящий момент) в процессе винтовой прокатки достигают умеренных значений по сравнению с размерами обработанных деталей;
- Исследовательские работы в рамках винтовой прокатки длинных аксиально-симметричных изделий (включая железнодорожные оси) должны быть продолжены и расширены на полые детали.

В статье [23] представлены результаты сравнительных экспериментальных исследований производства круглых заготовок магниевого сплава AZ методами продольной и радиально-сдвиговой прокатки. Для радиально-сдвиговой прокатки использовался мини стан 14-40 конструкции МИСиС. Изучение микроструктурных изменений, твердости и статических испытаний на растяжение было проведено для литых и готовых прокатов для обеих анализируемых технологий.

Из проведенного исследования можно обнаружить, что:

- Оба представленных в этой работе метода прокатки круглых прутков из магниевого сплава AZ31 позволяют получить готовый продукт, который обеспечивает установленные допуски размеров;
- Радиально-сдвиговая прокатка позволяет реализовать процесс с более высокими коэффициентами вытяжки за один проход, чем продольная прокатка в калибрах;
- Круглые прутки из сплава AZ31, после РСП имеют меньшую овальность и кривизну по сравнению с прутками, деформированными продольной прокаткой в калибрах;
- Круглые прутки, прокатанные в министане РСП, характеризуются анизотропией свойств, которая исходят из разного размера зерна как в поперечном, так и в продольном направлениях, что также отражается на неравномерном распределении микротвердости;
- Круглые прутки РСП, характеризуются большей величиной предела прочности при растяжении по сравнению с прутками после продольной прокатки в калибрах;

Теоретический анализ влияния параметров процесса винтовой прокатки магниевого сплава AZ31 на распределение температуры выполнен в работе [24].

Проведенный теоретический анализ показал, что для всех анализируемых случаев прокатки, наибольшее повышение температуры происходит в поверхностной зоне заготовки, в то время когда материал выходит из очага деформации. Увеличение скорости прокатки приводят к повышению температуры в результате интенсификации деформационного разогрева.

При скорости вращения валков 100 об/мин происходит равномерный деформационный разогрев приповерхностного слоя с 400 °C до 460 °C. Управляемый деформационный разогрев может быть значимым фактором оптимизации термо-деформационных условий прокатки и экономии энергоресурсов.

В статье [25] представлены результаты теоретического и экспериментального процесса прокатки алюминиевых прутков диаметром 20 мм. В качестве исходного материала были использованы круглые заготовки диаметром 25 мм из алюминия 1050А и алюминиевого сплава 2017А. Процесс прокатки алюминиевых прутков проводился за один проход на министане РСП 14-40. Численный анализ проводился с использованием компьютерной программы Forge2011. На основе теоретических исследований было определено напряженно-деформированное состояние и распределения температуры при прокатке алюминиевых прутков.

Исследованиями выявлено, что:

- Винтовая прокатка позволяет проводить процесс с высокими коэффициентами вытяжки за один проход, что делает её более экономичной.
- Повышение температуры алюминиевых стержней во время прокатки тесно связано с заданной деформацией. Повышение температуры проката может быть использовано для снижения начальной температуры материала в начале процесса прокатки;
- После винтовой прокатки в трехвалковом стане заготовки не имеют поверхностных дефектов и обладают высокой точностью и малой кривизну;
- Применение процесса винтовой прокатки в производстве алюминиевых круглых заготовок может быть альтернативой процессу экструзии.

В статье [26] представлена термомеханическая модель процесса прошивки толстостенных труб в двухвалковом винтовом прокатном стане. Используя эту модель и коммерческое программное обеспечение MSC.SuperForm 2005, было выполнено численные моделирования процесса прошивки. Было также показано, что применяя метод конечных элементов, можно эффективно моделировать наиболее сложный процесс обработка металла давлением – винтовую прошивку.

В результате расчетов были получены следующие поля распределений: деформаций, скоростей деформации, средних напряжений и температур. Численная модель процесса прошивки трубной заготовки была проверена экспериментами на двухвалковом прокатном стане, путем сравнения рассчитанных и измеренных усилий прокатки.

В ближайшем будущем авторы планируют перестроить модель, чтобы можно было рассмотреть изменение температуры в калибре во время процесса прошивки. Кроме того, во время расчетов будет учитываться повреждаемость. На основе такой модифицированной модели будет проведено численное моделирование, в котором будет определено влияние основных параметров процесса прошивки трубной заготовки.

В разработке промышленных технологий получения структурированных прутков весьма перспективны комбинированные схемы деформации, сочетающие радиально-сдвиговую прокатку с продольной прокаткой и/или радиальную ковку [13, 18]. В этом случае процесс пластической деформации разбивается на две последовательные стадии. Радиально-сдвиговая прокатка на первой стадии формирует градиентную структуру с мелкодисперсным периферийным слоем и высоким уровнем вязкопластических свойств. Последующая продольная прокатка и/или продольная прокатка или ковка выравнивает структуру по всему сечению и повышает свойства металла в целом. При этом создается очевидный синергетический эффект [13], который в случае жаропрочного никелевого сплава ХН51ВМТЮКФР иллюстрируется данными на рисунке 1.12.

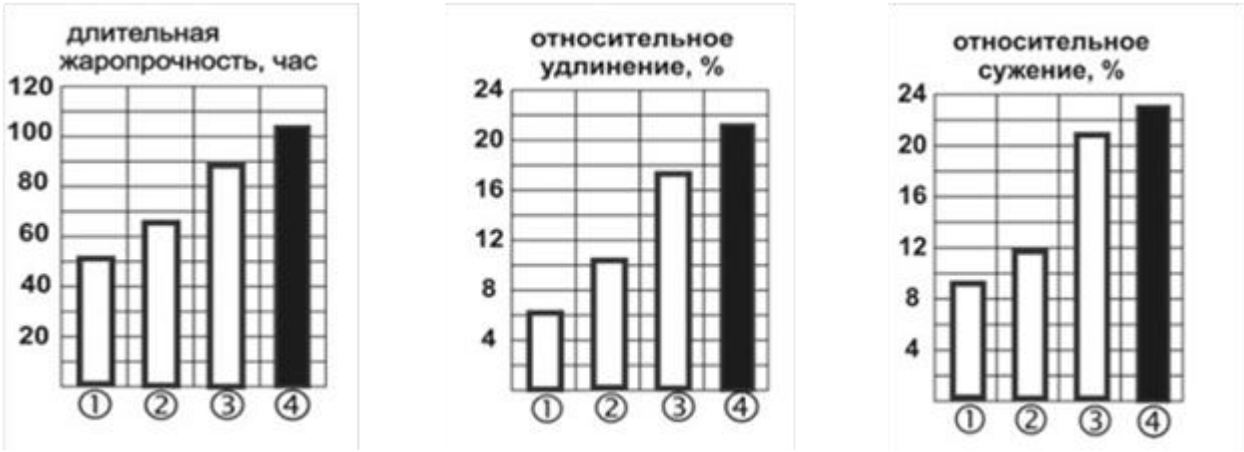


Рисунок 1.12 – Свойства жаропрочного сплава ХН51ВМТЮКФР, деформированного различными способами: 1 – норма по ТУ-14-1-227-72; 2 – продольная прокатка; 3 радиально-сдвиговая прокатка; 4 – РСП + продольная прокатка

В работе [27] прямыми экспериментами доказано, что формирование наноструктуры в прутках из нелегированного титана ВТ1-0 с использованием сочетания радиально-сдвиговой и продольной прокатки приводит к значительному (практически в два раза) повышению пределов текучести ($\sigma_{0.2}$) и прочности (σ_B) по сравнению с исходным состоянием. Отмечается, что для титана ВТ1-0 в НС состоянии прочностные характеристики только на 5–10 % ниже, чем у легированных сплавов ВТ6 и ВТ16, в тоже время пластичность (максимальное удлинение до разрушения) у НС ВТ1-0 существенно выше (таблица 1.1)

Таблица 1.1 – Механические свойства при испытаниях на растяжение нелегированного титана ВТ1-0 в исходном и наноструктурном состояниях, а также свойства сплавов легированных ВТ6 и ВТ16

Материал	$\sigma_{0.2}$±10, МПа	σ_B±10, МПа	δ, %
ВТ1-0 исх.	376	490	29
ВТ1-0 НС	786	915	6.8
ВТ6	912	961	11
ВТ16	939	1002	9

Полученные результаты свидетельствует о том, что твердорастворное упрочнение титана за счет легирующих элементов (реализованное в сплавах ВТ6, ВТ16 и других) по большинству показателей механических свойств при комнатной температуре практически эквивалентно зернограничному упрочнению, реализуемому путем деформационного измельчения (создания наноструктуры) в нелегированном титане.

В работе [28] построена математическая модель теплой прокатки титана марки ВТ1-0 последовательно в стане РСП 14-40 и стане продольной прокатки ТРИО-180 методом конечных элементов в программном продукте LS-DYNA. Распределение накопленной пластической деформации вдоль радиуса прутка после первого прохода РСП представлено на рисунке 1.13. Из рисунка видно, что максимальная пластическая деформация локализуется в периферийной области. По мере приближения к оси прутка накопленная деформация экспоненциально снижается с *e*=1,4 на поверхности, до *e*=0,23 в осевой точке.

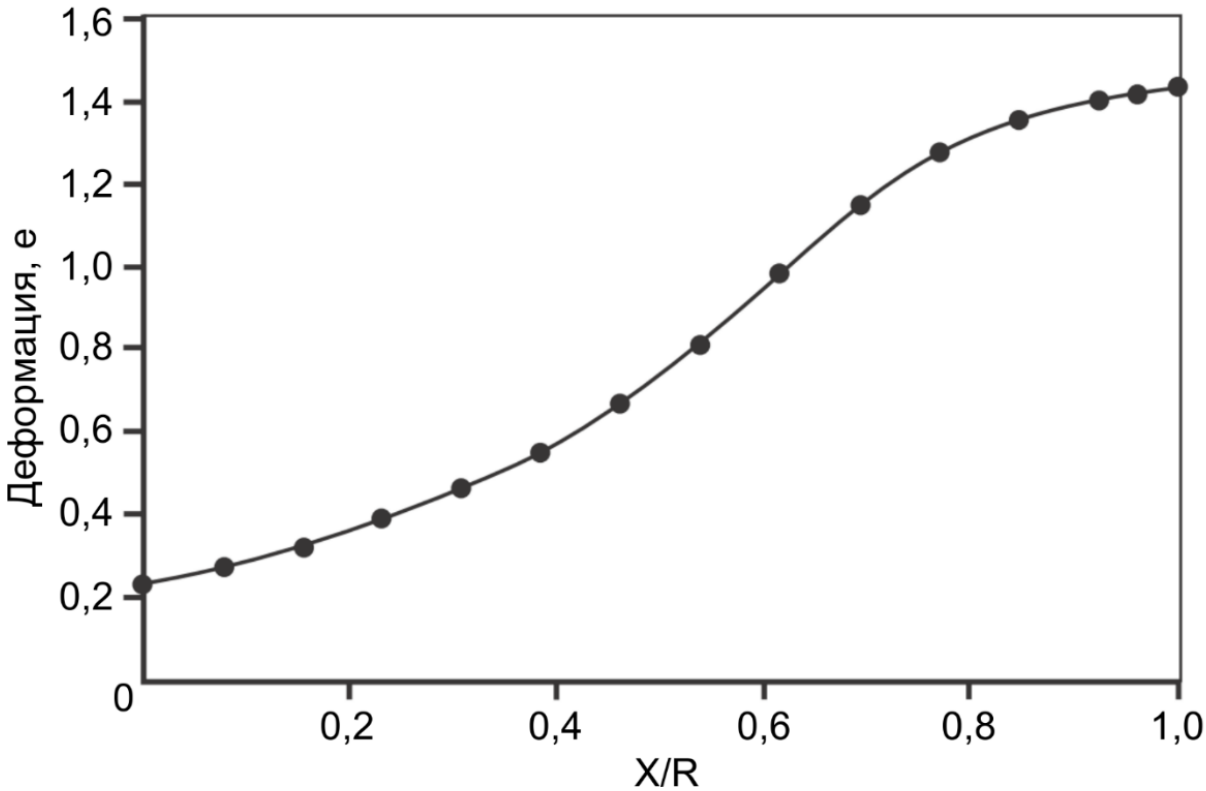


Рисунок 1.13 – Распределение накопленной деформации *e* по радиусу прутка при РСП

Распределение пластической деформации после первого и второго прохода сортовой прокатки в калибрах показаны на рисунке 1.14. В процессе формообразования в калибрах максимальная деформация, наоборот сосредоточена в осевой области прутка. По мере удаления от центра она снижается. Отмечается, что последующая за РСП сортовая прокатка приводит к увеличению однородности в распределении накопленной пластической деформации по сечению прутка. Соответственно, выравнивается размер зерна в конечном профиле.

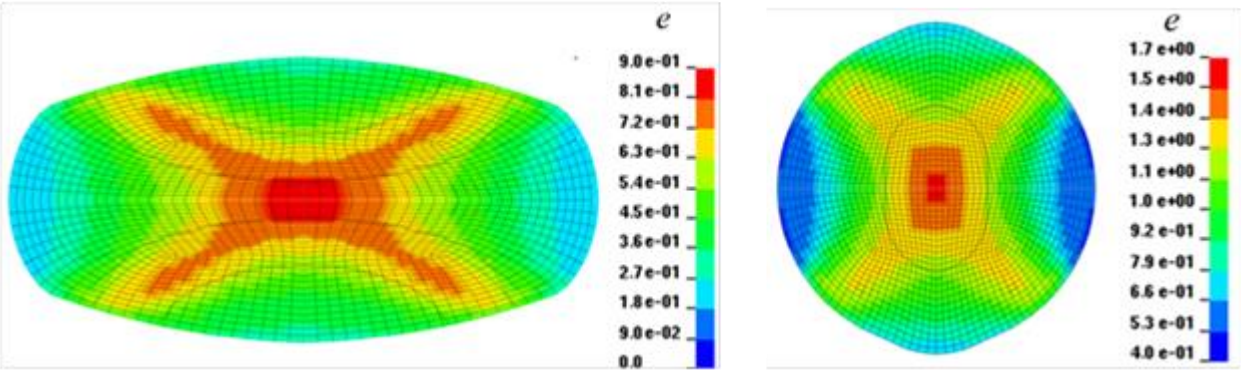


Рисунок 1.14 – Карты распределения пластической деформации е при сортовой прокатке (а) прокатка в овальном калибре; б) прокатка в круглом калибре

Из изложенного следует, что на сегодняшний день радиально-сдвиговая прокатка является одним из наиболее эффективных способов глубокой проработки структуры металла в длинномерных изделиях типа штанг и прутков.

Кроме того, она позволяет:

- прокатывать практически все деформируемые сплавы на основе Fe, Ti, Cu, Ni, Al и др. включая сложнолегированные, малопластичные, непрерывнолитые;
- получать прокат высокой точности;
- достигать уникальных служебных и физико-механических свойств.

Мини-станы РСП представляют собой компактное оборудование с уникальными массогабаритными характеристиками, низким уровнем

деформирующих усилий и потребляемой мощности. Оснащены универсальным инструментом для широкого размерно-марочного сортамента.

Процесс и станы РСП могут быть, как автономно, так и в сочетании с другими способами ОМД, положены в основу создания перспективных технологий ТМО для широкого промышленного применения.

1.2. Биосовместимые титановые сплавы

- Титан и его сплавы в медицине

Титан – это элемент с низкой плотностью, который легко упрочняется легированием и деформационной обработкой. Титановые сплавы имеют предел текучести в два раза больше, чем нержавеющая сталь, и самую высокую удельную прочность (отношение прочности к весу) любого биомедицинского имплантата из металла. Критические длины трещин во всех высокопрочных имплантируемых сплавах значительно превышают минимальные для обнаружения стандартными методами неразрушающего контроля. Титан обладает большой активностью при взаимодействии с элементами, такими как кислород и азот, и легко поглощает их при повышенных температурах, что повышает прочность и снижает пластичность.

С точки зрения биомедицинских применений сплав ВТ6 и технически чистый титан (CP-Ti) также являются наиболее широко используемыми, хотя в последнее десятилетие наблюдается увеличение использования β-титановых сплавов для применения хирургических имплантатов. Чистый титан и сплав ВТ6 широко применяются в промышленности, конструкции и аэрокосмическом применении. Другие титановые сплавы разработаны специально для применения их в качестве имплантатов. Тенденция развития титановых сплавов для биомедицинских имплантатов заключается в устранении потенциально токсичных элементов, таких как ванадий, медь и олово. Алюминий также считается потенциально токсичным. Некоторые элементы, такие как никель, хром

и кобальт, также могут вызывать аллергические реакции. Альтернативными элементами, позволяющими смягчить эти риски являются ниобий, цирконий, тантал, молибден и олово.

Механическая совместимость материала имплантата с костной тканью, заключающаяся в близости деформационного поведения, это одна из наиболее распространенных проблем. Улучшение этой характеристики в титановых сплавах может быть достигнуто путем снижения модуля упругости с 100 ГПа до уровня модуля упругости костной ткани 1-30 ГПа. Метастабильные β – сплавы основе титана проявляют наиболее низкий модуль упругости (до 40-50 ГПа). Некоторые из них проявляют эффект сверхупругости за счет обратимого $\beta \leftrightarrow \alpha''$ мартенситного превращения. Сверхупругое (гистерезисное) поведение схоже с механическим поведением костной ткани, поэтому применение таких материалов для изготовления костных имплантатов является обоснованным.

1.2.1. Биосовместимые сверхупругие сплавы

Основными легирующими элементами в β – сплавах являются ниобий, цирконий, молибден, тантал и железо они обладают хорошей биосовместимостью. Сверхупругие сплавы на основе системы Ti-Zr-Nb (сплавы TZN) имеют самые низкие модули упругости из всех металлических имплантатов на сегодняшний день [29, 30]. Сплавы Ti-18Zr-14Nb (в ат.%) проявляют сверхупругое поведение при комнатной температуре.

Другие сплавы на основе титана и молибдена также перспективны. Сплав Ti-15Mo обладает хорошей коррозионной стойкостью и хорошей ударной вязкостью. Ti-12Mo-6Zr-2Fe (TMZ) имеет более низкий модуль упругости, хорошую прочность, хорошую коррозионную стойкость и износостойкость. Ti-13Nb-13Zr имеет низкий модуль упругости, высокую коррозионную стойкость и высокий предел выносливости.

1.2.2. Требования к производству биосовместимых титановых сплавов

Титановые сплавы могут быть получены путем вакуумной плавки и последующей деформации. Получение титана и сплавов на его основе методом прокатки составляет (на весовой основе) более 70% рынка производства этого материала [30]. Биоматериалы должны соответствовать следующим требованиям [31]:

– коррозионная стойкость;

– биосовместимость;

– биоадгезия (остеоинтеграция);

– высокий комплекс механических свойств, низкий модуль Юнга, подобный тому, что имеет кость, усталостная прочность в соответствии с предполагаемым применением;

– технологичность (литье, деформация, порошковая металлургия, обрабатываемость, сварка, пайка и т. д.);

– доступность (низкие цены).

1.3. Заключение по главе

Титан и его сплавы, особенно сплавы на основе Ti-Zr-Nb нового поколения, обладающие биосовместимостью, сверхупругостью и памятью формы, по поведению близкие к тканям человеческого организма являются перспективными материалами для производства медицинких имплантатов. Как известно, чтобы производить длинномерные заготовки малого диаметра с однородной и ультрамелкозернистой структурой необходимо целесообразно выбирать технологические способы, обеспечивающие технико-экономические показатели.

В то время, как обычные способы обработки металлов давлением (сортовая прокатка, прессование, волочение и другие) не позволяют получить

однородную ультрамелкозернистую структуру из-за ограничения сумамрной степени деформации обрабатываемой заготовки. Методы ИПД сталкиваются со многими трудностями при применении в промышленности. При этом наибольшее внимание в исследовании обладает комбинирование технологических процессов, сочетающих высокую производительность и большую степень пластической деформации.

Следовательно, разработка процесса РСП с большим углом подачи, имеющая возможность уменьшения неравномерности деформации, и сочетание РСП и РК представлены в этой диссертации.

Глава 2. Деформационно-геометрическая модель (соотношения) радиально-сдвиговой прокатки

2.1. Деформации, скорости, траектории конечного формоизменения

Для процесса радиально-сдвиговой прокатки сплошных заготовок характерны широкие пределы варьирования радиальных обжатий (коэффициентов вытяжки) за проход. Уменьшение диаметра прокатываемой заготовки, совершающей винтовое движение, создает своеобразную кинематическую картину процесса, существенно отличающуюся от кинематики винтовой прокатки трубных заготовок с меньшими перепадами диаметра. Как указывалось выше, числу фундаментальных отличий РСП от других стационарных процессов прокатки и обработки давлением относится уменьшение скорости движения периферийных слоев металла при одновременном ускорении центральных слоев [14].

Это явление может быть продуктивно исследовано методом траекторно-скоростного анализа, основные положения и общие выводы которого подробно изложены в основополагающем исследовании [13]. В этой работе выявлены наиболее общие закономерности конечного изменения внутренней геометрии винтовых траекторий и скоростей движения частиц металла, сопровождающего пластическое формоизменение заготовки в процессе РСП. Установлен ряд фундаментальных траекторно-скоростных соотношений для конечного формоизменения. Обнаружен и описан новый вид неравномерности деформации, обусловленный различиями в траекториях и скоростях течения металла. Разработаны практически значимые положения о связи траекторий истечения металла с характером формирования структуры металла в различных слоях заготовки. Научно обосновано получение градиентной структуры металла и определены основные факторы влияния.

Далее, в настоящем разделе расширяется траекторно-скоростной метод

анализа процесса РСП, с учетом цикличности процесса деформации.

Предполагается что:

- точки, лежащие на поверхности исходной заготовки до деформации, остаются на поверхности получаемого проката и после деформации;

- угловые скорости вращения заготовки и проката равны;

- процесс формоизменения стационарный и в каждом отдельном цикле деформации соблюдается закон постоянства секундных объемов.

Исследуемая схема процесса представлена на рисунке 2.1.

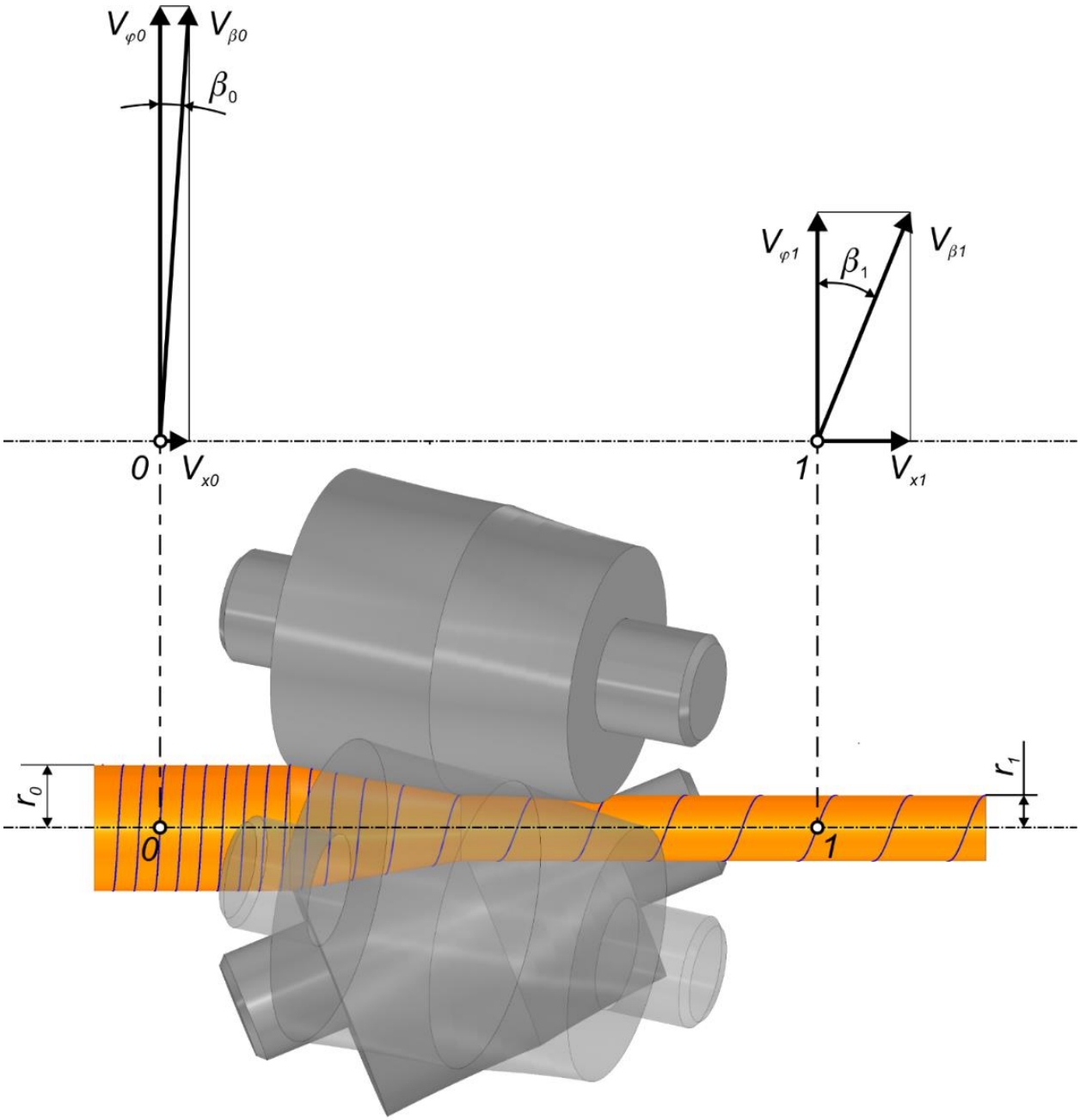


Рисунок 2.1 – Схема процесса РСП

Недеформируемая часть заготовки имеет радиус r_0 и до контакта с валками совершает винтовое движение с осевой скоростью V_{x0} и угловой скоростью вращения ω_0. Окружная скорость на поверхности заготовки составляет $V_{\varphi 0} = \omega_0 r_0$. Движение частиц на поверхности заготовки происходит со скоростью

$$V_{\beta 0} = \sqrt{V_{x0}^2 + (\omega_0 r_0)^2} \qquad (2.1)$$

по траекториям, имеющим форму винтовых линий, геометрия которых определяется углом подъема β_0 или/и шагом S_0. В стационарном течении траектории движения совпадают с линиями тока. Поэтому

$$tg\beta_0 = \frac{V_{x0}}{V_{\varphi 0}} = \frac{V_{x0}}{\omega_0 r_0} \qquad (2.2)$$

В результате обжатия валками радиус заготовки уменьшается с r_0 до радиуса проката r_1.

$$V_{\varphi 1} = \omega_1 r_1;\ V_{\beta 1} = \sqrt{V_{x1}^2 + (\omega_1 r_1)^2};\ tg\beta_1 = \frac{V_{x1}}{V_{\varphi 1}} = \frac{V_{x1}}{\omega_1 r_1}. \qquad (2.3)$$

Многочисленные опытные наблюдения и теоретические данные показывают, что винтовое движение исходной заготовки до обжатия валками и проката после очага деформации происходит практически с одинаковыми угловыми скоростями. Расхождение не превышает 5%. [12, 32] и можно полагать $\omega_1 = \omega_0$.

В качестве количественных параметров формоизменения удобно использовать:

- коэффициент радиального обжатия $\lambda = \frac{r_0}{r_1}$;

- коэффициент вытяжки $\mu = \left(\frac{r_0}{r_1}\right)^2$;

В этом случае между скоростями движения, углами подъема винтовых траекторий в конечном и исходном состояниях существуют соотношения:

$$\frac{V_{\varphi 1}}{V_{\varphi 0}} = \frac{r_1}{r_0} = \lambda^{-1};\ \frac{V_{x1}}{V_{x0}} = \left(\frac{r_1}{r_0}\right)^2 = \mu;\ \frac{tg\beta_1}{tg\beta_0} = \left(\frac{r_0}{r_1}\right)^3. \qquad (2.4)$$

Последняя формула дает основание для введения в теорию и практику радиально-сдвиговой прокатки дополнительного коэффициента ζ (греческая дзетта), который характеризует изменение тангенса угла подъема винтовой траектории на поверхности раската и численно равен кубу отношения исходного и конечного радиусов (диаметров), т.е.

$$\varsigma = \frac{tg\beta_1}{tg\beta_0} = \left(\frac{r_0}{r_1}\right)^3 \qquad (2.5)$$

По физическому смыслу и, не перегружая текст, данное отношение можно обоснованно назвать коэффициентом подъема траектории, имея ввиду, что в очаге деформации стана РСП угол β поднимается (увеличивается) от значения β_0 на поверхности исходной заготовки до β_1 на поверхности проката.

В дальнейшем изложении будет показана существенная значимость и информативность коэффициента ζ для теоретических выкладок и практических приложений.

Кроме того, одна из наиболее фундаментальных особенностей РСП описывается отношением полной скорости рассматриваемой материальной точки после обжатия к исходной скорости до деформации или скоростным коэффициентом вытяжки. Для точек на поверхности проката, это отношение имеет вид:

$$\mu_V = \frac{V_{\beta 1}}{V_{\beta 0}} = \sqrt{\frac{V_{x1}^2 + \left(\omega_1 r_1\right)^2}{V_{x0}^2 + \left(\omega_0 r_0\right)^2}} \qquad (2.6)$$

а с учетом представленных выше соотношений может быть преобразовано к виду

$$\mu_V = \mu \sqrt{\frac{tg^2 \beta_1 + 1}{tg^2 \beta_1 + \varsigma^2}} \qquad (2.7)$$

Окружная скорость U валков диаметром D_B, установленных под углом подачи β_B может быть разложена относительно оси прокатки на осевую U_x и окружную U_φ составляющие, которые вычисляются по формулам:

$$U_{x1} = \frac{\pi D_B n}{60} \sin \beta_B \,,\; U_{\varphi 1} = \frac{\pi D_B n}{60} \cos \beta_B \,, \qquad (2.8)$$

где n частота вращения валков, [об/мин].

Вращательное движение валков преобразуется в винтовое движение заготовки с определенным проскальзыванием (несовпадением соответствующих компонент скорости металла и валка), которое характеризуется коэффициентами осевой и тангенциальной скорости, определенными в каждой точке контакта как отношения $\eta_x = \frac{V_x}{U_x}$ и $\eta_\varphi = \frac{V_\varphi}{U_\varphi}$ [33].

Процесс РСП построен таким образом, что в зоне калибрующего участка валков (на выходе из очага деформации) скольжение минимально. Коэффициенты осевой и тангенциальной скорости устойчиво лежат в пределах 0,9-1,0 [34]. Это позволяет вести расчеты, полагая $V_{x1} \cong U_{x1}$, $V_{\varphi 1} \cong U_{\varphi 1}$ и $\beta_1 \cong \beta_B$.

В этом случае частоту вращения проката диаметром d_1 можно вычислить следующим образом

$$n_3 = \frac{D_B n_B \cos \beta_B}{d_1} \,. \qquad (2.9)$$

2.2. Геометрия пространственного положения валков продольного профили геометрических параметров

Аддитивное построение очага деформации позволяет получить его продольный профиль в виде функции *r(x)*. Для инструментального исполнения такого профиля требуется валки, калибровка которых обеспечивает контакт с телом вращения такого профиля, с учетом скрещивания их осей с осью прокатки.

Углы скрещивания осей валков и прокатки при РСП не превышают 25-30^0. В этом случае для расчета профиля валков может быть применена методика виртуальных пережимов [35]. Основной креативный прием методики состоит в построении элементарных формул расчета геометрии валков РСП, исходя из особых свойств технологического пережима при изменении фактических углов подачи и раскатки вдоль оси прокатки и/или оси валка.

Методика использует схему, представленную на рисунке 2.2, где:

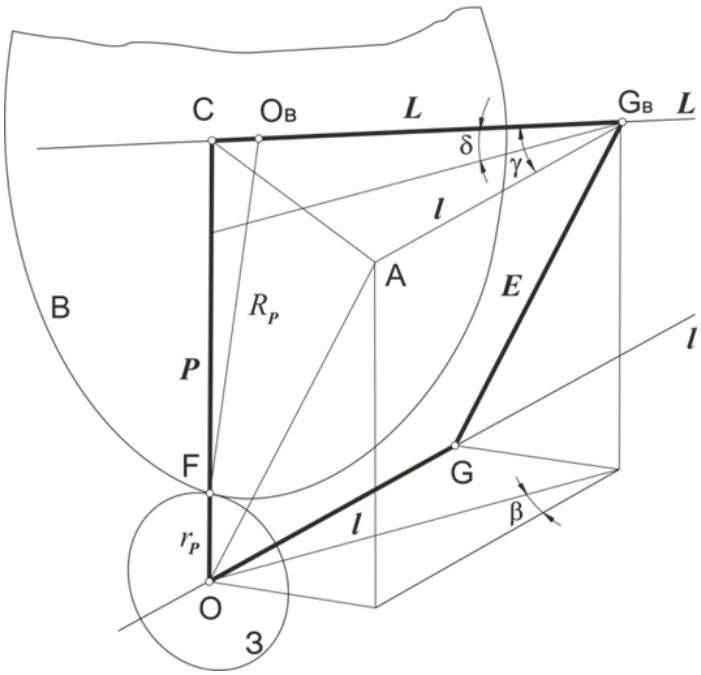


Рисунок 2.2 – Схема взаимного расположения осей валка *CL* и прокатки *Ol*, с контактирующими сечениями валка *B* и заготовки *З* при РСП (обозначения в тексте)

- *З* рассматриваемое сечение заготовки радиусом r_P с центром в точке *O*;

- *B* сечение валка радиусом R_P с центром в точке O_B, контактирующее в точке *F* с сечением заготовки *З*;

- *Ol* и *CL* оси прокатки (заготовки, очага деформации) и валка, соответственно;

- GG_B - общий перпендикуляр (эксцентриситет) длиной *E* к осям валка и прокатки, т.е. $\angle OGG_B = \angle CG_BG = 90^0$;

- *OC* – перпендикуляр к оси прокатки длиной *P*, пересекающий ось валка, т.е. $\angle COG = 90^0$. В станах барабанного типа лежит на оси барабана;

- β, δ, γ - соответственно, углы подачи, раскатки и скрещивания.

В описании используется ряд терминов и понятий, предложенных Ю.М. Мироновым [36] и П.К. Тетериным [33]. В частности:

- «технологический пережим» - сечение, перпендикулярное оси прокатки и содержащее ось разворота валков на угол подачи;

- «геометрический пережим» - сечение, перпендикулярное оси прокатки и содержащее общий перпендикуляр к осям валка и прокатки;

- «конструктивная схема» винтовой прокатки – это схема, в которой рабочее положение осей валков относительно оси прокатки задано углами подачи β и раскатки δ, а также расстоянием *P* между осями валков и прокатки в технологическом пережиме;

- «общая схема» винтовой прокатки – это схема, в которой положение валков определяется углом скрещивания γ осей валков и прокатки, кратчайшим расстоянием *E* (эксцентриситетом) между ними (осями) и расстоянием *l* по оси прокатки от контрольного сечения до геометрического пережима.

Дополнительно используется понятие «виртуальный технологический пережим» - произвольное поперечное сечение очага деформации, в котором известны: длина перпендикуляра к оси прокатки, соединяющего её с осью валка и фактические (виртуальные) углы подачи и раскатки, определенные относительно этого перпендикуляра.

Из шести величин E, P, l (или L), β, δ, γ характеризующих пространственную конфигурацию осей прокатки и валков, независимыми являются три. В общем случае, три величины из этого списка, среди которых, по крайней мере одна линейная, могут быть приняты за параметры настройки стана.

В трубных станах винтовой прокатки барабанного и кассетного типа реализуется конструктивная схема. Факторами настройки являются P, β, δ. При этом перпендикуляр OC совпадает с осью барабана, вращением которого устанавливается на угол подачи. Положительные стороны описания с помощью этой схемы заключаются в следующем. Угол подачи напрямую определяет такие базовые параметры процесса, как шаг подачи и осевая скорость прокатки. Угол раскатки связывает радиусы заготовки и валков в сечении технологического пережима (рисунок 2.3), а также локальные углы конусности очага деформации и валков. Недостатки схемы – зависимость от конструкции стана и изменение факторов P, β, δ вдоль очага деформации и валка.

По общей схеме работают деталепрокатные станы [11], станы для прокатки тугоплавких металлов [37] и одна из разновидностей мини-станов РСП [14]. В качестве факторов настройки используются γ, E, l или L. Основное преимущество схемы - факторы γ и E однозначно определяют взаимное расположение осей валка и прокатки. Они инвариантны к конструкции стана и положению очага деформации на оси прокатки.

Независимо от типа стана, методика виртуальных пережимов предполагает совместное использование факторов и параметров E, P, l (или L), β, δ, γ для описания геометрии РСП. Это приводит к весьма компактным решениям по расчету геометрии процесса и калибровки валков.

Рассматриваем стан барабанного типа (рисунок 2.3). Настройкой валков заданы углы подачи β_B, раскатки δ_B, радиусы валка R_P и заготовки r_P.

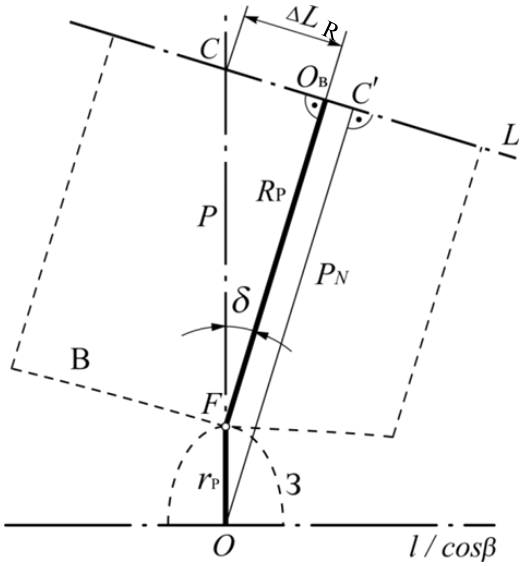


Рисунок 2.3 – Схема контакта заготовки и валка в технологическом пережиме

Расстояние P между осями прокатки и валка в технологическом пережиме (по оси барабана OC) вычисляется по формуле

$$P = r_P + \frac{R_P}{\cos\delta}. \qquad (2.10)$$

Если учесть, что

$$\cos\delta = \frac{P_N}{P}, \qquad (2.11)$$

то в сечении пережима справедливо соотношение

$$\frac{r_P}{P} + \frac{R_P}{P_N} = 1. \qquad (2.12)$$

а расстояние $\Delta L_R = CO_в$ от оси барабана до центра сечения валка составляет

$$\Delta L_R = R_P \cdot tg\delta \qquad (2.13)$$

Переход от конструктивной схемы к общей (прямой переход) выполняется соотношениями:

$$\cos\gamma = \cos\beta \cdot \cos\delta; \qquad (2.14)$$

$$E = P\frac{\sin\beta \cdot \cos\delta}{\sin\gamma}; \qquad (2.15)$$

$$L = P\frac{\sin\delta}{\sin^2\gamma} \text{ и (или) } l = P\frac{\sin\delta \cdot tg\gamma}{\sin\gamma} \text{ и (или) } l = L\cos\gamma. \qquad (2.16)$$

Константы положения γ и E, не только сами не изменятся вдоль оси прокатки, но и позволяют построить весьма информативный инвариант G взаимного расположения осей, который объединяет анализируемые схемы в единый геометрический объект. Рассматривая совместно (2.14) и (2.15) легко видеть, что

$$G = Etg\gamma = Ptg\beta = const \qquad (2.17)$$

Инвариант G прямо связывает углы подачи, а через формулу (2.14) и углы раскатки, с факторами общей схемы γ и E и расстоянием P между осями валков и прокатки в рассматриваемом сечении.

Для дальнейших расчетов потребуется обратный переход: определение P, β, δ по известным факторам (или L). Для этого могут быть использованы формулы:

$$P = \sqrt{\left(l \cdot tg\gamma\right)^2 + E^2}; \qquad (2.18)$$

$$tg\beta = \frac{E \cdot tg\gamma}{P}; \qquad (2.19)$$

$$\cos\delta = \frac{\sqrt{\left(l \cdot \sin\gamma\right)^2 + E^2}}{P} = \frac{P_N}{P}, \qquad (2.20)$$

где P_N – длина перпендикуляра, опущенного из точки O на ось валка (рисунок 2.3)

Определение профиля валка по заданному профилю очага деформации сводится к расчету радиуса сечения валка, которое будет находиться в контакте с сечением заготовки известного радиуса r_i и расположенным на известном расстоянии Δl_i по оси прокатки от технологического пережима (от точки O). Предлагается следующий порядок расчета.

а. назначение радиусов проката и валков, углов подачи и раскатки в

сечении технологического пережима.

б. Определение расстояния P между осями валков и прокатки в технологическом пережиме.

в. Вычисление инварианта G.

г. Переход от конструктивной к общей схеме. Расчет эксцентриситета E, угла скрещивания γ и расстояния l между технологическим и геометрическим пережимами по оси прокатки.

д. Назначение радиуса очага деформации в расчетном сечении и расстояния до сечения технологического пережима в соответствии с продольным профилем очага деформации.

е. Вычисление расстояния от расчетного сечения очага до геометрического пережима.

ж. Обратный переход от общей схемы к конструктивной с виртуальным пережимом. Расчет расстояния P', фактических улов подачи β_B' и раскатки δ_B' валков. Возможно использование инварианта G.

з. Вычисление радиуса валка в сечении, обрабатывающем расчетное сечение очага деформации. Определение положения сечения на оси валка относительно технологического пережима.

и. Повторение пунктов д-з необходимое число раз для построения профиля валка, соответствующего профилю очага деформации с заданной дискретностью.

2.3. Методика аддитивного построения очага деформации и процесса радиально-сдвиговой прокатки с учетом цикличности

Большинство традиционных и современных аналитических методов анализа процессов винтовой прокатки исходят из разделения очага деформации на составляющие элементы (циклы) с последующим расчетом частных параметров формоизменения, вычислением ширины и площади контактной поверхности, усилия, момента и мощности прокатки. Расчет цикличности обычно выполняется с применением усредненных параметров, например,

среднего по очагу шага подачи. При этом параметры рабочих валков и их пространственного положения представляются со значительными упрощениями. В, частности, пренебрегают изменением фактических углов подачи и раскатки вдоль оси заготовки. Использование такого подхода оправдано и целесообразно для расчета существующих процессов с заданными установочными параметрами. Однако, при построении новых процессов и разработке режимов деформации перспективных материалов такой подход может иметь определенные недостатки и ограничения, связанные со снижением точности расчетов и представлением информации в неудобном для проектирования виде.

Более продуктивным выглядит обратный порядок расчета, который основан не на разделении очага, а на аддитивном построении процесса. В предлагаемом алгоритме очаг деформации создается путем пошагового наращивания его объема от некоторого базового сечения. Если присоединяемые объемы равны объему подачи, то формируемый очаг сразу становится интегрированным из циклов деформации. При этом оказываются известными параметры каждого цикла и процесса в целом. Параллельно с построением очага выполняется аддитивное формирование рабочего валка. К базовому сечению валка пристраиваются дополнительные элементы (диски-валки), которые обрабатывают присоединенные объемы очага деформации. Для каждого из добавляемых дисков-валков, рассчитываются геометрические параметры пространственного положения, в частности фактические углы подачи и раскатки. В результате создается комплексная расчетная модель процесса в циклическом развитии с учетом изменения деформационно-геометрических параметров в каждом последующем цикле. В модели широко используются деформационные и скоростные константы и геометрические инварианты, которые позволяют сократить объем промежуточных вычислений без потери информации.

Таким образом, в расчетах цикличности процесса РСП можно выделить две основных задачи – прямую и обратную.

В прямой задаче определяются число циклов и частные параметры деформации при известных факторах очага деформации. Такой подход можно

отнести к традиционному.

В обратной задаче рассчитываются параметры очага деформации по заданному числу циклов.

Прямая задача обычно возникает при изучении существующих режимов прокатки. Проектирование новых схем и режимов прокатки связано с решением обратной задачи.

Решение обеих задач базируется на соотношениях, связывающих число циклов деформации с факторами очага деформации.

Для деформации легированных металлов и сплавов наиболее перспективен универсальный вариант РСП [13]. Его отличительная особенность – валки с универсальной калибровкой, имеющей конический обжимной участок. Угол наклона образующей обжимного участка валков к оси прокатки α составляет $10\text{-}15^0$ [13]. Такая калибровка валков позволяет прокатывать большинство деформируемых металлов и сплавов без предварительной проверки условий захвата, заполнения очага деформации и стабильности движения заготовки во время прокатки.

Число циклов деформации на обжимном участке определяется как отношение объема очага деформации W к объему подачи $W_П$ [33].

Согласно [13] объем конического очага деформации составляет

$$W = \frac{r_0^3 - r_1^3}{3 \cdot tg\alpha}. \qquad (2.21)$$

Здесь и далее вычисление объемов и площадей поперечных сечений выполняется с точностью до π. Один цикл деформации в трехвалковом стане соответствует повороту заготовки на 1/3 оборота или на 120°. При этом из валков выходит цилиндрический отрезок проката радиусом r_1, длиной S_1 и, соответственно, объемом подачи $W_П = S_1 \cdot r^2_1$.

Длина отрезка S_1 называется шагом подачи, который равен 1/3 шага винтовой траектории с углом подъема β_1 на поверхности прокатываемого прутка. Для его расчета используется формула [13, 14].

$$S_1 = \frac{2 \cdot \pi}{3} \cdot r_1 \cdot tg\beta_1 . \qquad (2.22)$$

Объем при этом подачи составляет

$$W_n = \frac{2 \cdot \pi}{3} r_1^3 \cdot tg\beta_1 , \qquad (2.23)$$

а число циклов деформации $N = W/W_n$ вычисляется следующим образом

$$N = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot tg\alpha \cdot tg\beta_1} \left[\left(\frac{r_0}{r_1} \right)^3 - 1 \right] . \qquad (2.24)$$

Третья степень отношения начального и конечного радиусов представляет собой не что иное, как введенный выше коэффициент подъема траектории ζ. Поэтому справедливы альтернативные зависимости расчета числе циклов деформации через изменение угловых параметров винтовых траекторий в виде:

$$N = \frac{1}{2\pi \cdot tg\alpha \cdot tg\beta_1} (\varsigma - 1) , \qquad (2.25)$$

$$N = \frac{1}{2\pi \cdot tg\alpha \cdot tg\beta_1} \left(\frac{tg\beta_1}{tg\beta_0} - 1 \right) \text{ и} \qquad (2.26)$$

$$N = \frac{1}{2\pi \cdot tg\alpha} \left(\frac{1}{tg\beta_0} - \frac{1}{tg\beta_1} \right) \qquad (2.27)$$

В знаменателе полученных выражений присутствует произведение тангенсов двух важнейших углов $tg\alpha \cdot tg\beta_1$, которые постоянны для процесса с заданными геометрическими параметрами. В целях упрощения расчетных формул удобно обозначить знаменатель первых двух формул, через некоторую постоянную $C = 2\pi \cdot tg\alpha \cdot tg\beta_1$ и определив её как постоянную процесса РСП при определенных настройках валков и их калибровке. Знаменатель в последней формуле характеризует только геометрию очага деформации и тоже

является его константой при постоянном угле конусности. Его удобно обозначить, например, как $C_\alpha = 2\pi \cdot tg\alpha$.

С учетом этого, выражения для количества циклов деформации упрощаются до короткого вида

$$N = \frac{1}{C}(\varsigma - 1), \quad N = \frac{1}{C}\left(\frac{tg\beta_1}{tg\beta_0} - 1\right) \text{ и } N = \frac{1}{C_\alpha}\left(\frac{1}{tg\beta_0} - \frac{1}{tg\beta_1}\right) \qquad (2.28)$$

Полученные соотношения лежат в основе разработанной методики аддитивного построения продольного профиля очага деформации.

Суть, которой состоит в последовательном присоединении объёмов металла, содержащих заданное число циклов деформации, начиная с сечения технологического пережима. Построение очага деформации на обжимном участке выполняется против направления прокатки. Удобно добавлять по одному циклу или по три, что соответствует одному обороту заготовки.

В сечении технологического пережима известны параметры, заданные настройкой и калибровкой валков, а именно: угол подачи β_1, угол наклона обжимного участка валков α к оси прокатки, по которым вычисляется константа процесса C. Кроме того установка валков определяет и радиус проката r_1.

В этих условиях для процесса обжатия в один цикл деформации на обжимном участке справедливо соотношение, которое находится подстановкой $N=1$ в (2.28) и разрешенное относительно коэффициента подъема траектории ζ

$$\varsigma(1) = C + 1, \qquad (2.29)$$

здесь и далее запись вида $\zeta(1)$ означает значение циклически изменяющегося параметра в зависимости от числа циклов, т.е. в данном случае это коэффициент ζ, соответствующий одному циклу деформации.

Добавляя к первому циклу еще один, получаем очаг деформации с двумя циклами, для которого $N=2$ и соответственно

$$\varsigma(2) = 2C + 1. \qquad (2.30)$$

В общем случае для обжимного участка, составленного из J циклов, имеет место равенство

$$\varsigma(j) = jC + 1. \qquad (2.31)$$

Далее вычисляются тангенсы углов подъема винтовой траектории на исходной заготовке при прокатке в *1, 2* и *j* циклов деформации, соответственно. Действительно из определения коэффициента ζ следует:

$$tg\beta_0(1) = \frac{tg\beta_1}{C+1}, tg\beta_0(2) = \frac{tg\beta_1}{2C+1},\ tg\beta_0(j) = \frac{tg\beta_1}{jC+1}. \qquad (2.32)$$

Сами углы при этом составляют

$$\beta_0(1) = arctg\left(\frac{tg\beta_1}{C+1}\right),\ \beta_0(2) = arctg\left(\frac{tg\beta_1}{2C+1}\right),$$
$$\beta_0(j) = arctg\left(\frac{tg\beta_1}{jC+1}\right). \qquad (2.33)$$

Кроме того, функциональная зависимость, связывающая угол подъёма траектории с текущим номером цикла деформации *j*, может быть получена также из последней формулы (2.33). Для этого в неё следует подставить *N=j* и разрешить относительно β_0. После преобразований получается, что

$$\beta_0(j) = arcctg\left(jC_\alpha + ctg\beta_1\right). \qquad (2.34)$$

Это формула более удобна для практических расчетов, т.к. константа очага деформации C_α не зависит от угла подачи, в отличие от константы процесса *C* в формулах (2.32) и (2.33). Первое соотношение из (2.33) можно интерпретировать так, что каждый добавленный цикл уменьшает тангенс угла β_0 подъема траектории на входе в очаг деформации на постоянную величину *C+1*.

Коэффициент вытяжки в зависимости от количества циклов может быть определен по формуле

$$\mu(j) = (jC + 1)^{2/3}. \qquad (2.35)$$

Типичный графический вид установленных зависимостей представлен на рисунке 2.4. Теоретически и практически важным следствием из полученных зависимостей является тот факт, что угол подъёма траектории на поверхности исходной заготовки уменьшается с каждым следующим присоединяемым циклом. Характер этого уменьшения не связан с линейными размерами очага деформации, а определяется только исходными угловыми настройками процесса. При этом с увеличением угла подачи интенсивность падения угла подъема траектории в зависимости от числа циклов резко возрастает. При числе циклов более 8 (что соответствует меньше, чем трем оборотам) прокатка идет с углами меньше 5° практически вне зависимости от начального угла подачи.

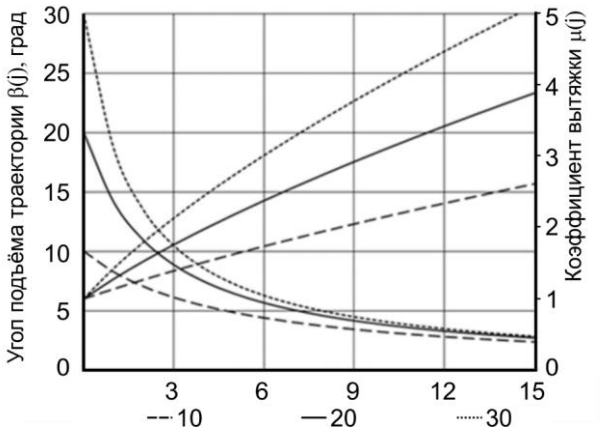


Рисунок 2.4 – Зависимость угла подъёма траектории *β(j)* и коэффициента вытяжки *μ(j)* от числа циклов *j* деформации при углах подачи в пережиме 10, 20 и 30 град (*j* отсчитывается против хода прокатки)

Из этого следует, что эффект больших углов подачи (18-30°) локализуется на выходном отрезке обжимного участка протяженностью в 3-6 цикла от сечения пережима или при коэффициентах вытяжки до 2,5 при углах подачи 20°.

Линейные размеры продольного профиля очагов деформации находятся

через определение радиуса исходной заготовки по первому соотношению (2.28) при заданном числе циклов. Подставляя $N = 1, 2, \ldots j$ и разрешая относительно исходных радиусов r_0, находим:

$$r_0(1) = r_1\sqrt[3]{C+1}\,;\; r_0(2) = r_1\sqrt[3]{2C+1} \text{ и } r_0(j) = r_1\sqrt[3]{jC+1}\,. \qquad (2.36)$$

Длина очага деформации в этих случаях определяется как высота усеченного конуса с известным углом конусности α, и известными радиусами оснований. Например, при одном цикле длина очага составляет

$$x(1) = \frac{r_0(1) - r_1}{tg\alpha}\,. \qquad (2.37)$$

Или, имея в виду полученную выше формулу для радиуса $r_0(1)$,

$$x(1) = \frac{r_1\left(\sqrt[3]{C+1} - 1\right)}{tg\alpha}\,. \qquad (2.38)$$

И далее соответственно

$$x(2) = \frac{r_1\left(\sqrt[3]{2C+1} - 1\right)}{tg\alpha}\,,\; x(j) = \frac{r_1\left(\sqrt[3]{jC+1} - 1\right)}{tg\alpha}\,. \qquad (2.39)$$

Разность двух последовательных длин $x(j)$ и $x(j-1)$ представляет собой длину присоединяемого объема металла или шаг подачи в определенном j цикле деформации. В первом цикле шаг подачи $S(1)$ совпадает с длиной $x(1)$, а далее вычисляется по общей формуле

$$S(j) = x(j) - x(j-1) = \frac{r_1\left(\sqrt[3]{jC+1} - \sqrt[3]{(j-1)C+1}\right)}{tg\alpha}\,. \qquad (2.40)$$

Таким образом, получены выражения для расчета и построения очага деформации по заданному числу циклов. Очаг деформации рассчитывается по сечениям. Для каждого цикла определены радиус сечения в начале цикла и его расстояние от технологического пережима или дистанция до начала

предыдущего цикла.

Практическая реализация формоизменения металла в построенном очаге деформации складывается из непрерывной последовательности циклов, каждый из которых происходит по схеме, представленной на рисунке 2.5[13].

Циклы хронологически индексируются $i = 1,2,3,...j$, начиная от сечения входа металла в валки, т.е. индексы i и j отсчитываются в противоположных направлениях. Последний цикл $j=N$, пристроенный к очагу деформации на этапе проектирования, становится первым $i=1$ на этапе реализации процесса. Это необходимо для учета тангециальной раскатки металла.

Внешний контур фактического очага деформации формируется как результат винтового движения прокатываемого металла в сужающемся, незамкнутом пространстве между валками. Деформирующее воздействие со стороны валков прикладывается локально, через три контактные поверхности, суммарная площадь которых составляет относительно меньшую часть общей площади поверхности очага деформации. Большая часть внешнего контура, располагающаяся в зазорах между валками, свободна от каких-либо контактных усилий - деформирующих, направляющих и др.

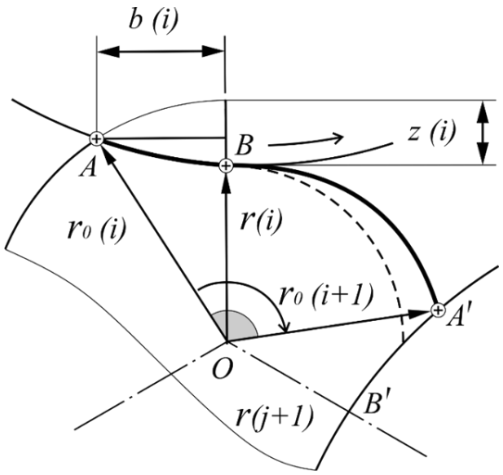


Рисунок 2.5 – Схема изменения радиуса очага деформации в произвольном цикле

Линия *ABA'* представляет собой проекцию траектории движения некоторой точки (⊕) на плоскость поперечного сечения заготовки в пределах одного произвольного цикла деформации с индексом *i*. Заготовка вращается по часовой стрелке. Границы цикла определятся начальными точками *A* и *A'* двух

последовательных дуг контакта заготовки с валками. Точка *B* соответствует кратчайшему расстоянию от оси прокатки до поверхности валков в данном цикле. В этой точке радиус траектории вычисляется по полученным выше формулам в зависимости от настройки валков и номера цикла. Угол $\angle AOA'$ поворота следящего радиус-вектора в одном цикле равен 120°, что соответствует повороту заготовки на *1/3* оборота За один полный оборот каждый элементарный объем металла проходит *3* цикла деформации (где *3* - число рабочих валков стана РСП).

Движение вектора-свидетеля и процесс формоизменения металла естественным образом структурированы на циклы деформации. В винтовой прокатке последовательность циклов непрерывна. Начало и конец произвольного цикла деформации устанавливаются двумя последовательными начальными точками дуг контакта заготовки с валками.

В произвольный момент времени прокатки радиус траетории (радиус внешнего контура очага деформации) составляет r_T, который в процессе циклической деформации пульсирующим образом изменяется от начального значения r_0, равного радиусу исходной заготовки, до конечного r_k - радиуса получаемого прутка. На дуге контакта *AB* происходит обжатие металла валками и r_T уменьшается на величину частного обжатия:

$$z(i) = r_0(i) - r(i). \tag{2.41}$$

После прохождения точки *B*, ближайшей к оси прокатки, радиус траектории несколько возрастает и концу очередного цикла (началу следующего) радиус траектории, достигает о значения $r_0(i+1)$. Это обусловлено боковым вытеснением части обжимаемого металла в свободные межвалковые пространства. Данное явление относится к фундаментальным особенностям винтовой и радиально-сдвиговой прокатки [13, 33]. Его принято называть тангенциальной раскаткой.

Тангенциальная раскатка оказывает непосредственное влияние на:

– истинную (логарифмическую) степень деформации, уровень частных обжатий, ширину и площадь контактной, поверхности энергосиловые параметры процесса, глубину проработки металла по сечению заготовки и другие деформацинные параметры;

– скольжение металла относительно поверхности валков, стабильность процесса, характер износа и стойкость рабочего инструмента, качество поверхности получаемого проката;

– точность геометрических размеров и правильность профиля получаемого проката.

По физическому смыслу тангенциальная раскатка аналогична уширению при продольной прокатке.

Адекватная количественная оценка влияния тангенциальной раскатки на параметры исследуемого процесса выполнена по методике [13], с помощью коэффицинта тангенциальной раскатки *a,* который измеряется экспериментально и теоретически лежит в пределах от *0* до *1* .

Радиусы очага деформации в точках траектории *A*, *B* и *A'* связаны соотношением [13]

$$r_0\left(i+1\right)=r_0\left(i\right)^{1-a}\cdot r\left(i\right)^{a}, \qquad (2.42)$$

При $a = 1$ тангенциальная раскатка отсутствует. Все радиальное обжатие смещается в осевом направлении и идет на увеличение шага подачи. В зазоре между валками радиус внешнего контура очага деформации остается постоянным, т.е. $r_0\left(i+1\right)=r\left(i\right)$. Такой случай и соответствующие ему параметры называют теоретическими.

Когда $a = 0$, тангенциальная раскатка максимальна, осевая деформация (вытяжка) отсутствует. Несмотря на радиальное обжатие на дуге контакта, в зазоре между валками радиус восстанавливается до первоначального значения, т.е. $r_0\left(i+1\right)=r_0\left(i\right)$.

В реальном процессе коэффициент α принимает промежуточное

значение $0<\alpha<1$, которое можно определить экспериментально по геометрии фактического очага деформации, фиксируемого недокатанной (остановленной в стане) заготовкой. Характерным режимам винтовой прокатки соответствует $\alpha = 0{,}21...0{,}35$ в зависимости от свойств прокатываемого металла.

Данное выражение дает возможность проследить всю историю волнообразного изменения радиуса траектории от первого цикла до конечного. Здесь нумерация циклов ведется по ходу прокатки. Начальный радиус перед первым циклом составляет

$$r_0(1) = r_0, \tag{2.43}$$

а в конце цикла, т.е. перед вторым

$$r_0(2) = r_0(1)^{1-a} \cdot r(1)^a. \tag{2.44}$$

Фактический коэффициент радиального обжатия во втором цикле составит

$$\lambda_ф(2) = \frac{r_0(2)}{r(2)} = \frac{r_0(1)^{1-a} \cdot r(1)^a}{r(2)} = \lambda(1)^{1-a} \cdot \lambda(2), \tag{2.45}$$

где $\lambda(1)$, $\lambda(2)$ – теоретические коэффициенты радиального обжатия в первом и втором цикле, соответственно.

Аналогично, имея набор радиусов кратчайших расстояний $r(0)$, $r(1)$, $r(2)$ … $r(J)$ (см. формулы (2.36)), можно определить фактический радиус в начале цикла деформации с произвольным порядковым номером J, считая по ходу прокатки

$$r_0(J) = r(0)^{(1-a)^J} \cdots r(k)^{a(1-a)^{J-k}} \cdots r(J)^a, \tag{2.46}$$

где $k = 0,1...J$.

А также фактический коэффициент радиального обжатия в J-ом цикле составит

$$\lambda_ф(J) = \frac{r_0(J)}{r(J)}. \tag{2.47}$$

Если принять, что схема формоизменения металла в отдельном цикле близка к осесимметричной, то истинная (логарифмическая) деформация в *J*-ом цикле будет равна

$$\Lambda\left(J\right)=2\ln\lambda_{ф}\left(J\right), \tag{2.48}$$

С учетом известной формулы для частоты вращения заготовки, время цикла деформации (поворота заготовки на*1/3* оборота) составит

$$t_{ц}=\frac{20d_1}{D_B n_B\cos\beta_B}, \tag{2.49}$$

и скорость деформации соответственно равна

$$\mathrm{H}\left(j\right)=\frac{\Lambda\left(j\right)}{t_{ц}}. \tag{2.50}$$

Расчет профиля валка, соответствующего построенному очагу деформации, производится по сечениям, с использованием геометрических соотношений (2.10)- (2.20). Последовательность расчета аналогична изложенной на стр 42. С тем уточнением, что в качестве конечного аргумента, определяющего положения сечений очага деформации на его оси используется порядковый номер цикла, отсчитываемый от сечения технологического пережима против направления. Сечение начала *j*-го имеет радиус *r(j)* и расстояние до технологического пережима *x(j)*. Удаление от геометрического пережима составляет

$$l(j)=x(j)+l=\frac{r_1(\sqrt[3]{jC+1}-1)}{tg\alpha}+P\frac{\sin\delta\cdot tg\gamma}{\sin\gamma}. \tag{2.51}$$

Перпендикуляр к оси прокатки, проведённый в рассматриваемом сечении до пресечения с осью валка, имеет длину

$$P(j)=\sqrt{\left[l(j)\cdot tg\gamma\right]^2+E^2}. \tag{2.52}$$

Для фактического угла раскатки справедливо равенство

$$\cos\delta(j)=\frac{\sqrt{\left[l(j)\cdot\sin\gamma\right]^2+E^2}}{P(j)}. \tag{2.53}$$

Полученные текущие значения $P(j)$, $\cos\delta\left(j\right)$можно рассматривать

как параметры некоторого виртуального пережима, для которого справедлива схема (рисунок 2.3) и формула (2.10) реального технологического пережима.

Из этого вытекает формула для расчета искомого радиуса сечения валка, находящегося в контакте *j*-м сечением очага деформации

$$R(j) = \cos\delta(j)\left[P(j) - r(j)\right]. \qquad (2.54)$$

Положение этого сечения на оси валка определяется с помощью расстояний до геометрического и технологического пережимов

$$\Delta L_R = R_P \cdot tg\delta. \qquad (2.55)$$

Фактический угол подачи для этого сечения валка легко находится через геометрический инвариант *G*

$$tg\beta(j) = \frac{G}{P(j)} \qquad (2.56)$$

Таким образом получена исчерпывающая последовательность формул, позволяющая определить геометрические параметры сечения валка для каждого сечения очага деформации, заданного номером цикла *j* (здесь индекс *j* отсчитывается от конечного состояния против хода прокатки)

При необходимости вычисляются могут быть вычислены и другие величины, характеризующие формоизменение металла, как в отдельных циклах, так и для очага деформации в целом. Например, фактические частные обжатия, ширина контактной поверхности, площадь контактной поверхности.

В таблице 2.1 представлены результаты связанного деформационно-геометрического расчета траекторно-деформационных параметров прокатки в очагах деформации, состоящих из 3, 6, 9 и 15 циклов. Расчеты выполнены на основании следующих исходных данных: диаметр проката 20 мм (радиус 10мм), диаметр валка в технологическом пережиме 90 мм (радиус 45 мм), угол подачи валков 20°, угол раскатки -10°, угол конусности очага деформации на обжимном участке 10°, частота вращения валков 75 об/мин, коэффициент тангенциальной раскатки 0,28.

Таблица 2.1 – Циклические параметры деформации и геометрии валков при прокатке за 3, 6, 9 и 15 циклов (1, 2, 3 и 5 оборотов заготовки)

Номер цикла		**Очаг деформации**							**Валок**		
i против хода прокатки	j по ходу прокатки	Радиус траект. в начале i -го цикла, мм.	Мин. радиус траект. в i -ом цикле, мм.	Коэф. ζ (i) за i циклов	Угол подъема траект. в начале i -го цикла, град.	Истинная деформация за j – й цикл	Истинная деформация от начала прокатки	Скорость деформации в j – м, $с^{-1}$	Радиус валка в конце i -го цикла, мм.	Угол подачи валков в конце i -го цикла, град.	Угол раскатки валков в конце i -го цикла, град.
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
3 цикла деформации (1оборот заготовки)											
0	3	12,25	10,00		20,00	0,22	0,43	3,54	45,00	20,00	10,00
1	2	13,26	11,30		14,14	0,14	0,21	2,22	44,89	19,58	10,83
2	1	14,10	12,36		10,91	0,07	0,07	1,12	44,87	19,22	11,46
3	0	14,84	13,26		8,87	0,00	0	0,00	44,90	18,91	11,98
6 циклов деформации (2 оборота заготовки)											
0	6	12,25	10,00		20,00	0,27	0,86	4,23	45,00	20,00	10,00
1	5	13,26	11,30		14,14	0,20	0,59	3,18	44,89	19,58	10,83
2	4	14,10	12,36		10,91	0,15	0,39	2,44	44,87	19,22	11,46
3	3	14,84	13,26		8,87	0,12	0,24	1,84	44,90	18,91	11,98
4	2	15,51	14,06		7,46	0,08	0,12	1,28	44,96	18,64	12,41
5	1	16,11	14,77		6,44	0,04	0,04	0,68	45,04	18,39	12,78
6	0	16,67	15,42		5,67	0,00	0,00	0,00	45,14	18,17	13,10

9 циклов деформации (3 оборота заготовки)											
0	9	12,25	10,00		20,00	0,28	1,20	4,41	45,00	20,00	10,00
1	8	13,26	11,30		14,14	0,22	0,92	3,42	44,89	19,58	10,83
2	7	14,10	12,36		10,91	0,18	0,71	2,78	44,87	19,22	11,46
3	6	14,84	13,26		8,87	0,15	0,53	2,31	44,90	18,91	11,98
4	5	15,51	14,06		7,46	0,12	0,39	1,92	44,96	18,64	12,41
5	4	16,11	14,77		6,44	0,10	0,27	1,58	45,04	18,39	12,78
6	3	16,67	15,42		5,67	0,08	0,17	1,25	45,14	18,17	13,10
7	2	17,18	16,02		5,06	0,06	0,09	0,90	45,25	17,96	13,39
8	1	17,65	16,58		4,57	0,03	0,03	0,49	45,36	17,77	13,65
9	0	18,09	17,10		4,16	0,00	0,00	0,00	45,48	17,59	13,88
15 циклов деформации (5 оборотов заготовки)											
0	15	12,25	10,00		20,00	0,28	1,70	4,47	45,00	20,00	10,00
1	14	13,26	11,30		14,14	0,22	1,42	3,51	44,89	19,58	10,83
2	13	14,10	12,36		10,91	0,18	1,20	2,90	44,87	19,22	11,46
3	12	14,84	13,26		8,87	0,16	1,01	2,48	44,90	18,91	11,98
4	11	15,51	14,06		7,46	0,14	0,86	2,16	44,96	18,64	12,41
5	10	16,11	14,77		6,44	0,12	0,72	1,91	45,04	18,39	12,78
6	9	16,67	15,42		5,67	0,11	0,60	1,71	45,14	18,17	13,10
7	8	17,18	16,02		5,06	0,10	0,49	1,54	45,25	17,96	13,39
8	7	17,65	16,58		4,57	0,09	0,40	1,38	45,36	17,77	13,65
9	6	18,09	17,10		4,16	0,08	0,31	1,23	45,48	17,59	13,88
10	5	18,48	17,59		3,82	0,07	0,23	1,09	45,60	17,42	14,09
11	4	18,84	18,06		3,54	0,06	0,16	0,93	45,72	17,26	14,29
12	3	19,16	18,50		3,29	0,05	0,10	0,76	45,85	17,11	14,47
13	2	19,42	18,93		3,07	0,04	0,06	0,56	45,98	16,97	14,64

С использованием данных в таблице 2.1 на рисунке 2.6 – 2.10 показаны этапы аддитивного построения очага деформации, содержащего 15 циклов или 5 оборотов заготовки, и соответствующей калибровки валков.

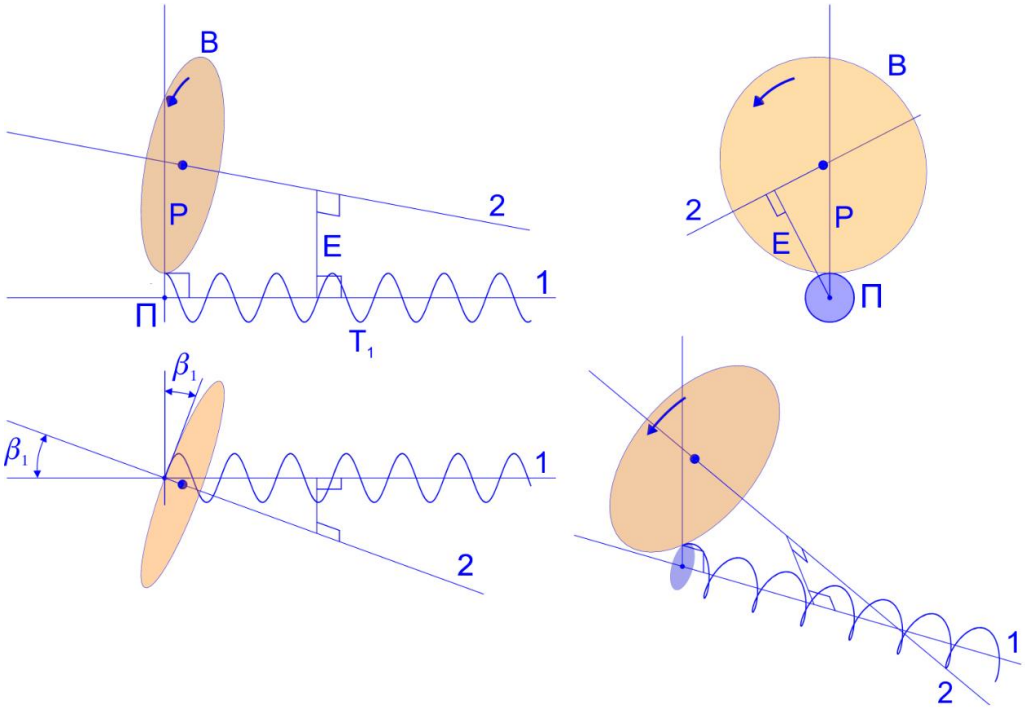


Рисунок 2.6 – Определение взаимного положения осей прокатки 1 и валков 2 по параметрам технологического пережима (диаметру проката, диаметру валков, углам подачи и раскатки валков). Р – ось разворота валков на угол подачи, Е – общий перпендикуляр к осям прокатки и валков (геометрический пережим)

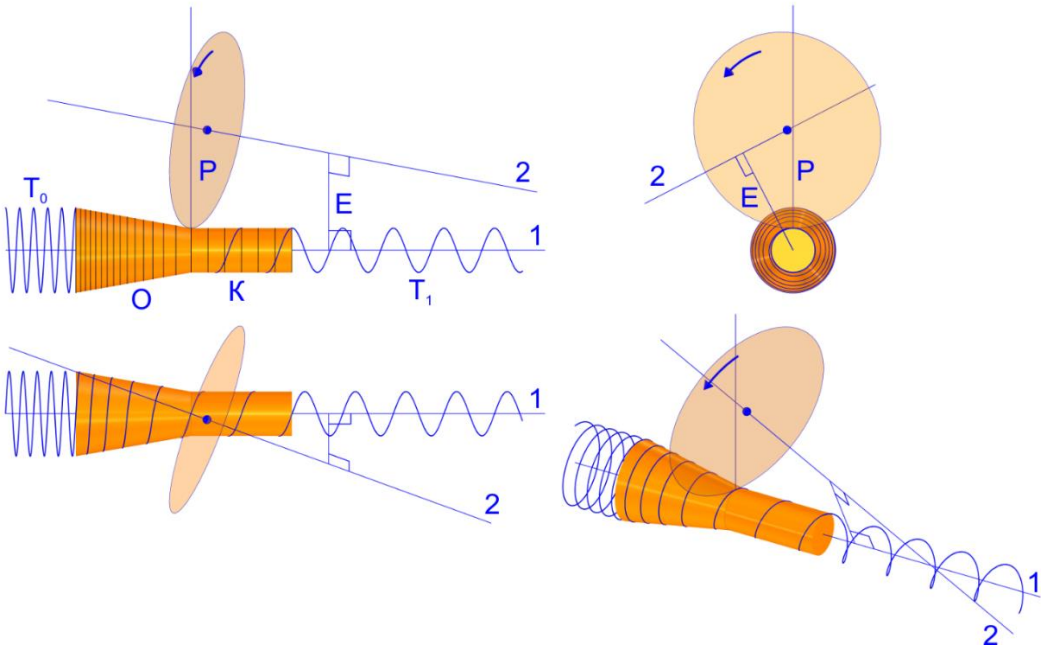


Рисунок 2.7 – Аддитивное составление очага деформации из 15 циклов на обжимном участке и 6 циклов на калибрующем

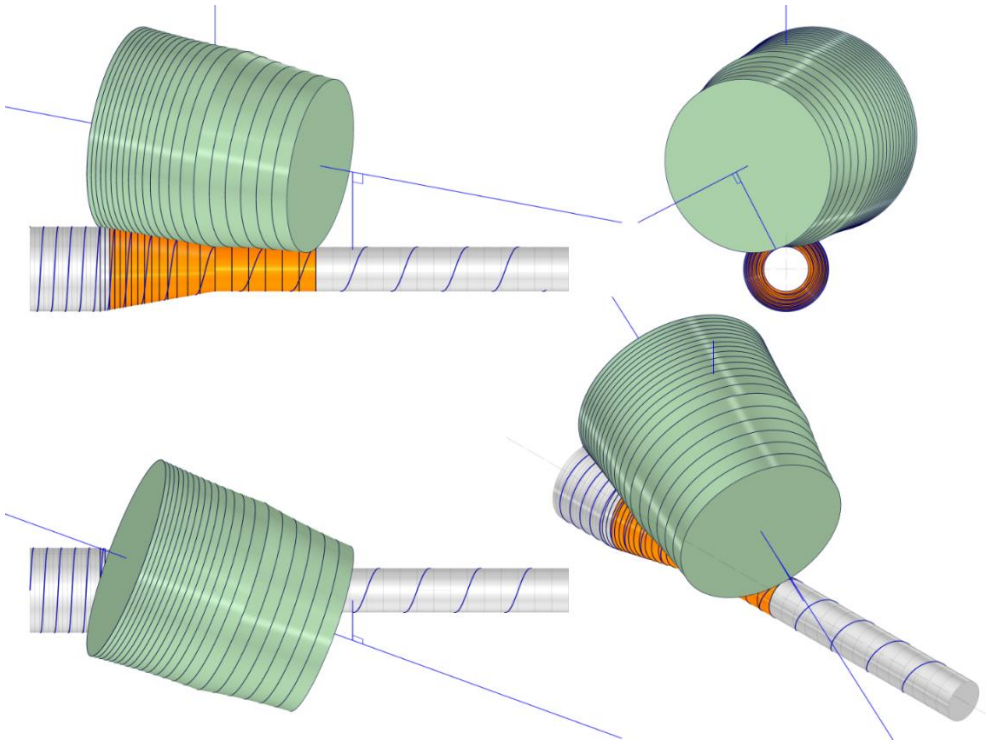


Рисунок 2.8 – Аддитивное построение валков из дисков, соответственно очагу на рисунке 2.7 с присоединением фрагментов исходной заготовки и получаемого проката

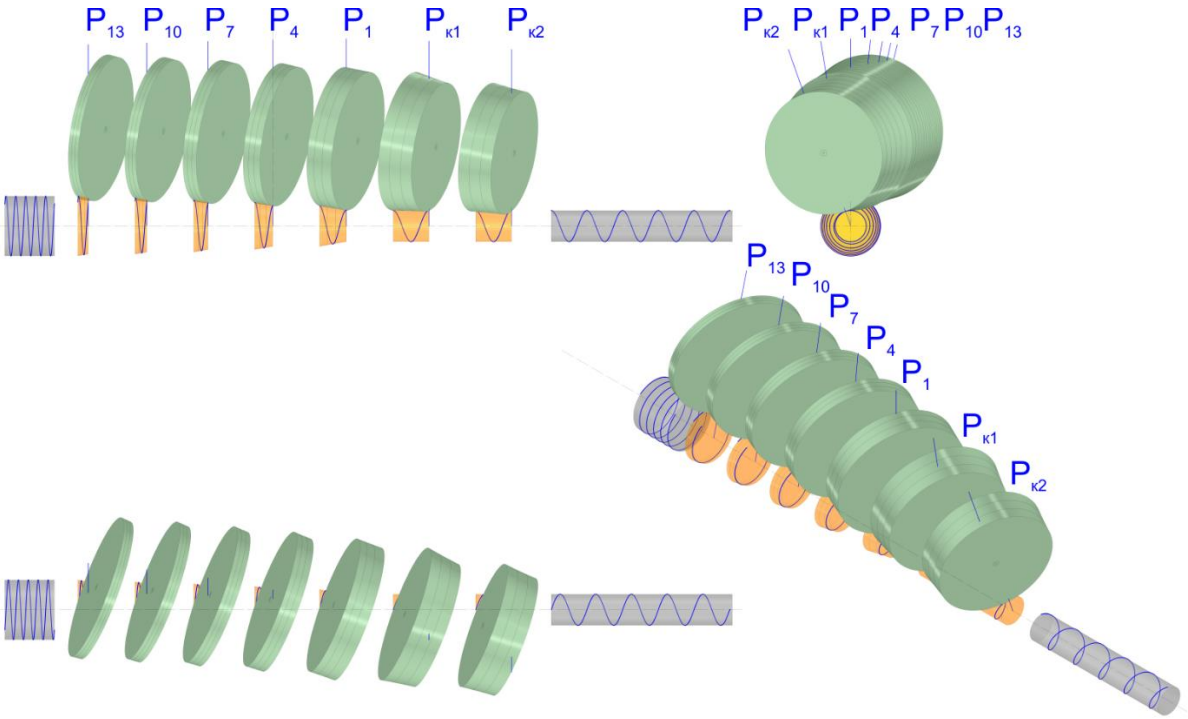


Рисунок 2.9 – Элементы составного очага деформации и валков, соответствующие одному обороту заготовки

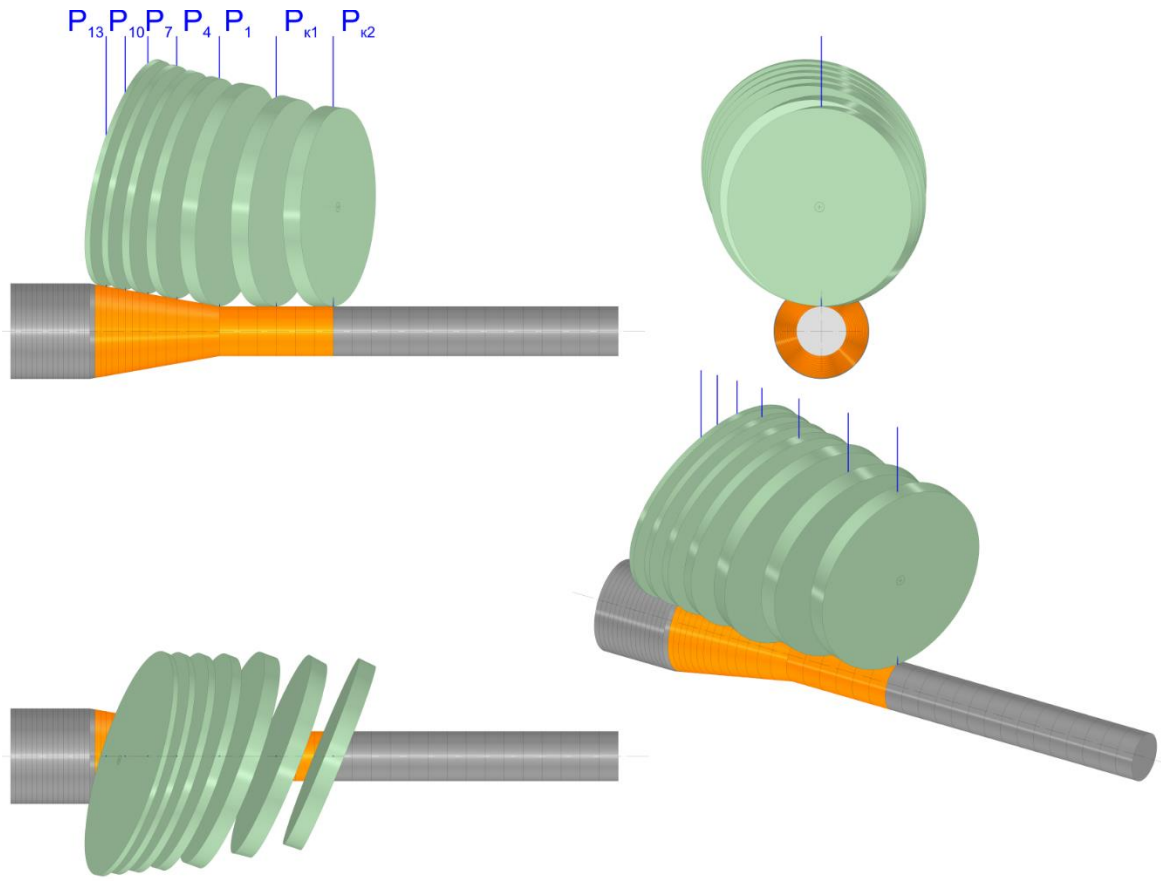


Рисунок 2.10 – Визуализация продольного изменения фактических углов подачи и раскатки валков путем размещения виртуальных осей поворота валков- дисков в вертикальном положении (для дисков третьего цикла каждого оборота)

Рисунок 2.11 – Зависимость истинной деформации от номера цикла и числа циклов

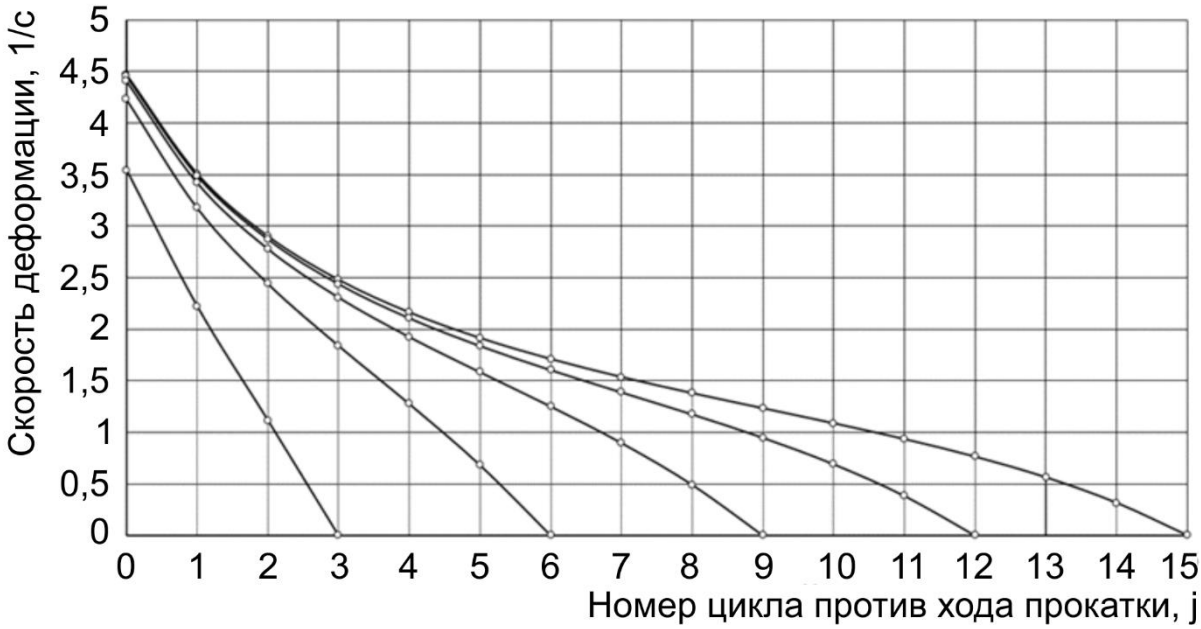


Рисунок 2.12 – Зависимость скорости деформации от номера цикла и числа циклов

Глава 3. Моделирование процесса РСП и сочетания РСП и РК

3.1 Моделирования процесса РСП сплава ВТ6 и TZN

3.1.1 Обзор численных методов в обработке металлов давлением

При решении задачи обработки металлов давлением пользовались существующими методами теоретического исследования, например, метод линий скольжения и жестких блоков; инженерный метод; энергетический метод; метод визиопластичности, метод конечных разностей; метод граничного элемента, метода конечных элементов; метод функции тока; полуобратный метод [38–40]. Каждый из указанных способов имеет свои достоинства и недостатки. Наиболее важным методом является метод конечных элементов, который широко используется для исследования поведения твердых тел и конструкций, а также жидкостей и процессов теплопередачи. Как известно, решение задачи обработки металлов давлением является трудными процессами со сложными характерами пластического течения металла при различных режимах обработки и граничных условиях, особенно в исследовании винтовой прокатки и также ротационной ковки. В настоящее время широко применяется численное моделирование процессов ОМД с помощью метода конечных элементов на компьютере.

Метод конечных элементов (МКЭ) служит полезным способом моделирования технологических процессов ОМД, который получил широкое распространение ввиду ряда неоспоримых преимуществ. При использовании МКЭ дискретизация представляет собой фундаментальную способность всего анализа механики сплошных сред. Метод конечных элементов – это численная процедура для решения физических задач, управляемых дифференциальным уравнением или энергетической теоремой. Он имеет две характеристики, которые отличает его от других численных процедур [39–41]:

- метод утилизирует интегральную формулировку для создания системы алгебраических уравнений;

- метод использует непрерывные кусочно-гладкие функции для аппроксимации неизвестной величины.

Применение этого метода позволяет моделировать различные процессы обработки металлов давлением любой сложности; сократить издержки на проведение испытаний и затраты времени от начала проектирования до внедрения новой технологии.

Развитие вычислительной техники привело к созданию универсальных численных методов анализа процессов обработки металлов давлением. Рассмотрим аналоги программного комплекса для математического моделирования процессов ОМД можно условно разделить на универсальные (ANSYS, Abaqus, SuperForge, Forge3D) и специальные (Deform, QForm, Simufact.Forming, HyperForm). Современная программа моделирования обеспечит полностью автоматизированных процессов решения задачи в области ОМД, а также множество функций по проверке получаемого решения позволяют инженерам во всем мире успешно решать сложнейшие задачи удара, разрушения и формования.

QForm – это программный комплекс, отвечающий самым современным требованиям в области моделирования процессов формоизменения металла. Программа QForm предназначена для математического моделирования методом конечных элементов технологических процессов обработки металлов давлением с учетом термомеханических процессов нагрева и охлаждения металла, в том числе, в процессе деформации, а также взаимодействия деформирующейся заготовки с технологическим инструментом и оборудованием. С применением пакета QForm особенно эффективно при исследовании известных технологических процессов ОМД, включая ковки, штамповки, прокатки и раскатки, прессования профилей, прогноз структуры и многие другие специальные процессы ОМД. *Видно, что такая функция программы QForm целесообразно использовать в случаях винтовой прокатки и ротационной ковки.*

Поэтому в этой исследования программный комплекс QForm будет использованы в моделировании.

3.1.2 Методика и исходные данные моделирования процесса РСП

С целью исследования влияния технологических параметров на качество заготовки при РСП были выбраны угол подачи, коэффициент вытяжки и температура. Кроме того, для сравнения поведения функциональных материалов, то два сплава из титана в медицине интересуются.

Моделирование процесса РСП в QForm V9 осуществлялось при угле раскатки δ = 10°, угле подачи валков β_1 = 10°; β_2 = 15°; β_3 = 20°; β_4 = 25° и скорости вращения валков n = 60 об/мин. Размеры заготовки и валки показаны на рисунке 3.1, схемы РСП с разными коэффициентами вытяжки представлены на рисунке 3.2.

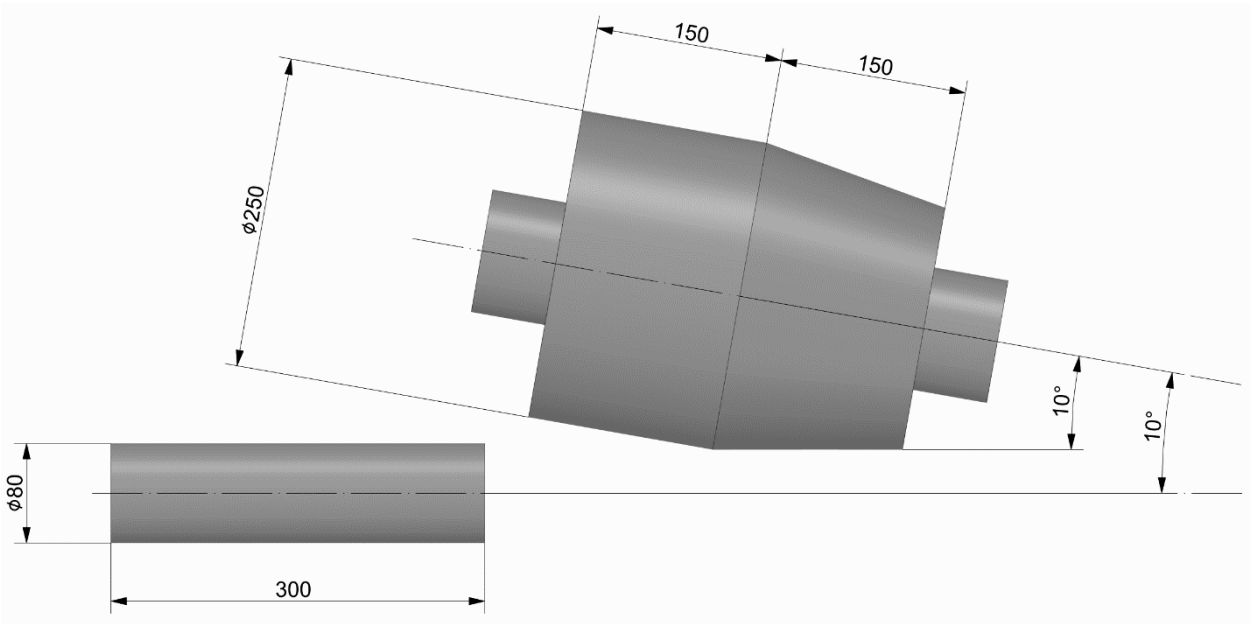


Рисунок 3.1 – Геометрические размеры заготовки и валки в моделировании
1 – заготовка; 2 – валок

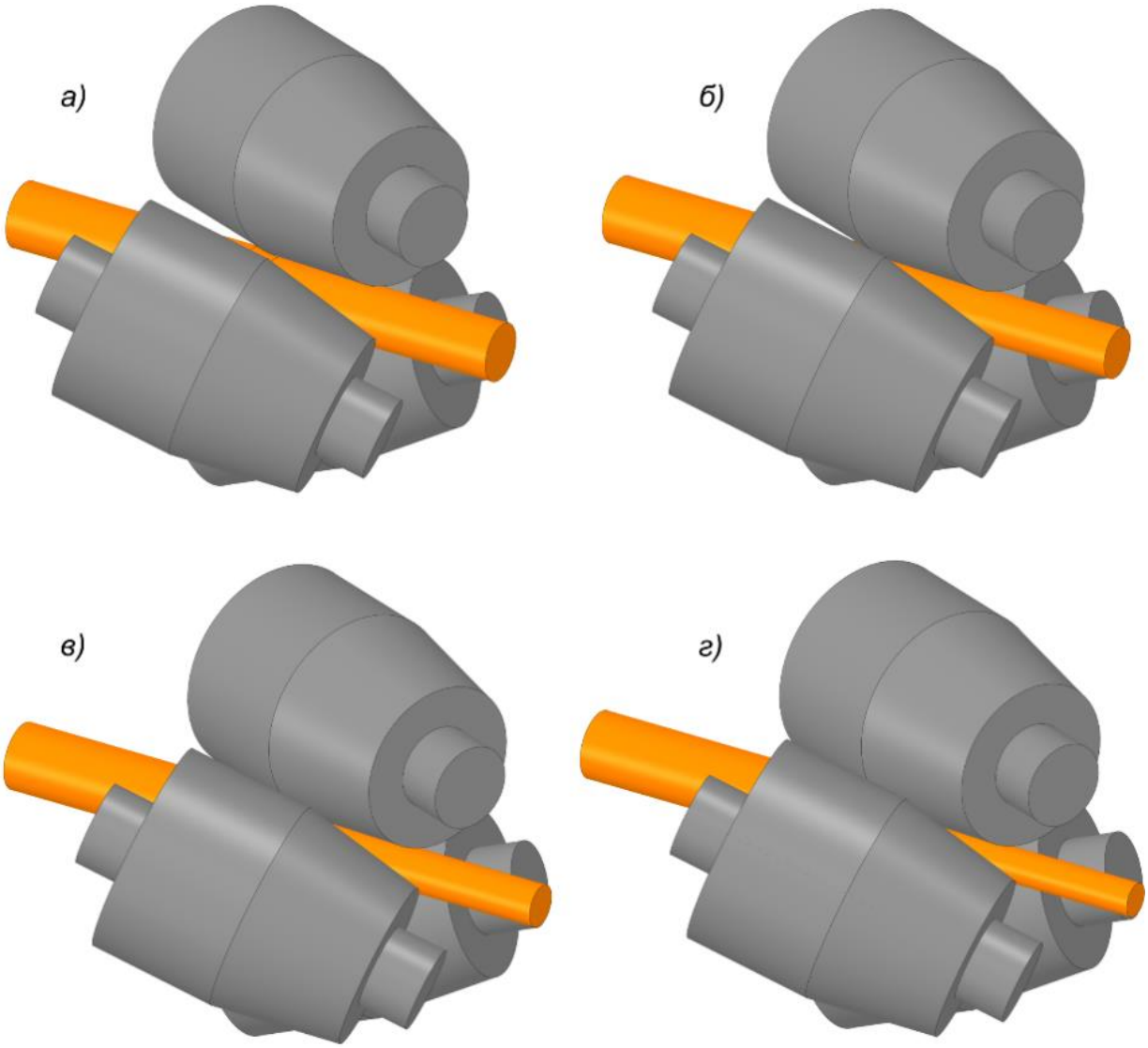


Рисунок 3.2 – Схемы РСП с разными коэффициентами вытяжки
а) μ = 1,31; а) μ = 1,781; а) μ = 2,56; а) μ = 4;

Исходным материалом заготовки был выбран сплав титана, аналогичный ВТ6 по российским стандартам и экспериментальный сплав Ti-18Zr-14Nb (в ат. %) (TZN). Химический состав сплавов приведен в таблице 3.1 и *3.2* сопротивление деформации показано на рисунке 3.3 и 3.4.

Температура инструмента принята постоянной и равной 70 °С, а температура заготовки перед РСП составляет T_1 = 930 °С, T_2 = 1000 °С и T_3 = 1070 °С. Процесс РСП диаметром 80 мм и длиной 300 мм осуществляется до диаметра 70 мм; 60 мм; 50 мм и 40 мм, соответственно коэффициенты вытяжки за проход μ_1 = 1,31; μ_2 = 1,78; μ_3 = 2,56 и μ_4 = 4.

Таблица 3.1 – Химический состав ВТ6 (массовая доля %)

Al	V	Zr	Fe	O	H	Si	N	C	др.
5.3-6.8	3.5-5.3	≤0.3	≤0.6	≤0.2	≤0.015	≤0.1	≤0.05	≤0.1	≤0.3

Таблица 3.2 – Химический состав Ti-18Zr-14Nb

Zr в ат. %	Nb в ат. %	O в масс. %	C в масс. %	H в масс. %	H в масс. %
18	14,4	≤0,09	≤0.01	≤0.003	≤0,01

На поверхности контакта заготовки и инструмента использован закон трения скольжения Зибеля. Напряжение трения скольжения по Зибелю, τ, определяется следующим образом:

$$\tau = m\frac{\sigma_s}{\sqrt{3}}, \tag{3.1}$$

где σ_s – сопротивление деформированию материала; m – коэффициент трения (фактор трения).

Значение этого фактора может изменяться в пределах $0 \le m \le 1$, а следовательно максимальное касательное напряжение равно пределу текучести материала. При радиально-сдвиговой прокатке фактор трения принят равным $m = 1$.

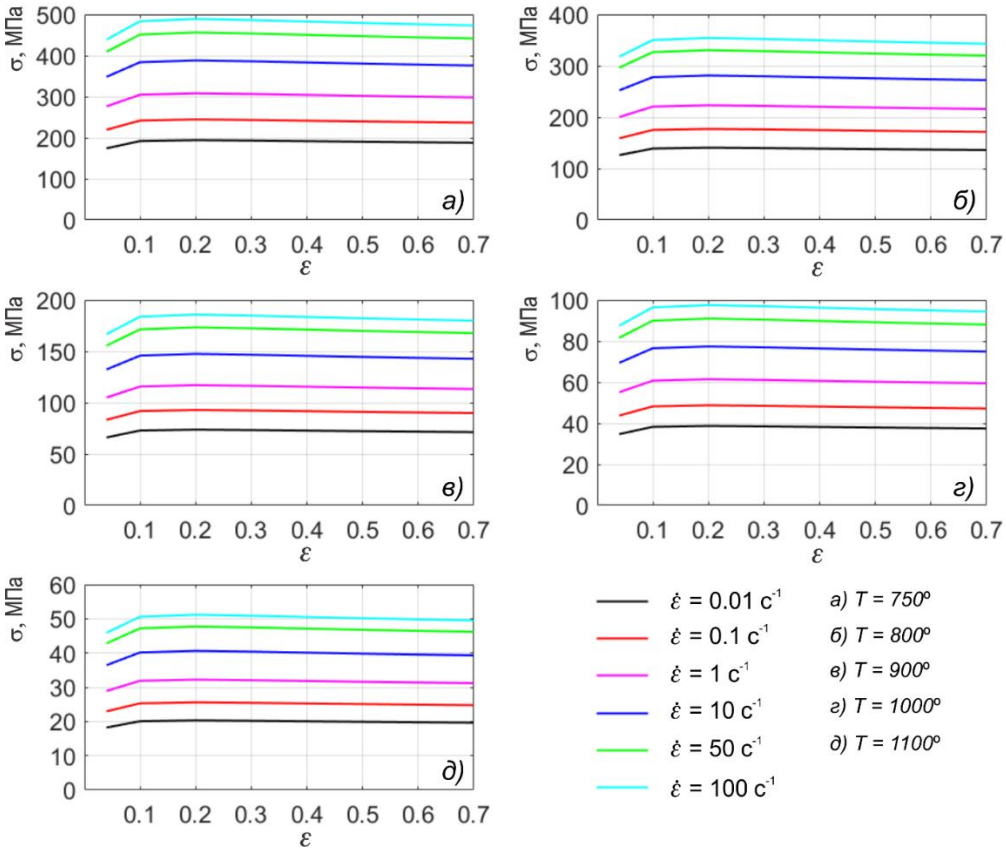


Рисунок 3.3 – Сопротивление деформации сплава ВТ6

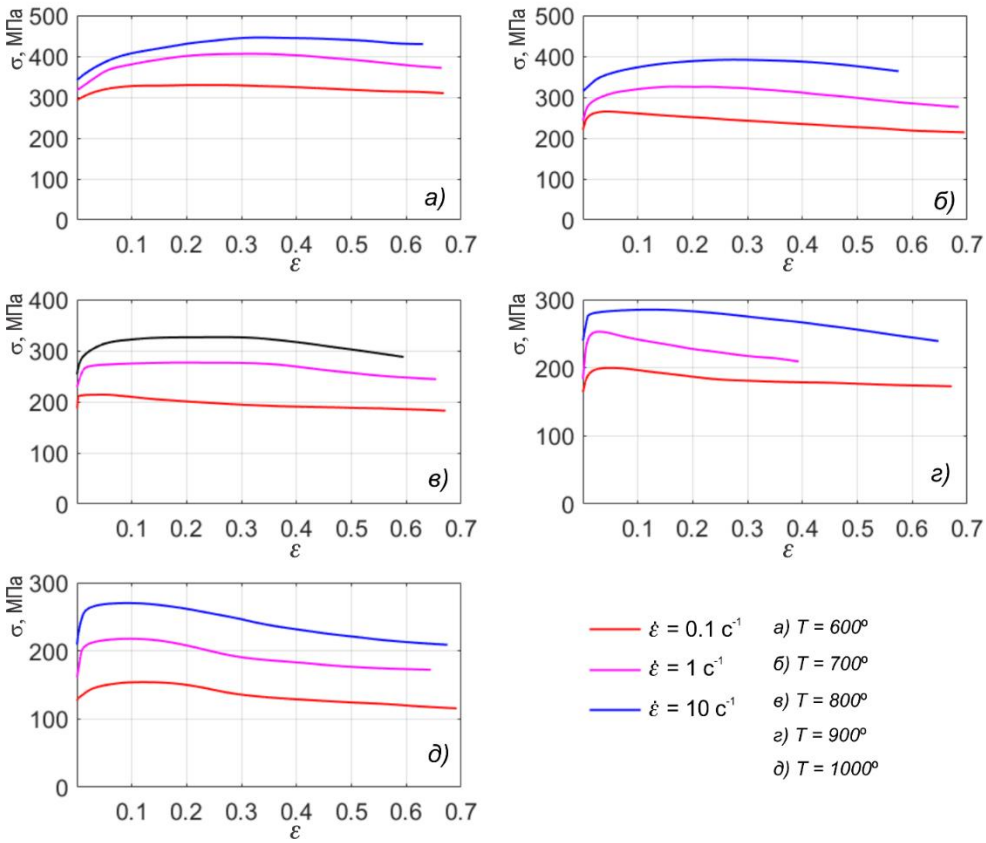


Рисунок 3.4 – Сопротивление деформации сплава Ti-18Zr-14Nb

3.1.3 Исследования напряженно-деформированного состояния

При обработке металлов давлением напряженно-деформированное состояние процесса значительно влияет на количество заготовки. Для получения однородной структуры и механических свойств титановые сплавы деформируют с большой суммарной степенью деформации, что значительно снижает анизотропию металла [42]. При этом весь объём материала приводит к возможности получения больших деформаций без разрушения. Напряженное состояние позволяет определить возможности деформации металла, поэтому анализ напряженно-деформированного состояния имеет важную роль в прогнозе управлении процесса.

Накопленная пластическая деформация в результате РСП по поперечному сечению сплава ВТ6 представлена на рисунках 3.5, 3.6 и 3.7, соответственно, а сплава TZN при температуре 1000 °С на рисунке 3.8.

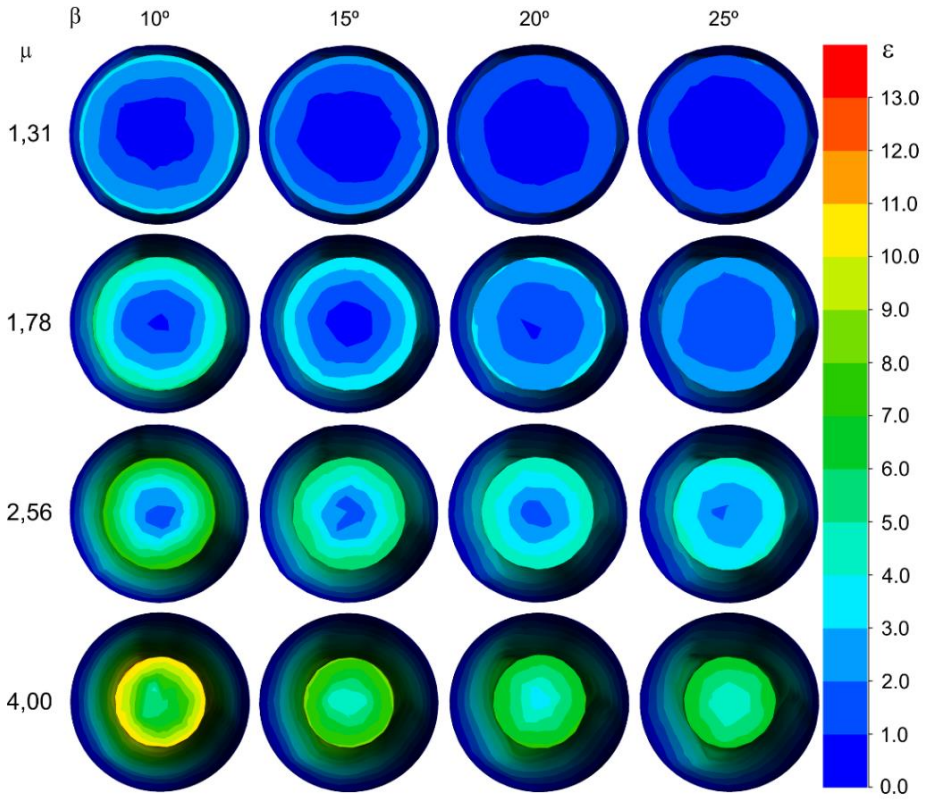


Рисунок 3.5 – Накопленная деформация в процессе РСП по поперечному сечению сплава ВТ6 при температуре 930 °С

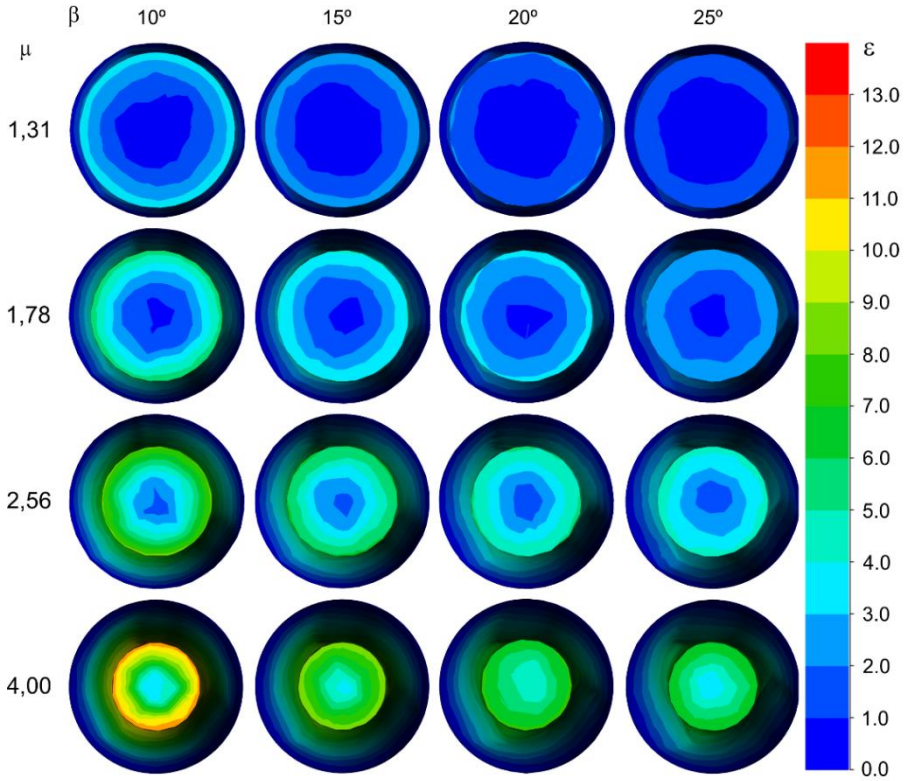


Рисунок 3.6 – Накопленная деформация в процессе РСП по поперечному сечению сплава ВТ6 при температуре 1000 °С

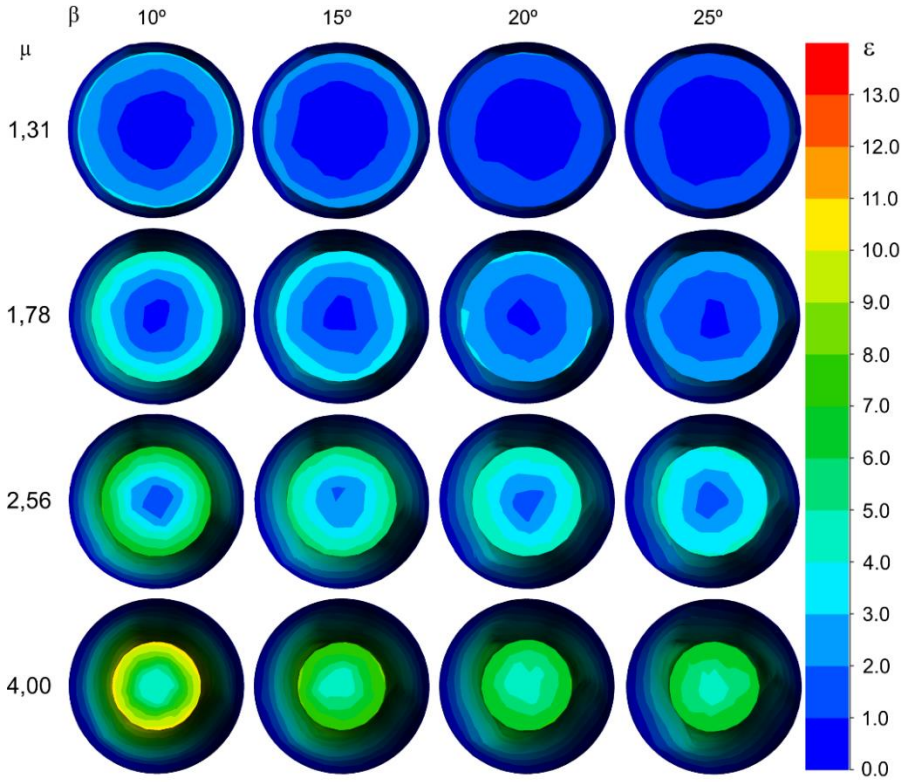


Рисунок 3.7 – Накопленная деформация в процессе РСП по поперечному сечению сплава ВТ6 при температуре 1070 °С

Из результатов расчета видно, что степень деформации распределяется неоднородно по сечению заготовки. Значение степени накопленной деформации уменьшается от поверхности заготовки к ее оси. С увеличением угла подачи β происходит уменьшение неоднородности пластической деформации. Это связано с тем, что очаг деформации с повышенными углами подачи останется на осевой зоне прокатываемых заготовок. Максимальное значение деформации на поверхности одновременно снижается вследствие того, что в выходе процесса с большим углом подачи контактная площадь между валками и заготовкой ниже. Отметим, что максимальное значение степени деформации на поверхности заготовки составляет 3,7 при угле подачи β_1 = 10°, μ_1 = 1,31 и T_1 = 930 °C (см. рисунок 3.5), а они равны 2,77; 2,2 и 2,04, соответственно β = 15°, 20° и 25°. В рассматриваемом случае μ = 4, эти значения составляют 11,2 (β_1), 8,86 (β_2), 7,44 (β_3) и 7,04 (β_4). Видно, что абсолютная разница максимального значений степени деформации по поверхности при β = 25 °C и β_1 = 10 °C достигает 4, в то время как при μ_1 = 1,31 составляет 1,7. По цветам на рисунке 3.5, 3.6 и 3.7 видно, что чем выше коэффициент вытяжки, тем больше разница максимального значения степени деформации на поверхности.

При анализе степени деформации по поперечному сечению для сплава TZN можно заметить, что распределение имеет аналогичный характер. Так, например, на рисунке 3.8 представлена распределение накопленной деформации при температуре равна 1000 °C. Очевидно, что значения деформации выше по сравнению с деформированием сплава ВТ6.

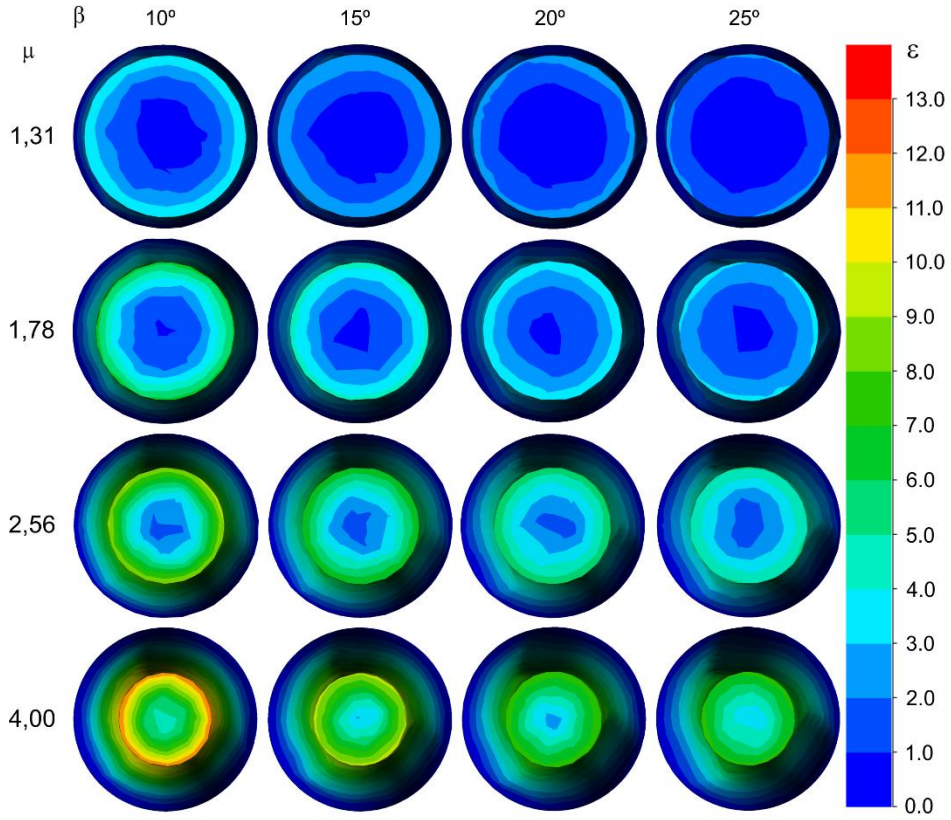


Рисунок 3.8 – Накопленная деформация в процессе РСП по поперечному сечению сплава TZN при температуре 1000 °C

Для обеспечения визуального контроля на рисунке 3.9 и 3.10 были построены графики максимального и минимального значения накопленной деформации для материалов ВТ6 и TZN, соответственно. Из данных видно разницу между максимальным значением (на поверхности) и минимальным значением (в осевой зоне), таким образом можно объяснить уровень однородности деформации по сечению.

Как видно из рисунка 3.9 с увеличением коэффициента вытяжки разница увеличивается. При температуре T_1 = 930 °C различие в степени деформации на поверхности и в осевой зоне с углом подачи β_1 = 10° составляет 3,34, а углы подачи β = 15°; 20°; 25° составляют 5,04; 6,91 и 8,38, соответственно. Однако, при увеличении углов подачи разница уменьшается. При обработке с большим углом подачи однородность степени пластической деформации

увеличивается, особенно при выше температуре эта разница незначительно зависит от коэффициента вытяжки.

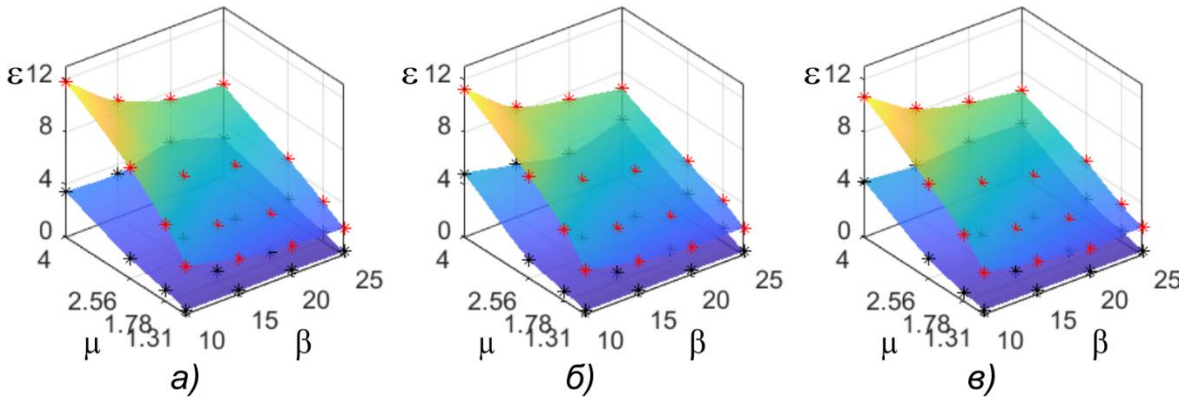


Рисунок 3.9 – Максимальное и минимальное значение по поперечному сечению для сплава ВТ6 при температуре а) 930 °С; б) 1000 °С; в) 1070 °С

Поверхности на рисунке 3.10 соответствует максимальной и минимальной деформации для сплава TZN (поверхность максимального значения наверху, а поверхность минимального значения внизу). Они аналогичны сплаву ВТ6. Однако, данные отличаются от сплава ВТ6 тем, что имеют большую накопленную деформацию. Кроме того, разница между максимальным и минимальным значениями значительно зависит не только от углов подачи, но и от коэффициента вытяжки. При углах подачи β_1 = 10° и коэффициенте вытяжки μ_4 = 4 максимальные значения деформации составляют 12,6 (T_1); 12,24 (T_2) и 12,29 (T_3), а для сплава ВТ6 они имеют значение при аналогичных параметрах в диапазоне от 10,69 до 11,82. Абсолютная разница максимальной и минимальных значений степени деформации как для слава ВТ6, так и для сплава TZN из валков одинакова – $\Delta\varepsilon$ = 6,45 ÷ 8,38 и $\Delta\varepsilon$ = 8,44 ÷ 9,71. В других случаях параметров (T, μ, β) различие значения на поверхности и осевой зоне сплава TZN похоже по сравнению со сплавом ВТ6. Следовательно, деформирование в большом угле подачи рекомендуется выполнять в том случае, когда необходимо достигать высокую однородность распределения деформации.

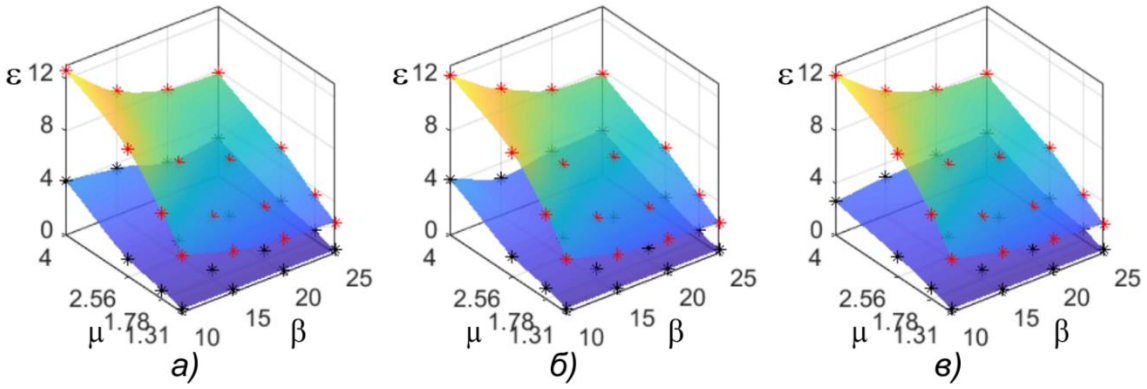


Рисунок 3.10 – Максимальное и минимальное значение по поперечному сечению для сплава TZN BT6 при температуре а) 930 °C; б) 1000 °C; в) 1070 °C

Чтобы обеспечить визуальное сравнение двух сплавов максимальные и минимальные значения деформации были построены на одном графике (рисунок 3.11 и 3.12). Видно, что поверхности максимального и минимального значения имеют небольшую разницу. В том числе, максимальное значение деформации сплава TZN выше, чем значение сплава BT6 (см. рисунок 3.11). При рассмотрении поверхности минимального значения видно, что в диапазоне коэффициента $\mu = 1{,}31\ldots4$ и угла подачи $\beta = 10\ldots25°$ поверхности пересекаются. В малых значениях коэффициентов вытяжки ($\mu < 2{,}56$), небольшое различие пластической деформации ярко выражено.

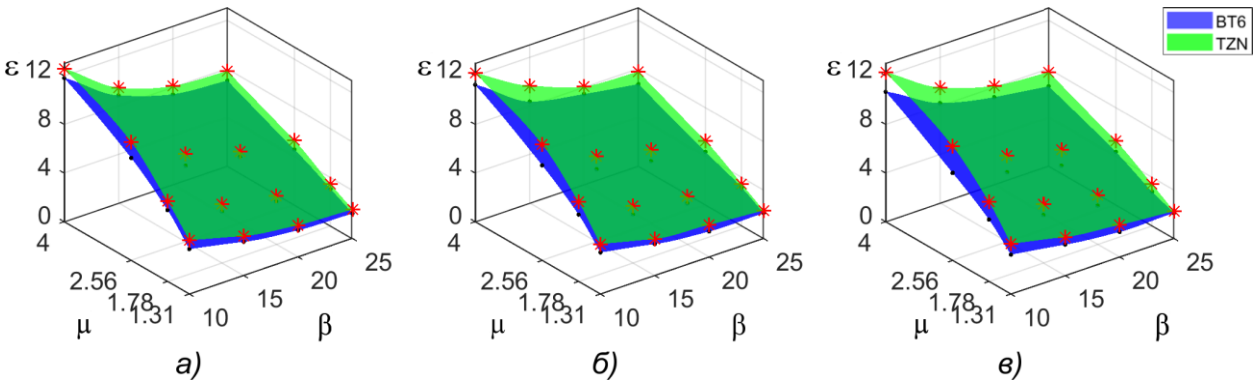


Рисунок 3.11 – Максимальное значение по поперечному сечению для сплава BT6 и TZN при температуре а) 930 °C; б) 1000 °C; в) 1070 °C

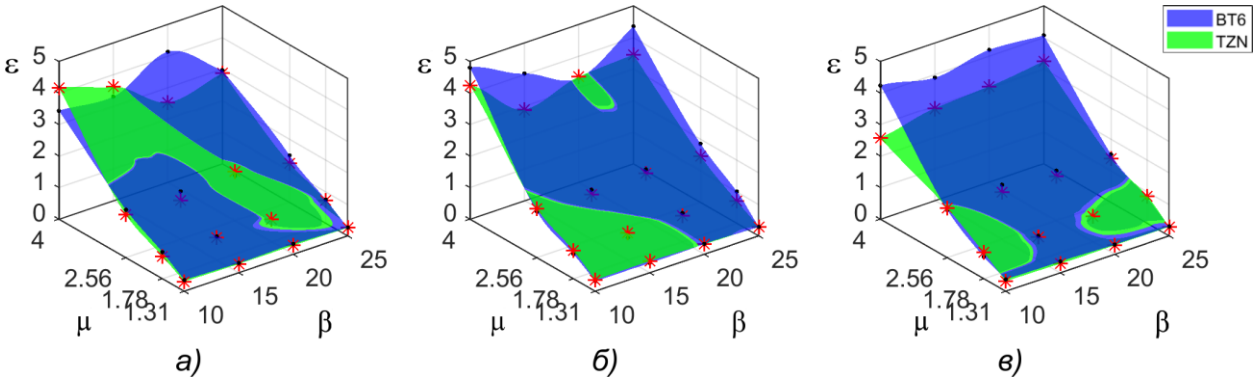


Рисунок 3.12 – Минимальное значение по поперечному сечению для сплава BT6 и TZN при температуре а) 930 °C; б) 1000 °C; в) 1070 °C

В таблицах 3.3 – *3.6* приведены зависимости пластической деформации от угла подачи. В таблице 3.3 и *3.4* видно, что с увеличением угла подачи и температуры прокатки максимальное значение деформации уменьшается. Максимальные значения сильно зависят от угла подачи и составляют 5,88 ÷ 3,04 для угла подачи 10 ÷ 25 градусов и коэффициент вытяжки 1,78 при температуре 930 °C. Однако в диапазоне температуры 930 ÷ 1000 °C это значение слабо зависят от нее. Они составляют 5,88; 5,5 и 5,09 при температуре 930 °C, 1000 °C и 1070 °C, соответственно для сплава BT6, угла подачи 10 градусов и коэффициент вытяжки 1,78.

Минимальное значение деформации приведено в таблице *3.5* и *3.6*. Очевидно, что оно слабо зависит от угла подачи и температуры в диапазоне 930-1070 °C. Для сплавов BT6 и TZN при коэффициенте вытяжки μ_1, μ_2, μ_3 минимальное значение деформации незначительно изменяется с повышением угла подачи из 10° до 25°. Малые значения деформации сохраняются с повышением температуры в диапазоне 930 °C ÷ 1070 °C. Например, для сплава BT6 при коэффициенте вытяжки μ_1 = 1,31 и температуре 930 °C минимальное значение деформации составляет 0,27 ÷ 0,36, а при температуре 1000 °C и 1070 °C, они составляют в диапазоне 0,29 ÷ 0,32 и 0,30 ÷ 0,38, соответственно. Условия подобия для сплава TZN могут быть достигнуты одинаковыми диапазонами минимального значения деформации.

Таблица 3.3 – Максимальное значение коэффициента вытяжки в зависимости от режимов деформации сплава ВТ6

Режим деформации			Коэффициент вытяжки			
			1,31	1,78	2,56	4,00
Температура прокатки 930^{0}С	Угол подачи, град.	10	3,7	5,9	8,4	11,8
		15	2,8	4,2	6,3	8,9
		20	2,2	3,5	5,5	7,4
		25	2,0	3,0	4,6	7,0
Температура прокатки 1000^{0}С	Угол подачи, град.	10	3,4	5,5	7,8	11,3
		15	2,6	4,0	6,0	8,4
		20	2,1	3,4	5,1	7,5
		25	2,1	3,2	4,4	6,8
Температура прокатки 1070^{0}С	Угол подачи, град.	10	3,2	5,1	7,2	10,7
		15	2,5	4,0	5,7	8,2
		20	2,1	3,2	4,8	7,2
		25	2,1	2,8	4,4	6,6

Таблица 3.4 – Максимальное значение коэффициента вытяжки в зависимости от режимов деформации сплава TZN

Режим деформации			Коэффициент вытяжки			
			1,31	1,78	2,56	4,00
Температура прокатки 930^{0}С	Угол подачи, град.	10	4,4	6,6	9,7	12,6
		15	3,3	4,8	7,2	9,5
		20	2,6	4,0	5,9	8,1
		25	2,4	3,4	5,3	7,8
Температура прокатки 1000^{0}С	Угол подачи, град.	10	4,1	6,5	9,5	12,2
		15	3,0	4,7	7,0	9,7
		20	2,7	4,0	6,1	8,1
		25	2,3	3,5	5,3	7,8
Температура прокатки 1070^{0}С	Угол подачи, град.	10	4,1	6,5	9,4	12,3
		15	3,2	4,8	7,1	9,5
		20	2,6	4,0	6,1	8,1
		25	2,2	3,4	5,3	7,7

Таблица 3.5 – Минимальное значение коэффициента вытяжки в зависимости от режимов деформации сплава ВТ6

Режим деформации			Коэффициент вытяжки			
			1,31	1,78	2,56	4,00
Температура прокатки 930^{0}С	Угол подачи, град.	10	0,36	0,84	1,52	3,44
		15	0,31	0,76	1,52	3,30
		20	0,33	0,69	1,43	4,14
		25	0,27	0,75	1,49	2,97
Температура прокатки 1000^{0}С	Угол подачи, град.	10	0,32	0,78	1,46	4,81
		15	0,31	0,71	1,57	4,03
		20	0,33	0,91	1,63	3,30
		25	0,29	1,01	1,86	4,36
Температура прокатки 1070^{0}С	Угол подачи, град.	10	0,38	0,69	1,51	4,24
		15	0,36	0,77	1,73	3,90
		20	0,31	0,79	1,59	4,20
		25	0,30	0,80	1,52	4,07

Таблица 3.6 – Минимальное значение коэффициента вытяжки в зависимости от режимов деформации сплава TZN

Режим деформации			Коэффициент вытяжки			
			1,31	1,78	2,56	4,00
Температура прокатки 930^{0}С	Угол подачи, град.	10	0,31	0,71	1,36	4,16
		15	0,28	0,72	1,24	3,61
		20	0,28	0,71	1,57	2,53
		25	0,26	0,72	1,24	2,88
Температура прокатки 1000^{0}С	Угол подачи, град.	10	0,36	0,89	1,55	4,24
		15	0,37	0,86	1,42	2,89
		20	0,32	0,83	1,5	3,35
		25	0,28	0,7	1,47	3,46
Температура прокатки 1070^{0}С	Угол подачи, град.	10	0,32	0,83	1,57	2,58
		15	0,29	0,74	1,49	2,93
		20	0,29	0,81	1,42	3,04
		25	0,29	0,86	1,39	3,25

Схема напряженного состояния влияет на деформируемость металла, поэтому анализ напряжений в очаге деформации при радиально-сдвиговой прокатке с использованием компьютерного моделирования в программе QForm можно просмотреть результаты на любом этапе. Пособие будет полезно для решения практических задач на производстве.

На рисунке 3.13 показано распределение среднего напряжения в процессе РСП по поперечному сечению сплава TZN при температуре 930 °С. На рисунке 3.14 показана диаграмма зависимости процента площади от распределения среднего напряжения. Очевидно, что в осевой зоне заготовки образуется положительное среднее напряжение, являющееся причиной трещины в заготовке. В осевой зоне большим значениям положительных средних напряжений соответствуют меньшие значения коэффициента вытяжки и меньших углов подачи. С увеличением β и μ зона положительного среднего напряжения уменьшается.

При коэффициенте вытяжки μ = 4 значение положительного среднего напряжения принимают в 2 раза по сравнению с коэффициентом вытяжки μ = 1,31 с одинаковой температурой T_1.

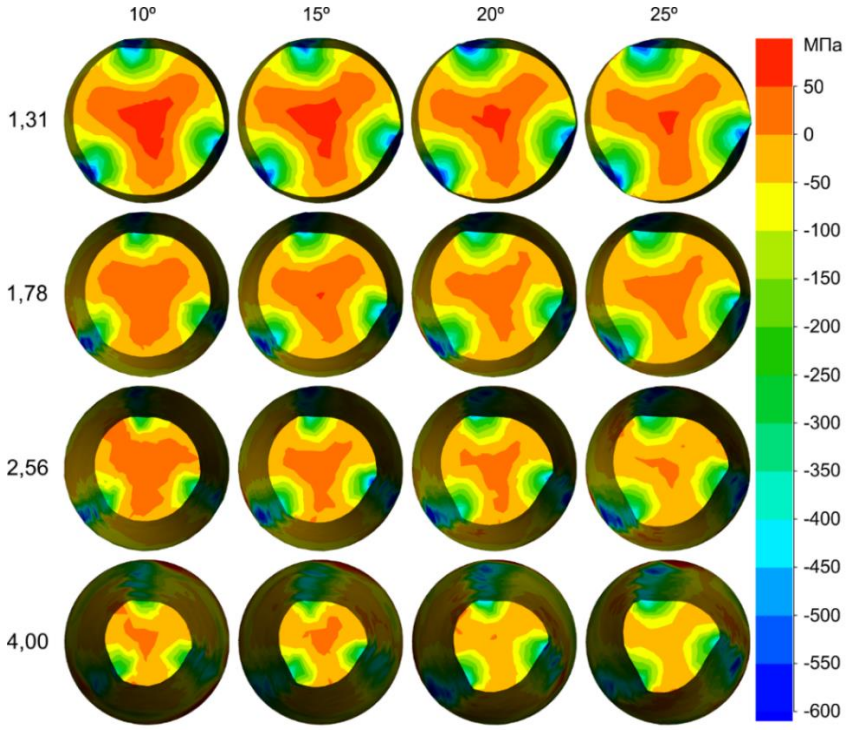


Рисунок 3.13 – Распределение среднего напряжения в процессе РСП по поперечному сечению сплава TZN при температуре 930 °С

Из рисунка 3.14 видно, что площадь среднего напряжения около 50 МПа составляет ≈ 20 %. В том числе красная зона, имеющая среднее напряжение больше нуля достигает 40% по площади. Таким образом, явление трещины в осевой зоне может возникать вследствие этого напряжения.

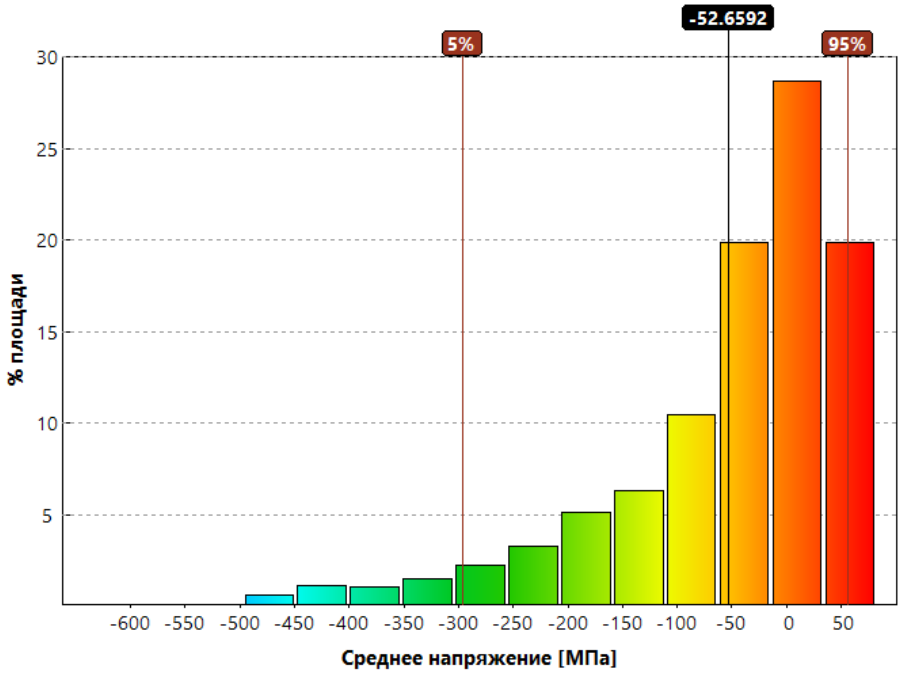


Рисунок 3.14 – Диаграмма распределения среднего напряжения по площади сечении заготовки из сплава TZN после РСП при температуре 930 °С

3.1.4 Уровень сжимающих напряжений

Предельная деформация разрушения, которая может быть достигнута в конкретном технологическом процессе зависит не только от пластичности металла, но и от параметров этого технологического процесса. Для характеристики способности к пластической деформации в конкретных условиях напряженного состояния, температуры и скорости деформации используют термины «деформируемость» или «технологическая пластичность».

Экспериментально установлено, что чем больше уровень сжимающих напряжений в схеме напряженного состояния, тем больших пластических деформаций без разрушения можно достигнуть. Численно уровень сжимающих

напряжений оценивают с помощью нормализированного среднего нормального напряжения, т. е. отношение среднего нормального напряжения к интенсивности напряжений:

$$\eta = \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} \tag{3.2}$$

где σ_m – средние напряжения; $\bar{\sigma}$ - интенсивность напряжений.

Возможно также использование параметра «жесткость напряженного состояния». При сжатии средние нормальные напряжения становятся отрицательными, поэтому с уменьшением η возрастает технологическая пластичность [43].

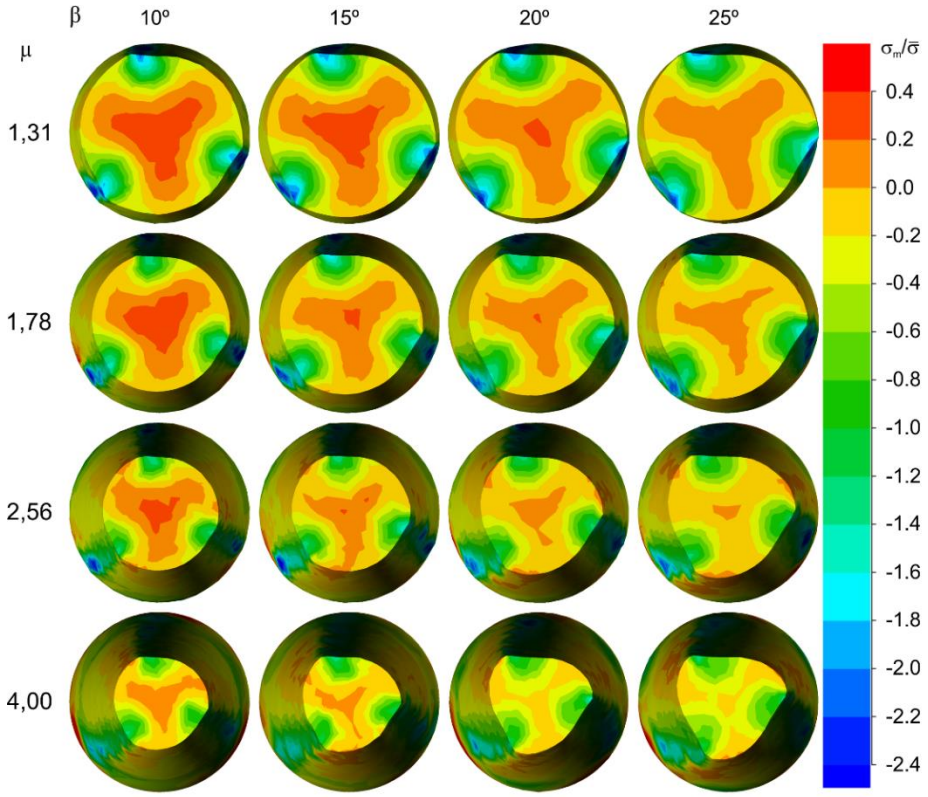


Рисунок 3.15 – Распределение η по поперечному сечению сплава ВТ6 в процессе РСП при температуре 930 °С

Из рисунка 3.15 видно, что при увеличении значения угла подачи эффективность процесса повышается, т. е возрастает технологическая пластичность. Аналогичный характер имеет эта тенденция при увеличении коэффициента

вытяжки. Известно, что при увеличении угла подачи и коэффициента вытяжки может привести к значительным усилиям, моментами и мощностями, действующими непосредственно на валки. Поэтому влияние μ и β на критическое обжатие достаточно изучено для каждого материала с другими параметрами.

3.1.5 Анализ скорости деформации

Поля интенсивностей скоростей деформаций можно использовать для оценки очага пластической деформации при обработке металлов давлением. При оценке размеров очага пластической деформации по критерию значения скорости деформации следует учитывать, что при использовании жесткопластической модели материала некоторая малая скорость деформации существует во всем объеме материала [43].

На рисунке 3.16 представлено поле скоростей деформаций, состоящее из коэффициента вытяжки и угла подачи при температуре T_1 = 930 °C для сплава ВТ6. Поле скоростей деформаций характеризуется неоднородностью по всему сечению и незначительным изменением при увеличении угла подачи и коэффициента вытяжки. Таким образом, по сечению контактные зоны между валками и заготовкой имеет высокое значение, где скорость деформации достигает 80 $с^{-1}$. В то время, как в осевой зоне скорость деформации близка к нулю, например, при β_1 = 10°, μ_1 = 1,31 это значение составляет 0,81 $с^{-1}$. При горячей деформации скорость деформации оказывают существенное влияние на сопротивление деформации [44–47] и следовательно, она влияет на технологическую пластичность обрабатываемой заготовки.

Рассмотрим подробнее изменение скорости в зависимости от β и μ по данным на рисунке 3.16. При больших углах подачи и коэффициентах вытяжки поле скорости деформации расширяется к центру заготовки. Однако большая разница значения остается между поверхностью и осевой зоной при коэффициентом вытяжки равным 4. Для среднего значения коэффициента вытяжки (μ

= 1,78 и 2,56) и большего угла подачи поле скорости деформации обладает повышенной однородностью. Различие составляет около 40 $с^{-1}$. Из теории известно, что скорость деформации значительно влияет на пластичность и сопротивление металла, следовательно, необходимо применять более скорость деформации и однородность.

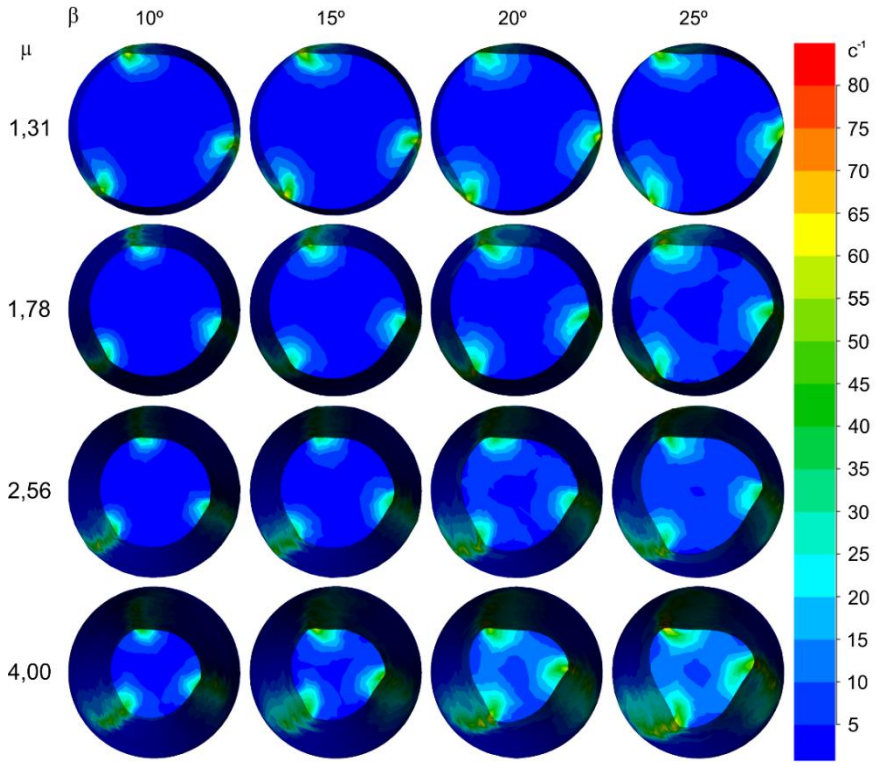


Рисунок 3.16 – Поле скоростей деформаций по поперечному сечению для сплава ВТ6 при температуре T_1 = 930 °С

3.1.6 Исследование влияния режимов прокатки на размеры утяжины

Целью исследования было определение влияния угла подачи, коэффициента вытяжки и температуры заготовки на формоизменение его при РСП. По данным моделирования были построены графики зависимости глубины утяжины от параметров μ, β, T на рисунке 3.17 и 3.18. Из этих рисунок видно, что при увеличении коэффициента вытяжки глубина утяжины повышается. С другой стороны, с увеличением угла подачи утяжка уменьшается. Глубина утяжины составляет 60 мм и выше при β = 10°, μ = 4 в обоих сплавах во всех

исследованных температурах, в то время как утяжка составляет около 10 мм при β = 25°, μ = 1,31. Различия в утяжке заготовки между β = 10° и β = 25° составляют 5 мм, 6 мм, 10 мм и 15 мм, соответственно, μ = 1,31; 1,78; 2,56 и 4. Это означает, что при большом коэффициенте вытяжки μ уровень уменьшения глубины утяжины происходит быстрее, чем изменения в малом значении. Кроме того, значения глубины утяжины для сплава TZN выше по сравнению с утяжкой заготовки для ВТ6.

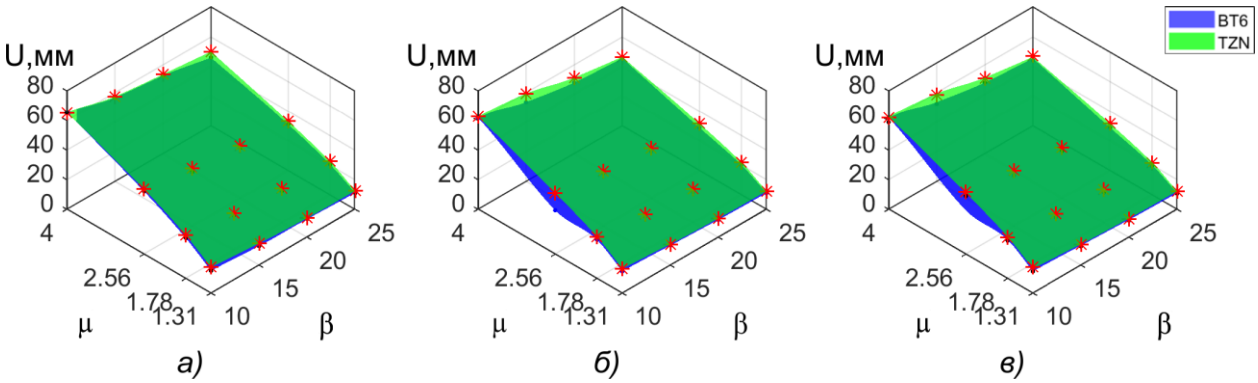


Рисунок 3.17 – График зависимости глубины утяжины при РСП сплава ВТ6 и TZN а) T_1 = 930 °С; б) T_1 = 1000 °С; в) T_1 = 1070 °С

По данным таблицы *3.7* и 3.8, полученные моделированием, характеризующие глубину утяжины U в зависимости от угла подачи при моделировании процесса РСП в пакете QForm. Из этой таблицы видно, что значительное влияние на глубину утяжины оказывают углы подачи. Чем больше угол подачи, тем меньше глубина утяжины, образующаяся в конце полученной заготовки.

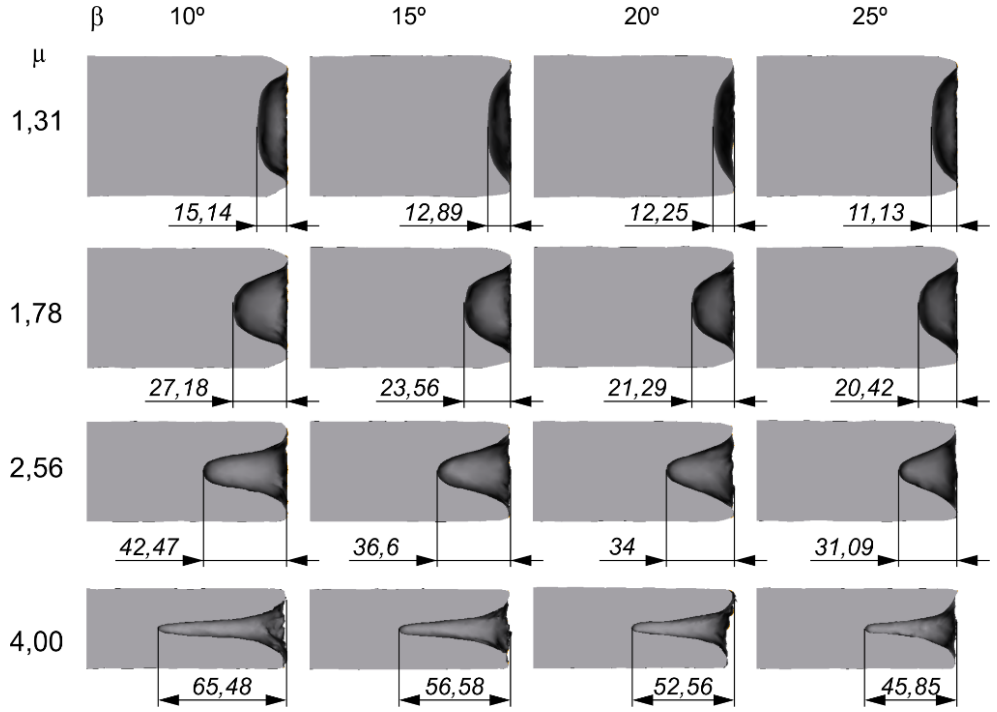


Рисунок 3.18 – Глубины утяжины при РСП сплава TZN при температуре 1000 °C

Таблица 3.7 – Утяжка в зависимости от режимов деформации сплава ВТ6, мм

Режим деформации			Коэффициент вытяжки			
			1,31	1,78	2,56	4,00
Температура прокатки 930^{0}C	Угол подачи, град.	10	15,1	27,2	42,5	65,5
		15	12,9	23,6	36,6	56,6
		20	12,3	21,3	34,0	52,6
		25	11,1	20,4	31,1	45,9
Температура прокатки 1000^{0}C	Угол подачи, град.	10	14,8	26,0	29,6	61,9
		15	13,3	23,0	35,9	53,5
		20	11,8	20,6	31,7	47,9
		25	11,0	20,2	28,9	45,5
Температура прокатки 1070^{0}C	Угол подачи, град.	10	14,5	25,6	39,3	58,9
		15	12,7	22,3	34,4	52,3
		20	11,4	20,3	31,9	47,7
		25	10,8	19,4	28,8	43,9

Таблица 3.8 – Утяжка в зависимости от режимов деформации сплава TZN, мм

Режим деформации			Коэффициент вытяжки			
			1,31	1,78	2,56	4,00
Температура прокатки 930^{0}С	Угол подачи, град.	10	17,4	29,2	43,9	65,4
		15	14,7	25,3	39,1	57,3
		20	12,9	23,1	35,6	53,5
		25	12,5	22,5	33,3	50,0
Температура прокатки 1000^{0}С	Угол подачи, град.	10	16,5	28,1	41,3	63,0
		15	14,1	24,5	37,3	59,3
		20	12,7	22,7	33,8	51,2
		25	12,2	22,0	31,7	46,4
Температура прокатки 1070^{0}С	Угол подачи, град.	10	17,4	27,6	42,0	62,0
		15	14,1	24,6	37,4	58,5
		20	12,2	22,2	34,2	50,8
		25	12,1	21,3	31,8	47,2

3.1.7 Усилие и момент деформации

Зависимости усилия, действующего на валки от угла подачи приведены в таблице 3.9 и *3.10* для сплава ВТ6 и TZN, соответственно.

Как видно из полученных данных, с увеличением угла подачи происходит увеличение усилия. Очевидно, что чем больше коэффициент вытяжки, тем больше различие в значении усилия при повышении угла подачи. Например, для сплава ВТ6 при коэффициенте вытяжки μ_2 = 1,78 и температуре T_1 = 930 °С, разница между углом подачи 10° и 25° составляет 30 кН, но они достигают 53,3 кН и 57,9 кН с коэффициентом вытяжки μ_3 = 2,56 и μ_4 = 4, соответственно.

В таблице 3.11 и 3.12 приведены данные зависимости момента прокатки от угла подачи. Из данных, полученных по результатам моделирования видно, что чем выше угол подачи, тем больше момент прокатки. Для коэффициента вытяжки тенденция увеличения момент происходит аналогично.

Таблица 3.9 – Усилие металла на валок в зависимости от режимов прокатки сплава ВТ6, кН

Режим деформации			Коэффициент вытяжки			
			1,31	1,78	2,56	4,00
Температура прокатки 930^{0}С	Угол подачи, град.	10	225,0	232,8	247,7	291,1
		15	204,0	240,0	270,0	305,2
		20	210,0	250,0	279,6	318,0
		25	224,9	263,0	301,8	349,0
Температура прокатки 1000^{0}С	Угол подачи, град.	10	150,0	157,6	179,9	208,9
		15	129,0	157,9	182,0	224,0
		20	137,8	167,0	193,3	237,5
		25	147,5	179,0	209,5	248,9
Температура прокатки 1070^{0}С	Угол подачи, град.	10	98,9	105,7	127,6	155,4
		15	86,9	105,0	123,0	157,4
		20	91,6	110,0	132,0	166,6
		25	97,9	117,0	144,9	184,0

Таблица 3.10 – Усилие металла на валок в зависимости от режимов прокатки сплава TZN, кН

Режим деформации			Коэффициент вытяжки			
			1,31	1,78	2,56	4,00
Температура прокатки 930^{0}С	Угол подачи, град.	10	475,0	513,6	555,6	686,0
		15	468,3	518,0	577,0	711,0
		20	486,0	544,0	618,0	689,0
		25	515,0	580,9	661,9	764,0
Температура прокатки 1000^{0}С	Угол подачи, град.	10	458,0	506,8	555,9	697,0
		15	430,7	490,0	567,0	668,0
		20	443,0	528,9	612,0	721,0
		25	478,0	558,0	643,0	757,0
Температура прокатки 1070^{0}С	Угол подачи, град.	10	446,8	489,9	553,2	692,0
		15	433,3	511,0	572,0	670,0
		20	445,0	517,0	606,0	735,0
		25	481,0	558,1	646,8	771,0

Таблица 3.11 – Момент металла на валок в зависимости от режимов прокатки сплава ВТ6, кН.м

Режим деформации			Коэффициент вытяжки			
			1,31	1,78	2,56	4,00
Температура прокатки 930^{0}С	Угол подачи, град.	10	6,0	6,9	7,6	10,0
		15	6,6	9,2	10,4	12,8
		20	7,9	10,7	12,9	15,5
		25	9,0	12,0	14,5	19,4
Температура прокатки 1000^{0}С	Угол подачи, град.	10	4,1	5,0	5,7	7,5
		15	4,4	6,2	7,6	9,3
		20	5,3	7,2	9,3	12,4
		25	5,8	7,7	10,9	14,0
Температура прокатки 1070^{0}С	Угол подачи, град.	10	2,7	3,5	4,1	5,6
		15	3,1	4,1	5,2	6,7
		20	3,5	4,9	6,3	8,6
		25	3,7	5,6	7,2	10,3

Таблица 3.12 – Момент металла на валок в зависимости от режимов прокатки сплава TZN, кН.м

Режим деформации			Коэффициент вытяжки			
			1,31	1,78	2,56	4,00
Температура прокатки 930^{0}С	Угол подачи, град.	10	13,5	15,8	17,9	22,3
		15	15,1	19,3	22,5	28,8
		20	18,0	22,7	27,0	32,0
		25	19,9	25,9	31,3	37,4
Температура прокатки 1000^{0}С	Угол подачи, град.	10	12,0	14,9	17,3	22,2
		15	14,9	17,9	21,3	26,7
		20	16,7	21,5	25,1	34,7
		25	18,6	25,2	29,6	39,4
Температура прокатки 1070^{0}С	Угол подачи, град.	10	12,5	14,7	16,6	24,4
		15	14,5	18,7	21,9	27,0
		20	17,2	21,9	26,5	36,6
		25	18,9	24,8	31,8	38,6

На основании моделирования процесса РСП с различными режимами деформирования в программном комплексе Qform установлено, что увеличение угла подачи вызывает значительный рост однородности деформации по поперечному сечению заготовки. Кроме того, увеличение угла подачи и коэффициента вытяжки приводит к снижению среднего напряжения в осевой зоне и повышению уровня сжимающих напряженний, в результате чего увеличивается деформируемость металла без разрушения. Неоднородность скорости деформации снижается между осевой зоной и периферийной частью. Следовательно, процесс РСП с большим углом улучшает структуру получаемых заготовок, что повышает механические свойства материала. С другой стороны, при увеличении угла подачи и коэффициента вытяжки возникает увеличение утяжки, которые приводят к потери металла, и необходимости мощности оборудования.

3.2 Моделирования сочетания РСП и РК

3.2.1 Введение и цель метода

Активное развитие металловедения для медицины требует создания новых материалов для имплантатов и разработки технологий их получения. Безникелевые сверхупругие сплавы на основе системы Ti-Zr-Nb являются одними из самых перспективных материалов для изготовления костных имплантатов благодаря уникальному сочетанию высокой биомеханической и биохимической совместимости [48, 49]. Получение из этого сплава длинномерных прутковых заготовок диаметром 3…8 мм, востребованных при изготовлении костных имплантатов с высоким комплексом функциональных свойств является важной задачей [50]. Комбинированная высокотемпературная термомеханическая обработка, включающая радиально-сдвиговую прокатку (РСП) и ротационную ковку (РК) является эффективным технологическим подходом для

решения этой задачи [51].

Математическое моделирование процессов обработки металлов давлением весьма эффективно для изучения особенностей пластической деформации, особенно в процессах со сложной геометрией, а также при возвратно-поступательном перемещении инструментов деформации. РСП является одним из процессов обработки металлов давлением, который можно использовать для изготовления прутков с круглым сплошным сечением. Этот процесс представляет собой вариант винтовой прокатки с большими углами подачи валков 18-21° и более [52]. Заготовка подвергается деформации тремя валками, расположенными под углом 120° вокруг её оси, вращающимися в одном направлении, как показано на рисунке 3.19. Основным преимуществом этого процесса является возможность одинаково эффективно обрабатывать сплавы на основе магния [53], алюминия [54], титана [55] и другие, а также сложные сплавы, например, на основе системы Ti-Zr-Nb [56]. Кроме того, этот метод характеризуется высоким значением истинных (накопленных) степеней деформаций, высокой производительностью, простотой эксплуатации и доступностью цены станов РСП. Однако есть некоторые особенности, связанные с этой технологией, относящиеся к градиентности структуры металла по сечению конечного проката. В прутках из сплавов, предназначенных для изготовления костных имплантатов регламентирована однородность структуры и свойств по сечению и длине и чрезмерная градиентность нежелательна.

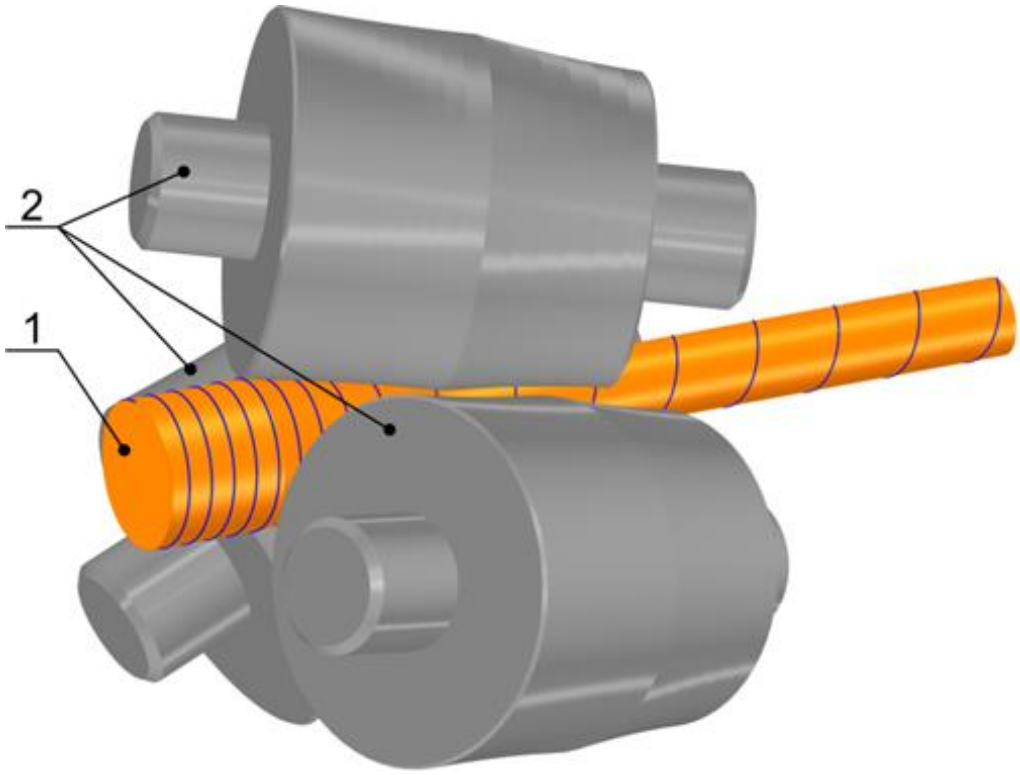


Рисунок 3.19 – Схема радиально-сдвиговой прокатки
1 - заготовка с винтовой траекторией перемещения; 2 – валок

Ротационная ковка (РК) – это усовершенствованный метод обработки металлов давлением, который обычно используется для уменьшения диаметров сплошных или трубчатых изделий с постоянного или переменного сечения [57–61]. На рисунке 3.20 показан принцип ротационной ковки прутков с помощью двухбойковой ротационно-ковочной машины, в которой обработка заготовки происходит небольшими шагами при высокочастотном возвратно-поступательном движении калиброванных бойков [62]. Рабочая поверхность калибров охватывает практически весь внешний контур очага деформации. Деформирующие усилия радиального направления равномерно сжимают заготовку по периметру. Это приводит к увеличению однородности пластической деформации по поперечному сечению.

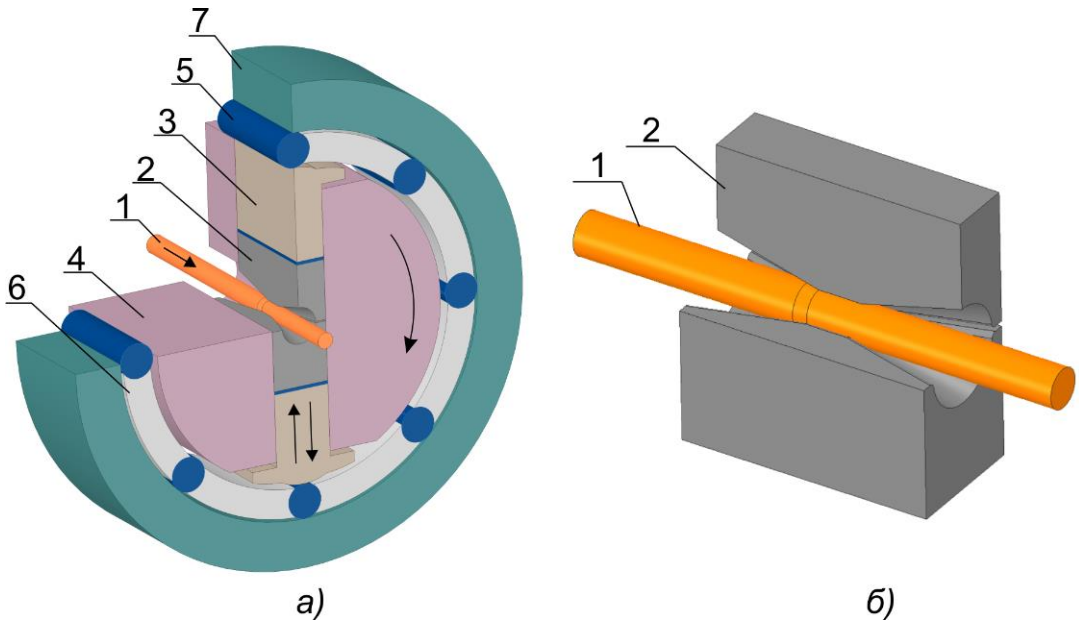


Рисунок 3.20 – Схема ротационной ковки
а. Схема ковочного узла двухбойковой машины; б. Заготовка и бойки
1 – заготовка; 2 – бойки; 3 – ползуны; 4 – вращение шпинделя; 5 – ролики; 6– сепаратор; 7 – обойма; а – рабочий узел; б – бойки и заготовка

Известно, что изучение таких процессов как РСП и РК весьма осложнено сложными трехмерными траекториями движения инструментов и деформируемого металла. Тем не менее, эти процессы можно успешно исследовать с помощью метода конечных элементов (МКЭ). В предыдущих работах некоторые компьютерные программы использовались при моделировании процессов РСП и РК. Например, Н.В. Лопатин и др. [63] исследовали влияние горячей РСП на микроструктуру титановых сплавов с использованием пакета *LS-DYNA*. Молотников А. и др. [21] использовали трехмерную модель конечных элементов на основе программного обеспечения QForm для исследования градиентной структуры. Андреев и др. [64] исследовали влияние различных схем термомеханической обработки, которые включают в себя ротационную ковку и интенсивную пластическую деформацию равноканальным угловым прессованием, на структуру, механические и функциональные свойства сплавов TiNi. Moumi E. и др. [61] описали течение материала во время подачи в ходе ротационной ковки, используя метод конечных элементов с двумерной

имитационной моделью. A. Abedian и др. [65] представили сравнение свойств цилиндров и трубных изделий при многоходовой горячей радиальной ковке с использованием пакета *ABAQUS/Explicit*. Некоторые другие исследователи [66–68] также использовали МКЭ для исследования процесса ротационной ковки для трубной заготовки различного назначения.

Сочетание РСП с другими процессами исследовалось в ряде работ. Н. В. Лопатин и др. [28] изучили комбинацию РСП и обработки на сортопрокатных станах с использованием программы *LS-DYNA*. Конечно-элементная модель была разработана для оптимизации технологических параметров комбинации РСП и экструзии на основе программы *Simfact*. Naizabekov A. и др. [69], Pachla W. и др. [70] исследовали влияние сочетания гидростатической экструзии с последующей ротационной ковкой на свойства CP Ti-Grade 2.

Однако исследование сочетания РСП и РК с использованием трехмерного конечно-элементного до сих пор не проводилось, особенно это касается получения прутков малого диаметра из титановых сплавов.

В настоящей работе была разработана комплексная 3D-модель для моделирования сочетания РСП и РК в горячем состоянии с учетом изменения температуры, сложного движения заготовки и инструмента. Целью исследования было определение полей пластической деформаций, скорости деформации и напряжений в длинномерных объёмах малого диаметра с использованием пакета QForm VX.

3.2.2 Исходные данные процесса моделирования сочетанием РСП и РК

Процесс моделирования включает в себя два основных этапа. На первом этапе, обозначенном РСП1 заготовка прокатывается с диаметра 15 (длина - 60 мм) до диаметра 12 мм на стане радиально-сдвиговой прокатки «10-30» (МИСиС) при температуре 900 °С. Второй этап содержит три операции ротационной ковки при температуре 800 °С. Последовательность обработки следующая: первая операция (обозначаемая РК1) уменьшает диаметр с 12 мм до 11

мм, вторая операция (РК2) также уменьшает диаметр с 11 мм до 10 мм, а последняя операция (РК3) формирует пруток диаметром 8 мм. Для сравнения была смоделирована другая схема обработки заготовки диаметром 12 мм до прутка диаметром 10 мм только с помощью радиально-сдвиговой прокатки (РСП2). Напряженно-деформированное состояние заготовки после каждой операции фиксировалось и передавалось на следующую операцию в качестве исходного состояния.

Частота вращения валков при РСП составляла 90 об/мин. Диаметр валков – 57мм. Угол скрещивания осей валков и прокатки 20°. Тангенциальное смещение оси валка от оси прокатки 30 мм.

Процедура задания движения инструмента, используемая в QForm, не может учесть вращение инструмента (бойков) вокруг обрабатываемой заготовки. Поэтому для моделирования процесса РК, предусматривается вращение и подача заготовки в паузе между ударами, что эквивалентно в отношении параметров напряженно-деформированного состояния. Основные параметры процессов включают процесса РК: частота вращения ротора двигателя 700 об/мин - т.е. 700/60 = 11 ÷ 12 об/с. Передаточное число привода (двигатель - маховик) - 2,8, т.е. скорость вращения шпинделя 12/2,8 = 4,3 об/с или 1 оборот за 1/4,3 = 0,23 с. Время между ударами соответственно равно (за оборот происходит 8 ударов) 0,23/8 = 0,029 с. Подача между ударами равна (приблизительно) 2000 мм/60 с = 33 мм/с или за время между ударами 33 мм/с * 0,029 = 0,95 мм.

Угол поворота бойков: всего в сепараторе (обойме) находится 8 роликов (неподвижные ролики в корпусе) угол между ближайшими роликами 360/8=45 градусов. Зная частоту вращения и уточнив на чертеже или непосредственно на машине необходимые размеры (выступание ролика, угол поворота шпинделя на котором происходит деформация) можно рассчитать мгновенную скорость движения бойков. Средняя скорость движения бойков составит (при рабочем ходе бойка- при ковке). Диаметр окружности, по которой двигаются

ролики между ударами (внутренняя поверхность корпуса машины) равен 168 мм и длина окружности равна 3,14*168 = 528 мм. Длина дуга на которой выступает ролик - 16 мм, удар (ковка) происходит на дуге 16/2 = 8 мм. Этот значение дуги соответствует углу (360/528) * 8 = 5,45 градусов. Время за которое проворачивается шпиндель на 5,45 градусов равно 5,45/(360/0,23 с) = 0,003 с. Скорость движения бойка 2мм/0,003 с = 667 мм/с или 0,667 м/с.

На оборудовании основные параметры процессов определяются возможностью применения на заводе. Температура заготовки при выполнении процесса РК меньше, чем принято при ковке на 100...150 °С [42]. Поскольку скорость деформации процесса РК высокая и может привести к увеличению температуры заготовки.

Титановый сплав Ti-6AL-4V был принят в качестве материала заготовки с химическим составом, как показано в таблице 3.1, а характеристики его деформационного поведения были выбраны из библиотеки программы. Выбор данного материала обусловлен его наибольшим сходством со сплавом TZN по химическому составу и деформационному поведению при радиально-сдвиговой прокатке (см. табл. *3.2* и рисунок 3.4). Фактор трения был задан равным 1 и 0,3 для РСП и РК, соответственно (см. п. п 3.1).

На рисунке 3.21 показаны сечения, выбранные для построения полей пластической деформации, напряжений и скорости деформации. Сечение 1-1 расположено в начале зоны обжатия, 2-2 - в середине и 3-3 в конце обжимного участка. Сечение 4-4 находится в готовом прутке, на расстоянии b = 25 мм от выхода из очага деформации. Напряжение и скорость деформации были измерены на участке 2-2, и пластическая деформация была измерена на участке 4-4. В используемой версии программы конечно-элементного моделирования QForm, термином «пластическая деформация» обозначена величина, которая тождественна «накопленной степени деформации» в механике сплошных сред и теории обработки металлов давлением. А термин «скорость деформации» обозначает интенсивность скорости деформации в формулировке [71].

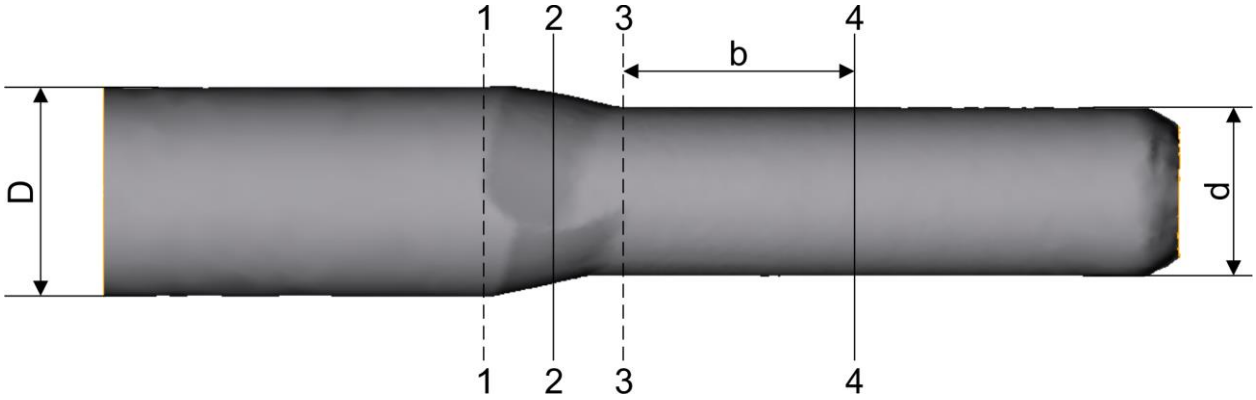


Рисунок 3.21 – Плоскость для измерения параметров

На основе МКЭ осуществляется расчет процесса, подобно тому, как это сделано в работе [28], т.е. сначала была проведена радиально-сдвиговая прокатка, затем выполняется другая операция. Разница между этими способами заключаются в том, что в настоящей работе моделирование происходит при высокой температуре и следующая операция является ковкой. В отличие от работы авторов [72], объектом исследования служил сплошная заготовка, а в работе В.П Романенко используется сочетание радиально-сдвиговой прокатки и радиальной ковки для производства полных осей.

В работе представлен метод исследования численным моделированием сочетания РСП и РК таким образом, чтобы рассмотреть напряженно-деформированное состояние при деформации заготовки малого сечения. В комбинированном процессе, заметной особенностью РСП является высокая степень деформации, а ротационная ковка обеспечивает однородность деформации и точность размеров заготовки. Следовательно, при создании цепочки операций процесса сначала осуществляется радиально-сдвиговая прокатка, а затем в два и более этапа выполняется ротационная ковка

При моделировании процесса РК, вместо вращения бойков вокруг оси шпинделя вращается заготовка после каждого удара из-за невозможностей программа. Несмотря на разницу в принципе движения, деформация заготовки процессов идентична.

3.2.3 Анализ пластической деформации на сечении заготовки

На рисунке 3.22 – 3.24 представлены результаты расчета пластической деформации для четырех вариантов обработки сплавов ВТ6 и TZN.

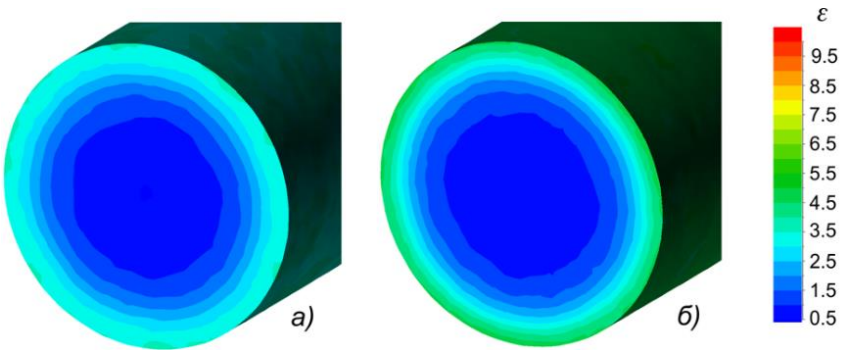


Рисунок 3.22 – Распределение пластической деформации по сечению в РСП1
а) сплав ВТ6; б) сплав TZN

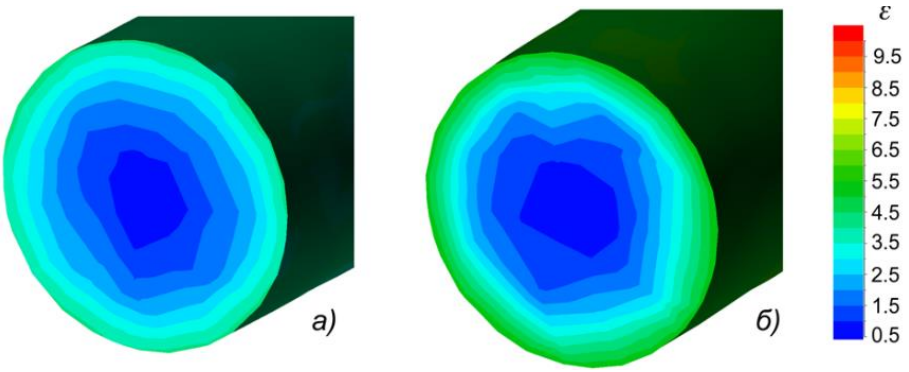


Рисунок 3.23 – Распределение пластической деформации по сечению в РК1
а) сплав ВТ6; б) сплав TZN

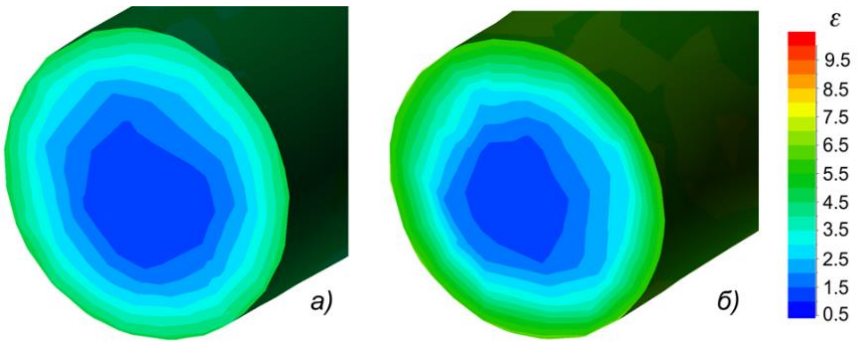


Рисунок 3.24 – Распределение пластической деформации по сечению в РК2
а) материал ВТ6; б) материал TZN

После РСП1 (см. рисунок 3.22) имеет место характерная картина с выраженным градиентом. Во внешнем периферийном слое толщиной около 2 мм пластическая деформация достигает максимальных значений 3 и более. По мере приближения к оси прутка значения пластической деформации снижаются. В центральной зоне образуется круглая область диаметром порядка 6 мм, где пластическая деформация минимальна и составляет меньше 1.

На рисунке 3.23 и 3.24 показано, что после одной и двух операций радиальной ковки РК1 и РК2 поле пластической деформации становится более равномерным, несмотря на небольшое обжатие по диаметру (1 мм за проход). Процесс РК1 с диаметра 12 мм до 11 мм уменьшает центральную зону минимальной пластической деформации ($\varepsilon \leq 1$) с 6 мм до 2 мм. Повторная ковка РК1 с диаметра 11 мм до 10 мм повышает минимальный уровень пластической деформации в центре на 20% до значения 1,2.

При выполнении такого же обжатия $\varnothing 12 \rightarrow \varnothing 10$ мм только радиально сдвиговой прокаткой РСП1 + РСП2 наблюдается совершенно иная деформационная картина. Резко возрастает пластическая деформация в периферийных слоях до $\varepsilon = 8{,}1$, а в центре изменяется незначительно. Неравномерность по сечению существенно усиливается. Что в контексте решаемой задачи, крайне нежелательно.

Распределение степени деформации по площади сечения, например для РСП1 и РК1, приведены на рисунке 3.25 и 3.26, соответственно. Из графиков видно, что степень деформации с малым значением для процесса РСП1 (оба сплава) имеет большой процент примерно на 20 % ($\varepsilon \approx 0{,}5$). Дополнительно, величины деформации около 1 получатся 16 % (ВТ6) и 18,5 % (TZN). Рассмотрим большой значение степени деформации установлено, что по направлению увеличения степени деформации уменьшается количество процента.

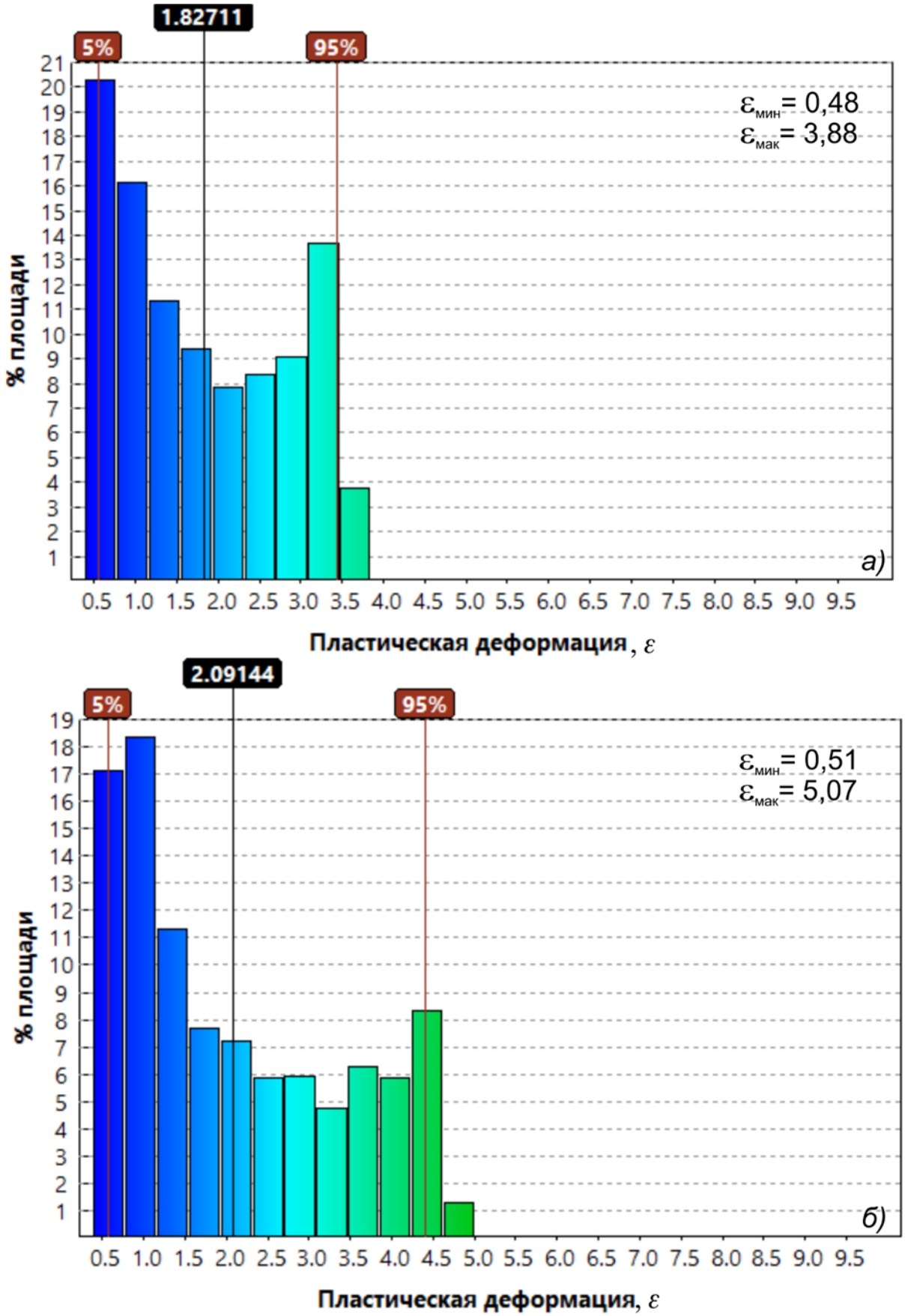


Рисунок 3.25 – График процента площади деформации по сечению РСП1 а) материал ВТ6; б) материал TZN

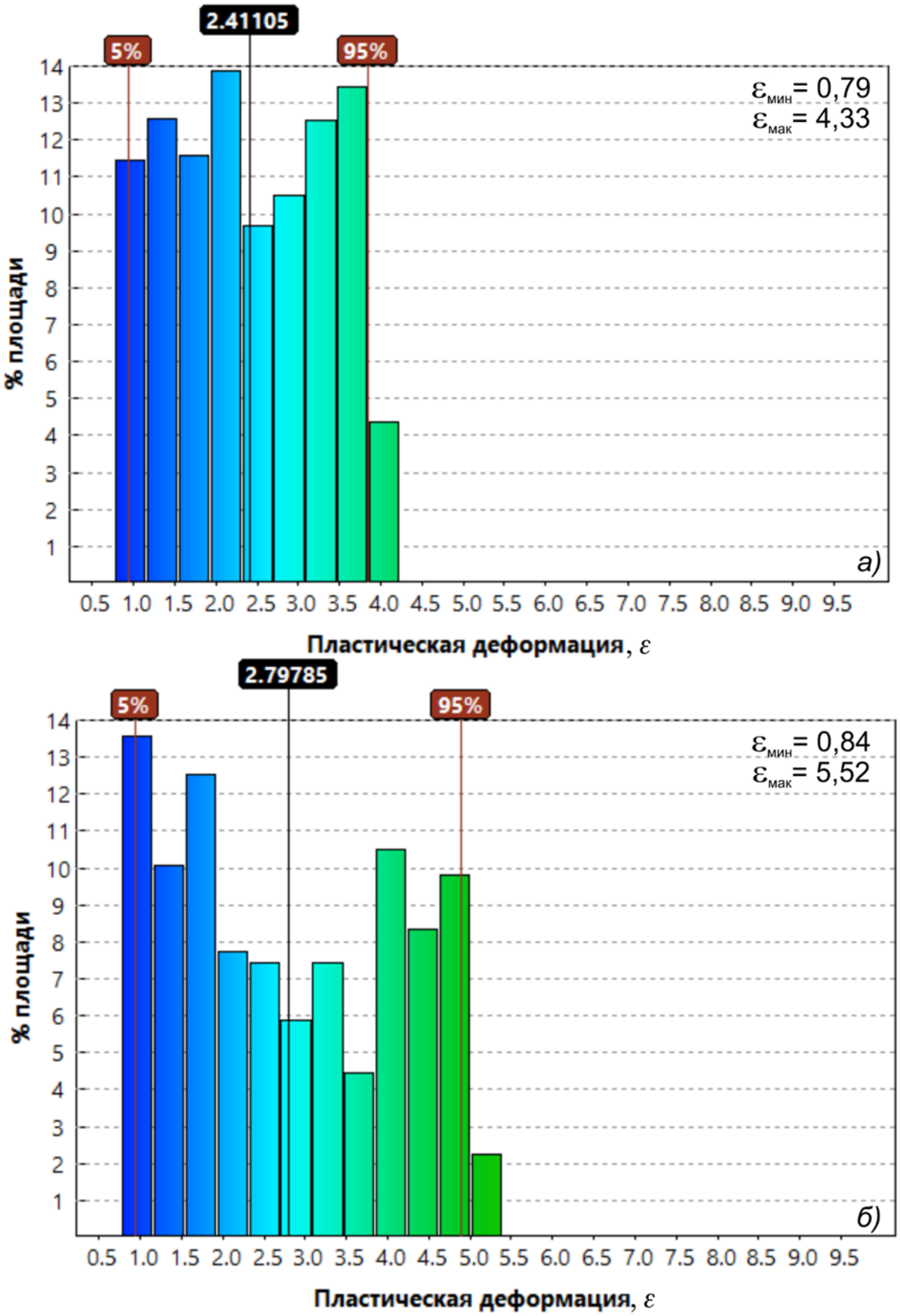


Рисунок 3.26 – График процента площади деформации по сечению в РК1 а) материал ВТ6; б) материал TZN

Данные процесса РК показывают, что проценты значения деформации достигают равномерности распределения по сечению. Процент площади степени деформации для сплава ВТ6 находится в диапазоне 9,6 – 13,9%, а высокое значение равно 4,3 % (см. рисунок 3.26а). Для сплава СПФ TZN характеристика деформации имеет улучшение в распределении, где уровень процентов малого значения уменьшается, а высокое значение деформации повышается. Несмотря на то, что распределение не похоже на сплав ВТ6, применение их позволяет снизить большое различие между пропорциональностью по сечению.

Для того, чтобы графически показать изменение пластической деформации от центра к периферии была измерена пластическая деформация в точках сечения по схеме на рисунке 3.27 и построены графики.

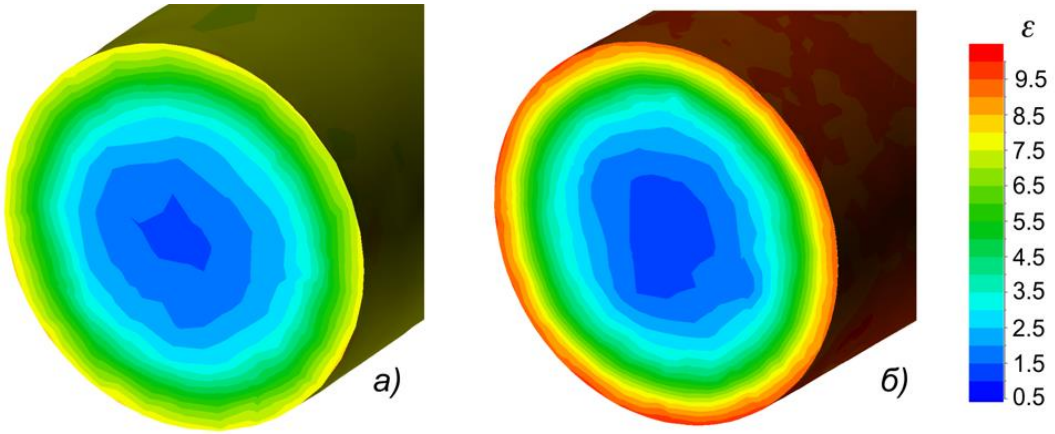


Рисунок 3.27 – Распределение пластической деформации по сечению в РСП2 а) материал ВТ6; б) материал TZN;

На рисунке 3.28 и 3.29 также видно, что в диапазоне радиусов от 0 мм до 3 мм градиент трех кривых заметно отличается. Очевидно, что наклон сплошной линии, соответствующий процессу РК, немного выше, чем пунктирная линия. Кроме того, эти сплошные линии сохраняют устойчивость склона, что означает, что распределение пластических деформаций является более однородным. Численные результаты, сравниваемые между этими операциями в центральной точке показали, что значение пластической деформации составляет 0,58 для процесса РСП1 при уменьшении диаметра на 3 мм, в то время

как оно составляет 0,9 и 1,2 для РК1 и РК2, соответственно, при уменьшении на 1 мм в диаметре. Отношение $\varepsilon_e/\Delta d$, где ε_e - истинная пластическая деформация в центре, а Δd - уменьшение заготовки, равно, 0,193, 0,32 и 0,3 для РСП1, РК1 и РК2 соответственно. Видно, что увеличение пластической деформации в центре при ротационной ковке выше, чем при радиально-сдвиговой прокатке.

В процессе РСП, пластическая деформация в центральной области немного выше, чем в комбинированном процессе на 1,3, но величина пластической деформации на границе резко возрастает до максимального значения 8,1.

Кроме того, было проведено дополнительное исследование изменения деформационной картины при уменьшении диаметра с помощью ротационной ковки с диаметра 9 мм до конечного диаметра 8 мм. При 800 °С (РК3) распределение пластической деформации в поперечном сечении конечной заготовки показано на рисунке 3.30. Значение пластической деформации в центре составило 1,52, а на периферии 5,2, при разнице 3,68. Выявленная тенденция повышения пластической деформации в центральной зоне показала устойчивость.

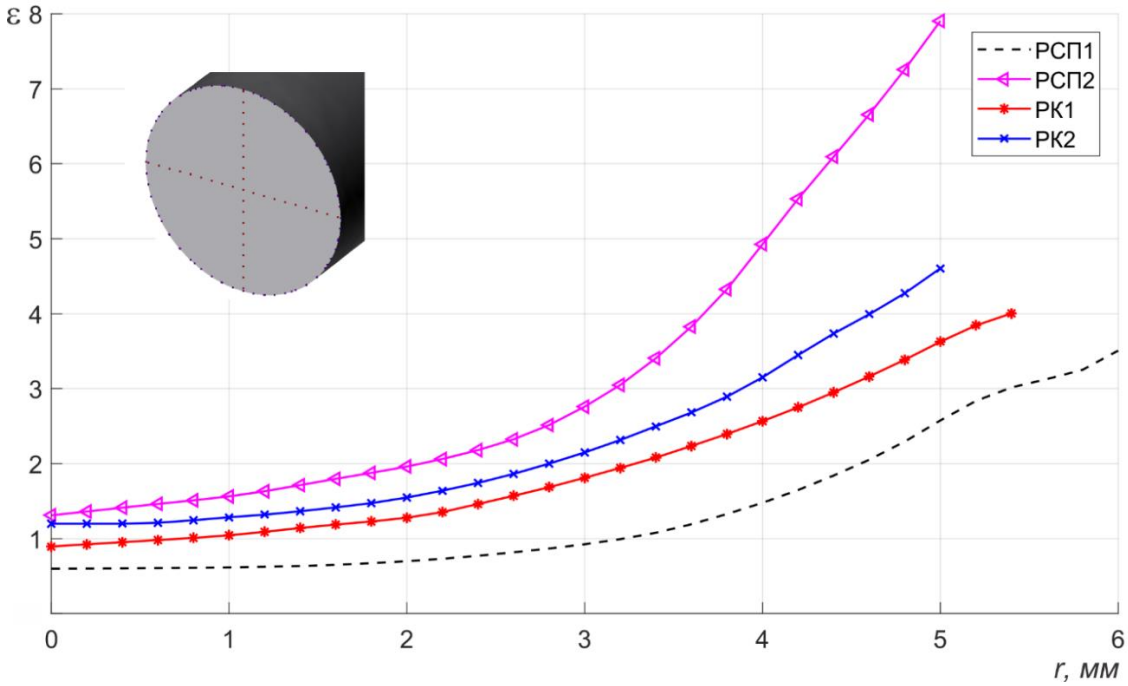


Рисунок 3.28 – Зависимость пластической деформации от радиуса заготовки при различных схемах деформирования для сплава ВТ6

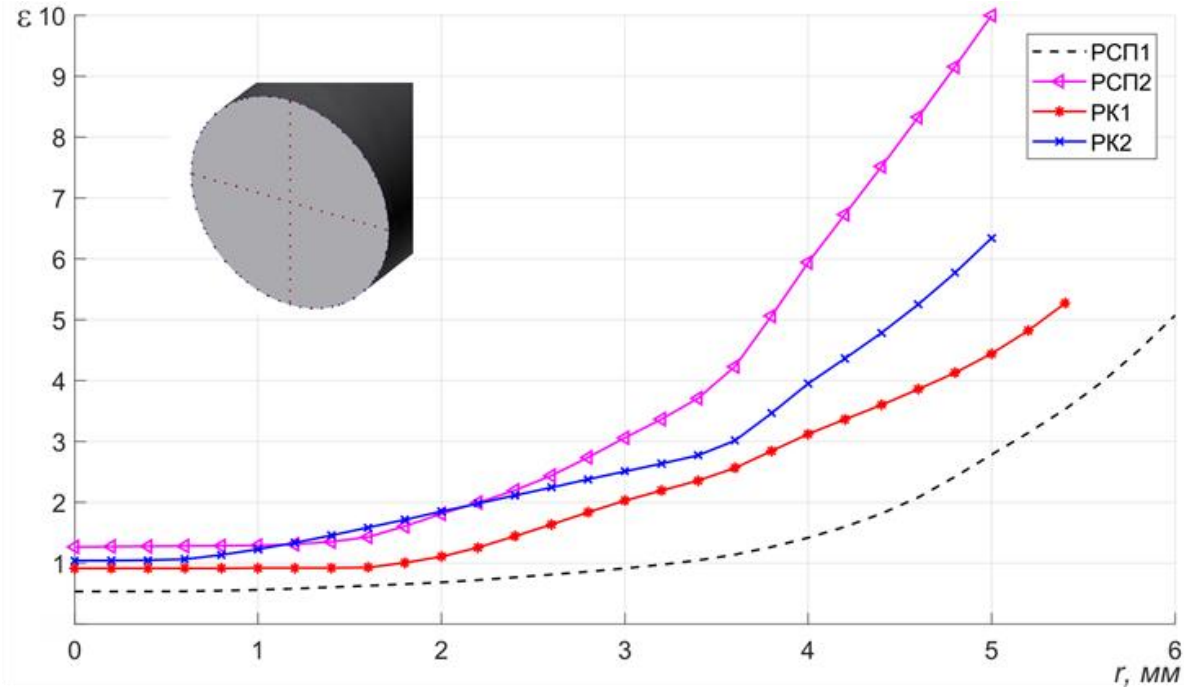


Рисунок 3.29 – Зависимость пластической деформации от радиуса заготовки при различных схемах деформирования для сплава TZN

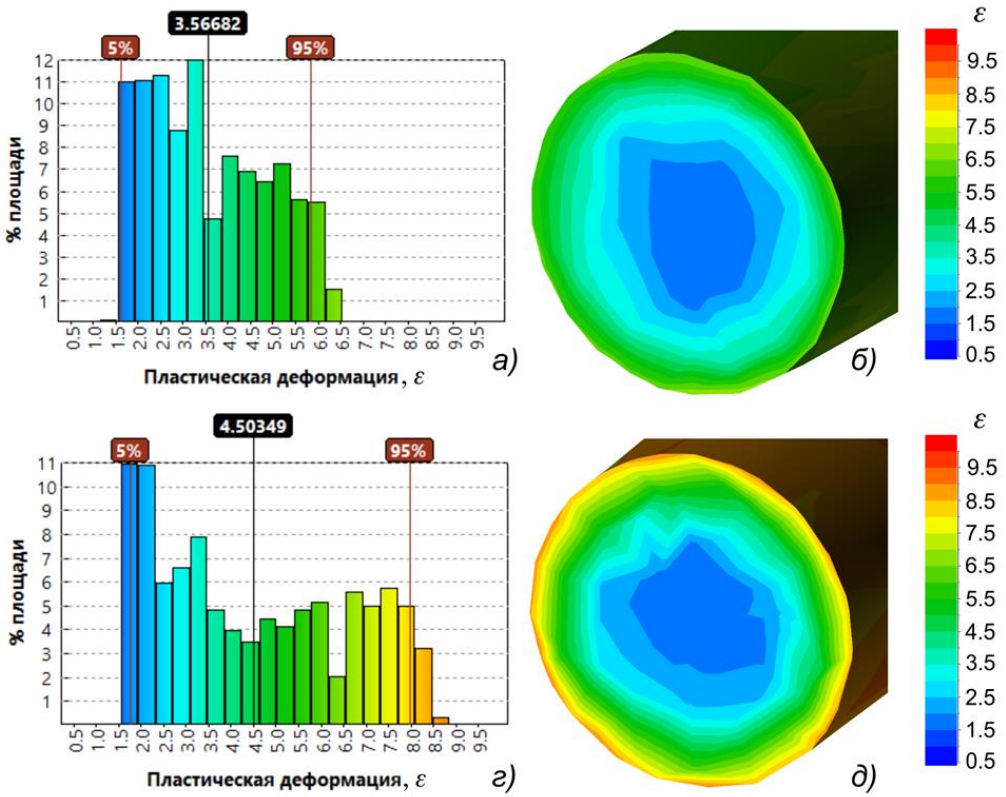


Рисунок 3.30 – Пластическая деформация на сечении в проходе Д10 до Д8 *а*; *б*: процента площади и распределение деформации для материала ВТ6; *г*; *д*: процента площади и распределение деформации для материала TZN;

Полученные результаты согласуются с исследованиями [28] для процесса РСП и работы [72] для процесса РК. Также установлено, что сочетание процесса радиально-сдвиговой прокатки и ротационной ковки повышает равномерность распределения пластической деформации в поперечном сечении, особенно в центральной зоне.

3.2.4 Провести анализ скорости деформации

Распределение скорости пластической деформации по сечению заготовки в процессах РСП1 и РК1 показано на рисунке 3.31 для сплава ВТ6 и TZN. В процессе РСП (рисунок 3.31а, б) расчетное поле неравномерно. Максимальная скорость деформации, локализуется в достаточно узкой приконтактной зоне и составляет более 220 $с^{-1}$. Минимальные значения зафиксированы в центре - 4 $с^{-1}$. Скорость деформации в процессе РК показана на рисунке 3.31*в, г*. Наблюдаются значительно более высокие скорости деформации, которые практически на всей площади поперечного сечения достигают значений 110-210 $с^{-1}$. В зоне приложения ударной нагрузки скорость деформации локально возрастает до уровня 300 $с^{-1}$.

Повышение равномерности распределения скорости деформации при сочетании РСП1 и РК1 позволяет прогнозировать, улучшение механических свойств в отношении равномерности по сечению прутка.

Аналогичный результат доказан исследованием В.П. Романенко и др [72], в котором для улучшения качества для полых железнодорожных осей после винтовой прошивки применяется радиальная ковка с достаточно равномерным распределением скорости деформации при минимальном уровне 110 $с^{-1}$.

Графики процента площади скорости деформации по поперечному сечению показаны на рисунке 3.32. Видно, что распределение скорости деформации обладает большим различием по сечению в процессе РСП. В этом случае скорость деформации меньше 10 $с^{-1}$ достигает 80 % по площади для обоих

сплавов ВТ6 и TZN. В противном случае наблюдается маленькое количество процента значения высокой скорости деформации (70 – 80 $с^{-1}$), составляющих ≈ 1%. Процесс РК отличается от РСП тем, что скорость деформации распределяется равномерно по сечению. Кроме того, минимальное значение скорости деформации свыше 80 $с^{-1}$ для ВТ6 и свыше 120 $с^{-1}$ для сплава TZN.

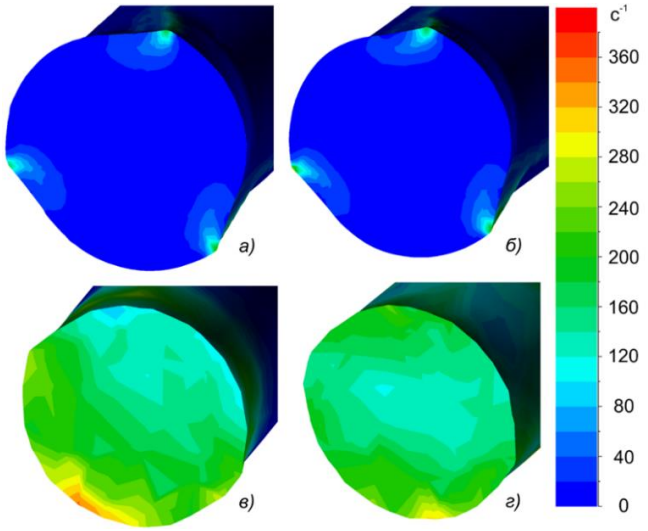


Рисунок 3.31 – Скорость деформации на сечении
а) процесс РСП1- ВТ6; *б*) процесс РСП1- TZN *в)* процесс РК1- ВТ6; *г*) процесс РК1- TZN

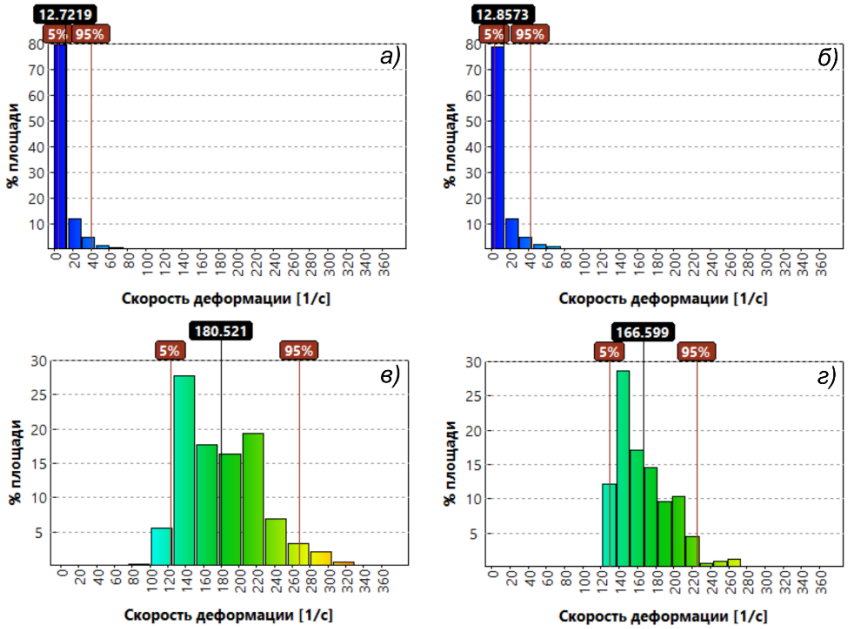


Рисунок 3.32 – График процента площади скорости деформации на сечении
а) процесс РСП1- ВТ6; *б*) процесс РСП1- TZN *в)* процесс РК1- ВТ6; *г*) процесс РК1- TZN

3.2.5 Среднее напряжение и интенсивность напряжений

Распределение среднего напряжения показано на рисунке 3.33, где напряжение, в том числе с положительными и отрицательными значениями, возникает в процессе РСП (а, б), а поле напряжения представляет собой полное сжатие в кованой заготовке (в, г). Наблюдается, что напряжение представляет собой сжатие, минимум равен -430 МПа в зоне контакта между заготовкой и валком в ходе процесса РСП, при этом растягивающее напряжение наблюдалось в центральной зоне, равное 30 МПа. Напротив, среднее распределение напряжений в объеме после ковки является полностью отрицательным в диапазоне от -70 МПа до -550 МПа.

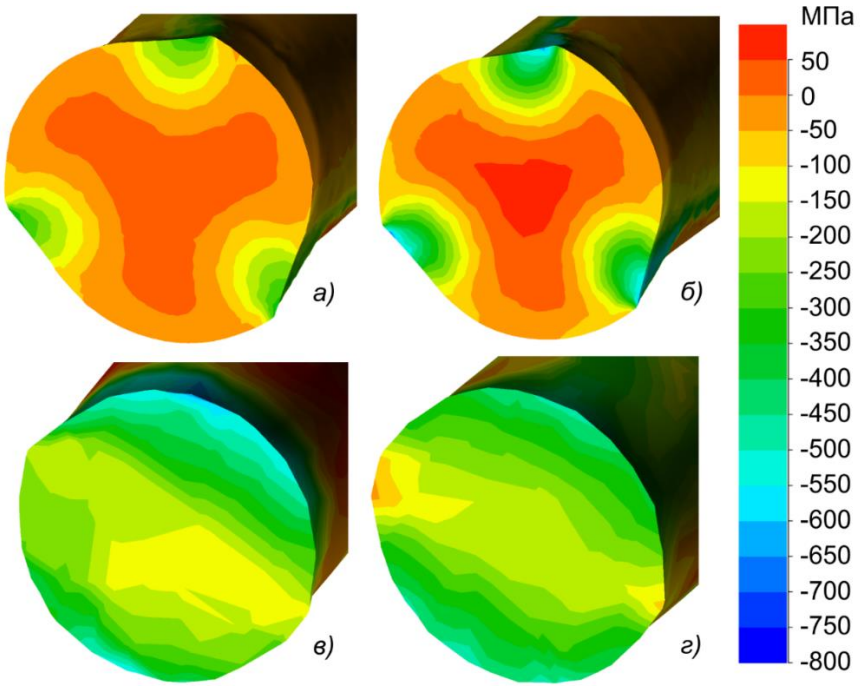


Рисунок 3.33 – Среднее напряжение по сечению в очаге деформации *а)* процесс РСП1- ВТ6; *б*) процесс РСП1- TZN *в)* процесс РК1- ВТ6; *г*) процесс РК1- TZN

Хорошо известно, что растягивающее напряжение в центральной зоне и неоднородное распределение обычно вызывают остаточное напряжение в готовом продукте. Остаточное напряжение становится заметным после РСП1 и

РСП2. При помощи комбинации процессов РСП и РК может быть получен продукт с минимальным уровнем остаточного напряжения растяжения или даже без него.

3.2.6 Усилие и мощность, полученные с помощью моделирования

Отношение усилия, мощности, момента и времени по графику показано на рисунке 3.34 и 3.35 для процесса РСП, а отношение усилия и времени приведено на рисунке 3.36 и 3.37 для процесса РК.

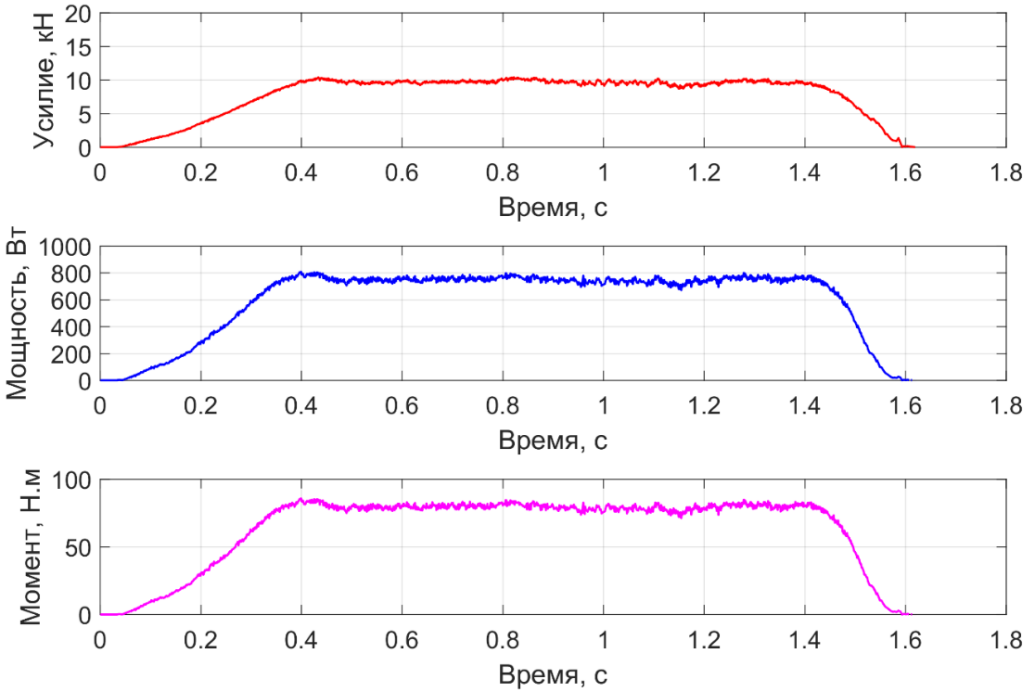


Рисунок 3.34 – Расчетные диаграммы изменения во времени усилия, момента и мощности прокатки на одном валке (РСП1) для сплава ВТ6

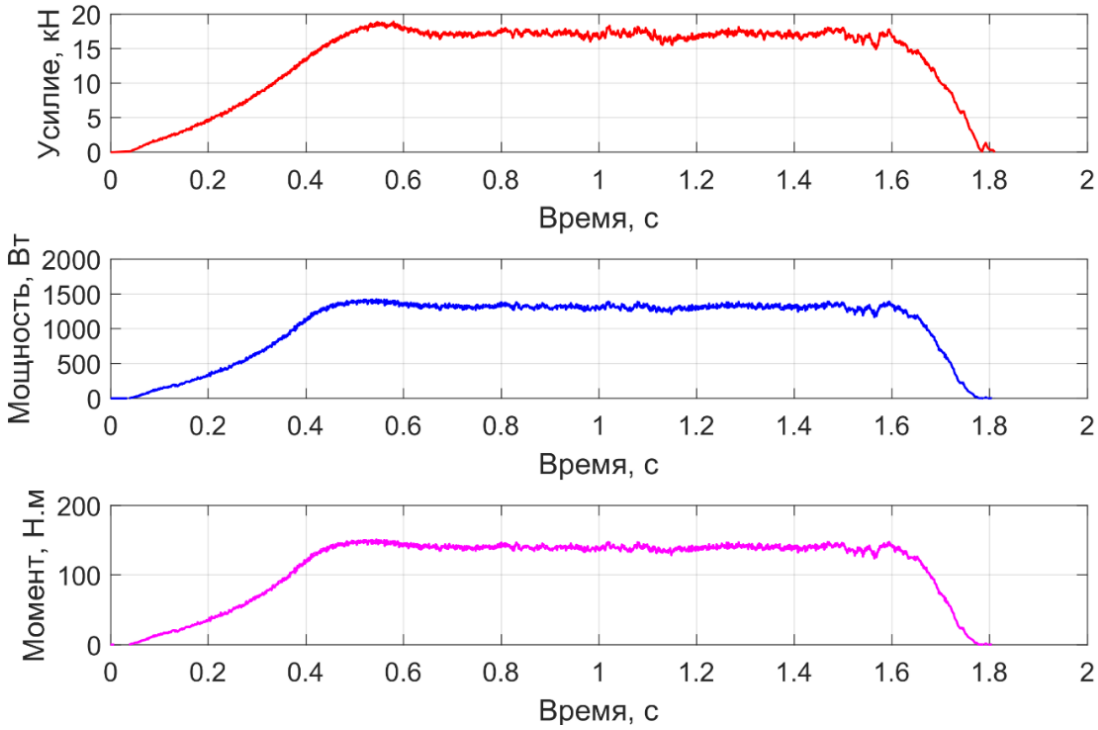


Рисунок 3.35 – Расчетные диаграммы изменения во времени усилия, момента и мощности прокатки на одном валке (РСП1) для сплава TZN

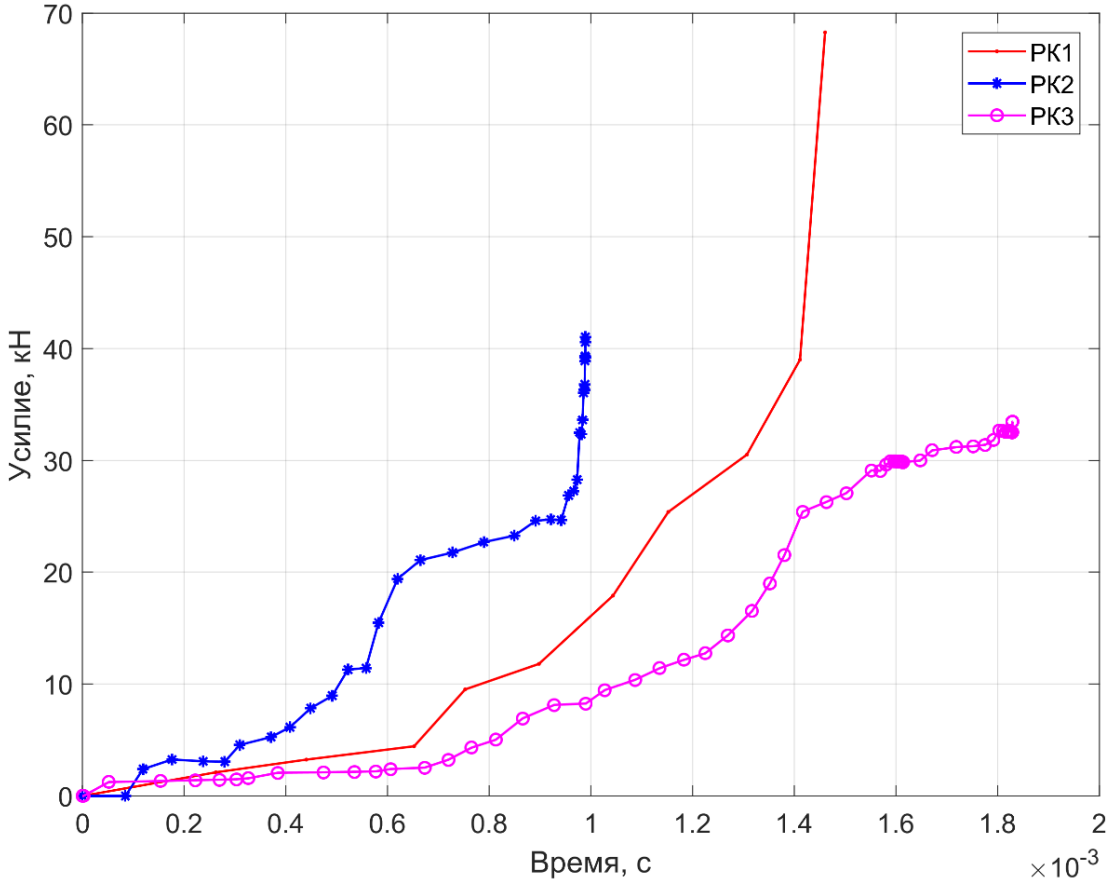


Рисунок 3.36 – График силы пластического формоизменения для сплава ВТ6

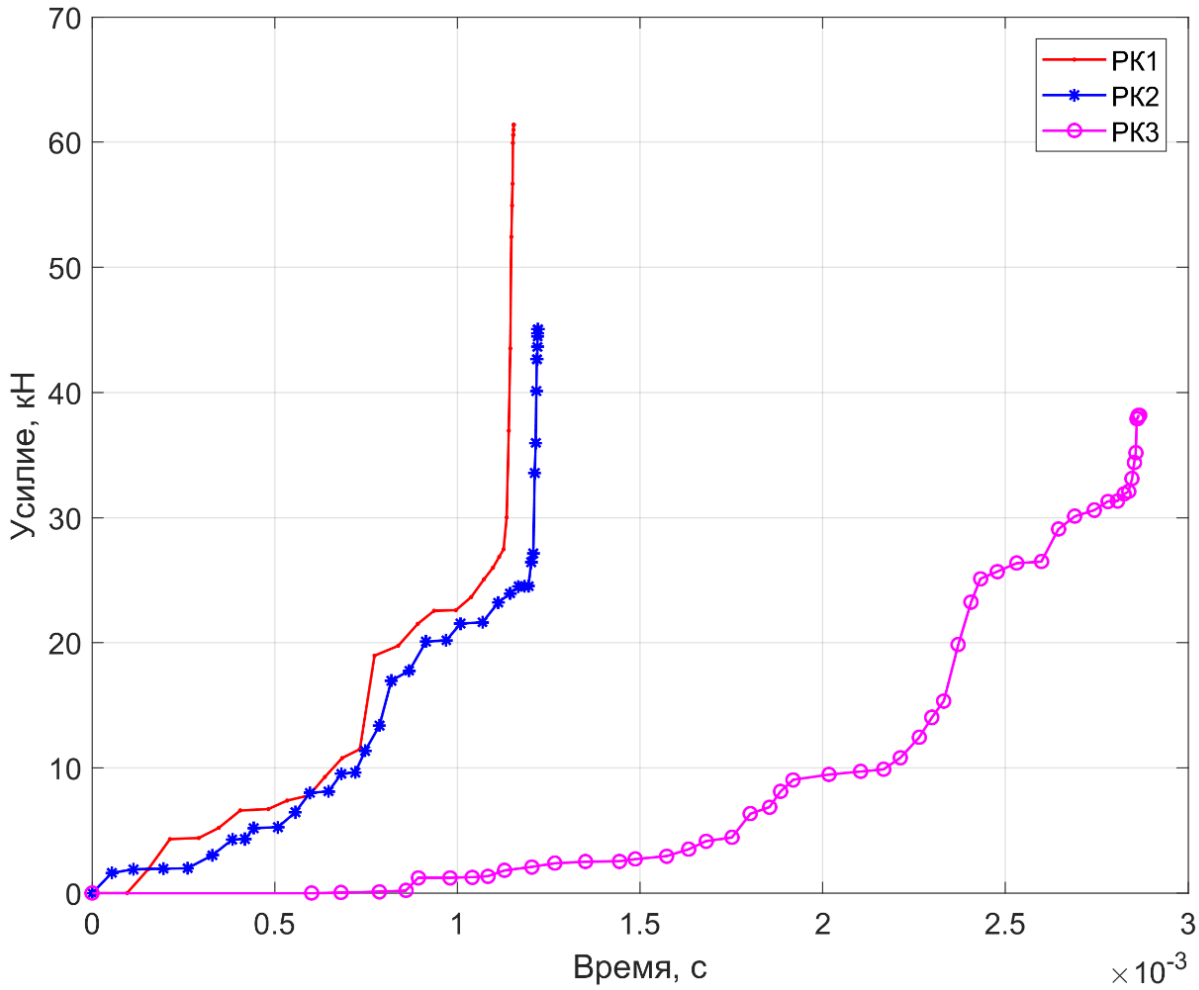


Рисунок 3.37 – График силы пластического формоизменения для сплава TZN

3.2.7 Прогноз изменения структуры в QForm

Прогноз структуры осуществляется модулем эволюции микроструктуры в Quorm 9. В процессе моделирования была использован сплав ВТ6 из библиотеки материалов с моделью изменения микроструктуры Джонсона-Мейла-Аврами-Колмогорова (JMAK). Средний размер зерна составляет 100 мкм в объеме заготовки. Результаты изменения эволюции микроструктуры показаны на рисунке 3.38.

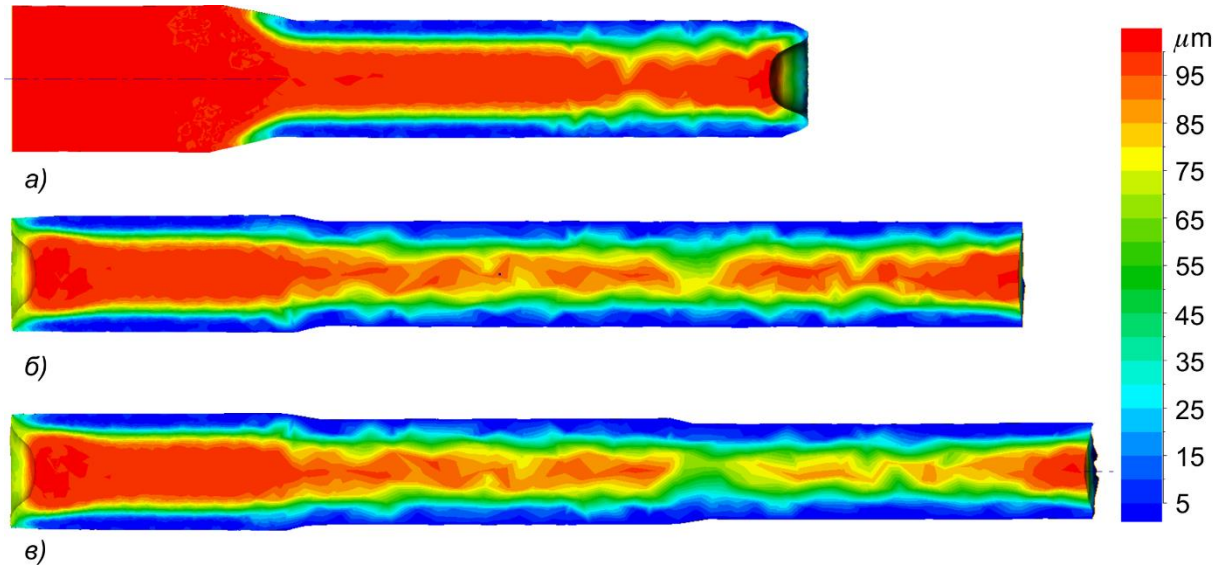


Рисунок 3.38 – Средний размер зерна по продольному сечению
а) процесс РСП1; б) процесс РК1; в) процесс РК2

На рисунке 3.38 видно, что после процесса РСП1 в осевой зоне заготовки незначительно изменяется средний размер зерна, составляющий 95-100 мкм в пределах 0,4r (r – радиус полученной заготовки). В периферийных слоях размер зерна резко снижается. Со следующими процессами (РК1 и РК2) микроструктура повышается по направлению снижения неоднородности.

3.3 Обсуждение результатов моделирования и вывод глава

3.3.1 Обсуждение результатов моделирования процесс РСП

На основании моделирования процесса РСП с различными параметрами (коэффициент вытяжки, уголь подачи и температура) в программном комплексе QForm показано, что:

- коэффициент вытяжки оказывает существенное влияние на однородность деформации. При увеличении μ сопровождается увеличением неоднородности. Однако, различие деформации по поперечному сечению уменьшается с повышением температуры;

- в связи с повышением однородности степени деформации, она можно

получить путем выполнения процесса РСП с большим углом подачи;

- при выполнении обработки РСП с малым углом подачи и коэффициенте вытяжки в осевой зоне возникает положительное среднее напряжение, являющееся причиной трещины в заготовке. Таким образом, необходимо учитывать технологические возможности материала и параметры, что избежать микротрещину и остаточное напряжение растяжения в центральной зоне.

- поле показателя напряженного состояния $\sigma_m/\bar{\sigma}$ позволяет оценить деформируемость каждого материала с технологическими параметрами процесса. Для сплава ВТ6 и TZN диаметром около 80 мм, мы можем выбирать μ = 1,78 ÷ 4 и $\beta \approx 20°$, где технологическая пластичность обладает хорошей характеристикой.

- данные о глубине утяжины, позволяющие спрогнозировать полезную длина заготовки, определяется с помощью моделирования перед осуществления производства. В этом случае, данные глубины утяжины имеют значения в диапазоне от 10 до 65 мм.

3.3.2 Оценка результатов моделирования процесс сочетание РСП и РК

В настоящей работе использовался метод конечных элементов, реализованный в программе QForm, для моделирования сочетания процессов РСП и РК с целью предсказания распределения пластической деформации изделия по сечению, а также скорости деформации и полей напряжений. Результаты распределения пластической деформации в этом моделировании сравнивались с результатами, полученными в процессе только РСП с одинаковыми диаметрами заготовки и продукта. На примере титанового сплава Ti-6AL-4V, Ti-18Zr-14Nb моделирование показало, что:

- по сравнению с РСП, преимущества комбинированного процесса РСП и РК заключаются в более равномерном распределении пластической деформации и скорости деформации, что ожидаемо приводит к улучшению

механических свойств, особенно в отношении их равномерности.

- высокий уровень сжимающих напряжений в процессе РК позволяет избежать остаточных растягивающих напряжения в заготовке, которые могут возникнуть в центральной зоне при РСП.

Глава 4. Качество прутков, полученных с использованием метод сочетания РСП и РК

4.1. Цель и методика экспериментального исследования

Целью работы является исследование технологических возможностей высокотемпературной ТМО, сочетающей радиально–сдвиговую прокатку и ротационную ковку, для получения высококачественных длинномерных прутков круглого сечения из СПФ на основе Ti–Zr–Nb. Применение РСП позволяет эффективно преобразовать слиток в пруток диаметром до 10 –12 мм наряду с измельчением структуры и уплотнением металла по всему сечению проката, с получением уникального структурного строения и повышением свойств. С помощью последующей РК можно получать пруток диаметром 3–8 мм (что соответствует размерному ряду прутков необходимых при производстве имплантатов) с дополнительным выравниванием структуры металла по поперечному сечению.

4.2. Исходные данные

Слиток сплава Ti–18Zr–14Nb (в ат. %) (TZN) диаметром 50 мм, длиной 660 мм и массой около 10 кг был выплавлен методом вакуумной индукционной плавки Flowserve Corporation (США). Химический состав слитка представлен в таблице *4.1*. Полученный слиток подвергался горячему изостатическому прессованию при температуре 900°С и давлении 100 МПа в течение 2 часов. После обработки в газостате слиток охлаждался на воздухе. Далее производилась обточка слитка до диаметра 44,9 мм и отбирались контрольные пробы на образцы для исследования структуры и свойств.

Таблица 4.1 – Элементный состав слитка сплава Ti–18Zr–14Nb

Ti, ат. %	Zr, ат. %	Nb, ат. %	O, масс. %	C, масс. %	H, масс. %	N, масс. %
осн.	18,0	14,4	0,09	0,01	0,003	0,01

Радиально-сдвиговая прокатка слитков диаметром 44,9 мм на пруток диаметром 12 мм проводилась в условиях научно-производственного центра кафедры ОМД НИТУ «МИСиС» на мини-станах 14–40 и 10–30.

Создание и оптимизация управляемой технологии ТМО предполагает контроль степени и скорости деформации в процессе горячей пластической обработки.

Разработка режимов радиально-сдвиговой прокатки и анализ результатов производится с учетом расчетов деформационно-скоростных параметров в зависимости от параметров процесса РСП. Исходные данные представлены в таблице 4.2.

Таблица 4.2 – Параметры процесса РСП на мини-станах «14–40» и «10–30»

Величина	**Размерность**	**Значение**	
		стан «14-40»	стан «10-30»
Диаметр валков, $D_в$	мм.	90	65
Частота вращения валков, $n_в$	об/мин	90	110
Угол подачи, β	град.	20	18
Угол раскатки, δ	град.	7	20
Угол конусности калибра, α	град.	12	15
Исходный радиус заготовки r_0	мм.	По таблице прокатки	
Радиус проката r_n	мм.	По таблице прокатки	
Эмпирические коэффициенты базового расчета			
Коэффициент тангенциальной раскатки, a	-	0,3	0,27
Коэффициент осевой скорости, η_o	-	0,9	0,9
Коэффициент тангенциальной скорости, η_m	-	0,9	0,9

В таблице 4.3 представлены сводные данные по режимам обжатий и расчетным деформационно-скоростным параметрам РСП.

Применялась следующая технология прокатки. Исходная заготовка – слиток диаметром 44,9 мм – нагревалась в камерной печи сопротивления. Температура нагрева – 900 °С, продолжительность нагрева – 60 мин. Радиально-сдвиговая прокатка производилась в два этапа. Первый этап (РСП1): прокатка на стане «14–40» (см. рисунок 4.1) до прутка диаметром 36 мм за четыре прохода с промежуточными выдержками в печи в течение 3–5 минут для перенастройки калибра. После первого этапа пруток охлаждался на воздухе. Далее пруток подвергался токарной обработке до диаметра 23 мм для удаления альфированного слоя. На втором этапе (РСП2) производилась прокатка на стане «10–30» до прутка диаметром 12,7 мм за три прохода с промежуточными выдержками в печи в течение 3–5 минут для перенастройки калибра. Полученный пруток также охлаждался на воздухе. После каждого этапа проводился отбор контрольных образцов для анализа структуры металла и свойств металла.

Таблица 4.3 – Деформационно-скоростные параметры реализованных режимов радиально-сдвиговой прокатки

№ прохода, i	Диаметр раската, мм.		Коэффициент вытяжки		Коэффициент подъема траектории	Число циклов деформации	Осевая скорость прокатки, мм/с	Шаг подачи на выходе из валков, мм	Частота вращения проката, об/мин	Время одного цикла деформации, с	Время N циклов деформации, с	Истинная степень деформации	Скорость деформации, $с^{-1}$
	до прохода d_{i-1}	после прохода d_i	за проход, μ_i	суммарный, μ_Σ									
Первый этап (РСП1), мини-стан «14-40», постоянная очага деформации С = 0,49													
1	44,9	44	1,04	1,04	1,06	0,13	101,54	16,77	121,09	0,17	0,02	0,04	1,90
2	44	40,7	1,17	1,22	1,26	0,54	101,54	15,51	130,91	0,15	0,08	0,16	1,88
3	40,7	38	1,15	1,40	1,23	0,47	101,54	14,48	140,21	0,14	0,07	0,14	2,05
4	38	36	1,11	1,56	1,18	0,36	101,54	13,72	148,00	0,14	0,05	0,11	2,21
Второй этап (РСП2), мини-стан «10-30», постоянная очага деформации С=0,55													
1	23	19,5	1,39	1,39	1,64	1,32	85,19	6,63	256,79	0,08	0,10	0,33	3,22
2	19,5	15,3	1,62	2,26	2,07	2,20	85,19	5,21	327,28	0,06	0,13	0,49	3,61
3	15,3	12,7	1,45	3,28	1,75	1,54	85,19	4,32	394,28	0,05	0,08	0,37	4,77

Рисунок 4.1 – Оборудования винтовой прокатки

Далее полученные прутки подвергались ротационной ковке на конечный размер. Пруток-заготовка диаметром 12,6 мм нагревался в проходной электропечи сопротивления до температуры 800 °С в течение 25 минут. Ротационная ковка производилась на машине РКМ-2 до прутка 7,2 мм за 5 переходов. После каждого перехода пруток помещался в печь с температурой 800 °С для замены бойков под очередное обжатие. Параметры опытного режима ротационной ковки представлены в таблице 4.4.

Формоизменение металла в ротационной ковке производится путем возвратно-поступательного движения бойков, установленных во вращающейся обойме [73]. Приложение по периферии заготовки большого количества деформирующих (кующих) усилий обжимает заготовку по радиусу со всех сторон. При этом площадь сечения уменьшается, а длина увеличивается пропорционально коэффициенту вытяжки.

К деформируемому участку примыкают с обеих сторон жесткие концы заготовки, не находящиеся под воздействием инструмента, наличие которых выравнивает деформацию металла по сечению. Обжатие заготовки на сравнительно малых участках обеспечивает высокое качество поверхности изделия при ограниченном уровне рабочих усилий. Прерывисто-пульсирующий характер приложения деформирующей нагрузки существенно расширяет

возможности управления термо–деформационными параметрами пластической обработки. Одновременно повышается гибкость технологии в отношении контролируемого влияния на механические и служебные свойства производимых полуфабрикатов [74].

Таблица 4.4 – Опытный режим ротационной ковки

№ прохода, i	$T_{исх}$, °C	Диаметр раската, мм.		Коэффициент вытяжки		Истинная степень деформации (теор.)	
		до прохода d_{i-1}	после прохода d_i	за проход, μ_i	суммарн. μ_Σ	за проход, Λ_i	суммарн., Λ_Σ
1	800	12,6	11	1,31	1,31	0,27	0,27
2		11	10,2	1,16	1,53	0,15	0,42
3		10,2	9,2	1,23	1,88	0,21	0,63
4		9,2	7,7	1,43	2,68	0,36	0,98
5		7,7	7,2	1,14	3,06	0,13	1,12

На контрольных пробах, отобранных по ходу реализации технологии, изучали структуру металла, определяли его механические и функциональные свойства. Поверхность образцов в поперечном сечении прутков для металлографического анализа получали путем многоступенчатой шлифовально-полировальной и химической обработки на шлифовальной машине *ATM «Saphir 560»* по следующему режиму:

1) Выравнивание образцов. На SiC– бумаге с крупностью абразива 320-600-1200-2400 mesh, по 2 мин при нагрузке 10 Н.

2) Полировка. На суспензии *Eposil F* на основе оксида кремния с размером частиц 0,1 мкм, нанесенной на сукно *ATM Iota*, в течение 20 мин, при нагрузке 30 Н. В процессе полировки в суспензию добавляются растворы аммиака, перекиси водорода и жидкое мыло.

3) Травление поверхности в растворе 1HF:3HNO3:6H2O в течение 20-40 с для выявления границ зерен. В случае перетрава поверхность подвергали дополнительной полировке в течение 1–3 минут.

Структуру подготовленных шлифов изучали на световом оптическом микроскопе «*Versamet–2 Union*» при увеличениях ×30 ×60. Средний размер структурных элементов для каждого исследуемого участка определяли по ГОСТ 21073.3–75.

Для механических испытаний из заготовки после РК методом электроэрозионной резки вырезали образцы размером 1×1,5×60 мм. Механические испытания на растяжение образцов с длиной рабочей части 40 мм проводили при комнатной температуре на испытательной машине «*MTS MiniBionix 858*» по схемам: «деформация растяжением до разрушения» и «деформация растяжением на 2 % – разгрузка» (5 циклов).

4.3. Результат экспериментального исследования

4.3.1 Микроструктура заготовки

Изображения зеренной структуры поперечного сечения заготовок в исходном состоянии, после РСП1, РСП2 и РК представлены на рисунке 4.2. Результаты расчета размера структурных элементов представлены на рисунке 4.3. Структура исходной заготовки представляет собой смесь равноосных рекристаллизованных зерен размером (d = 42 мкм) внутри областей размером 100–250 мкм, обрамленных утолщенными границами (рисунок 4.2а). Мелкие зерна сформированы, очевидно, в результате рекристаллизации в ходе горячего изостатического прессования. Утолщенные же границы не являются границами зерен в кристаллографическом смысле. Они имеют повышенную травимость вследствие скопления примесей на этих бывших границах зерен и

таким образом представляют собой «следы» первичных границ, формируя типичную картину «зернограничной наследственности» [75].

РСП1 приводит к существенному изменению зеренной структуры (рисунок 4.2). На периферии поперечного сечения заготовки структура представляет собой смесь мелких (менее 15 мкм) рекристаллизованных зерен и более крупных зерен, в которых, судя по тому, как выявлена их структура в результате травления (фигуры раствора, соответствующие дефектам решетки, в т.ч. малоугловым границам), протекает процесс динамической полигонизации. Ранее было показано, что в структуре сплава Ti-18Zr-14Nb в результате РСП формируются субзерна размером 1–2 мкм вследствие динамической полигонизации [56]. При движении от края к центру заготовки по сечению средний размер зерна увеличивается с 35 мкм до 85 мкм (рисунок 4.3). Такое изменение размера структурных элементов по сечению заготовки обусловлено существенным различием степени деформации на периферии и в центре заготовки при РСП [13, 52]. Предполагается, что процесс динамической рекристаллизации (на краю сечения) сменяется процессом динамической полигонизации (ближе к центру сечения) в соответствии с изменением условий деформации.

Схожий характер неоднородности проявляет структура после РСП2. В отличие от РСП1, на периферии сечения заготовки после РСП2 значительно больше мелких рекристаллизованных зерен, их можно наблюдать и в зоне 2 (рисунок 4.2в2). Стоит особо отметить гораздо более значительное изменение размера зерна по сечению от 25 до 125 мкм. Это объясняется различными условиями деформации: значительно более высокими значениями степени и скорости деформации в проходе (таблица 4.3). Изучение микроструктуры показало, что последующая РК приводит к выравниванию размера зерна (около 40 мкм) по сечению заготовки (рисунок 4.2г). Такой эффект достигается благодаря другим в отличие от РСП условиям деформации в ходе РК, при которых центральная часть заготовки подвергается большим локальным деформациям.

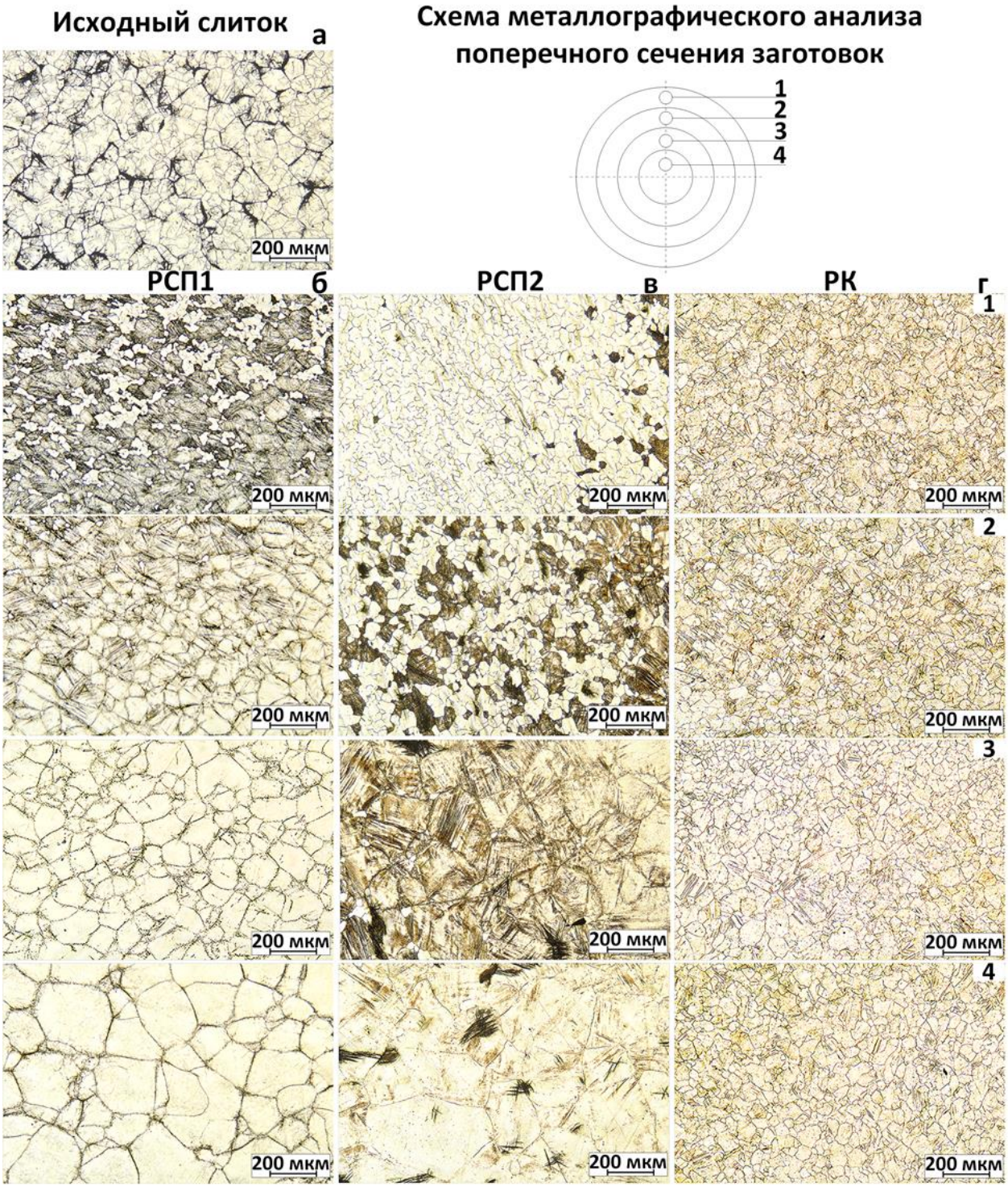


Рисунок 4.2 – Микроструктура заготовок в исходном состоянии (а), после РСП1 (б), РСП2 (в) и РК (г) от периферийной к центральной части поперечного сечения заготовок (1–4)

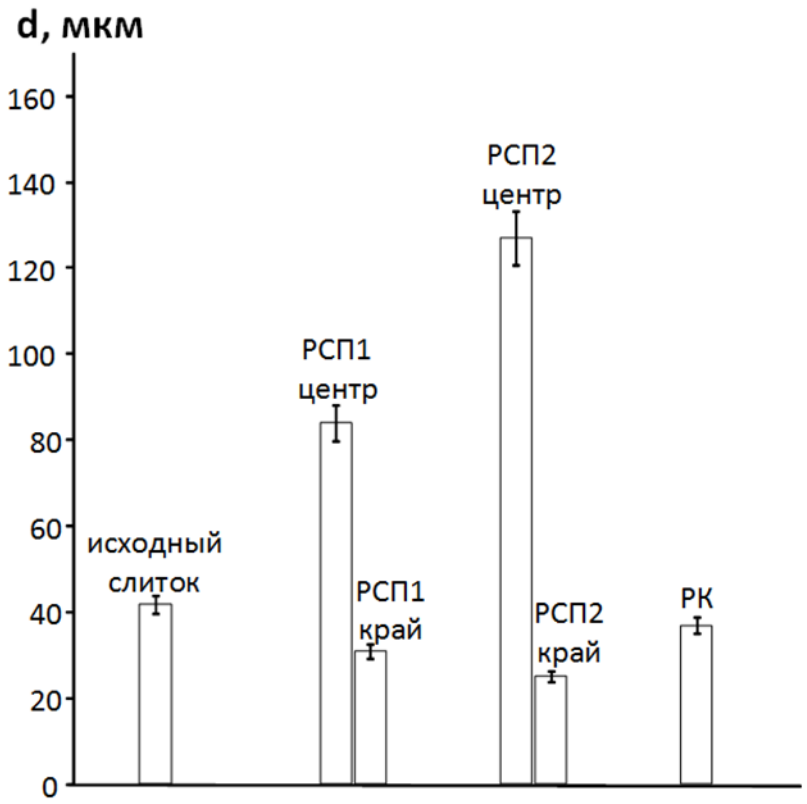


Рисунок 4.3 – Средний размер зерна по сечению заготовки в исходном состоянии, после РСП1, РСП2 и РК

4.3.2 Диаграмма деформации растяжения до разрушения

Диаграмма деформации, полученная в результате испытания на растяжение образца после РК, представлена на рисунке 4.4. По полученной диаграмме, определяли предел текучести ($\sigma_{0,2}$), предел прочности ($\sigma_в$), модуль Юнга (E) и относительное удлинение до разрушения (δ). Результаты сведены в таблице 4.5. Сплав после РК проявляет достаточно высокие прочностные характеристики: предел текучести $\sigma_{0,2}$=381 МПа и предел прочности $\sigma_в$=618 МПа. Материал демонстрирует низкое значение модуля Юнга (39 ГПа), близкое к такой характеристике у плотной костной ткани (9-32 ГПа) [56]. Такое сочетание механических свойств определяет высокий потенциал применения материала для изготовления костных материалов.

Для оценки особенностей сверхупругого поведения образец после РК подвергли механоциклированию по схеме «деформация растяжением на 2% –

разгрузка» (5 циклов) при комнатной температуре. На рисунке 4.4б представлены диаграммы деформации-разгрузки по циклам. В первом цикле наблюдается несовершенное сверхупругое поведение, о чем можно судить по незамкнутой сверхупругой петле. По мере увеличения количества циклов сверхупругое поведение сплавов совершенствуется, и уже в 5–ом цикле сплав демонстрирует сверхупругую петлю, близкую к идеальной, с минимальной остаточной деформацией (рисунок 4.4б).

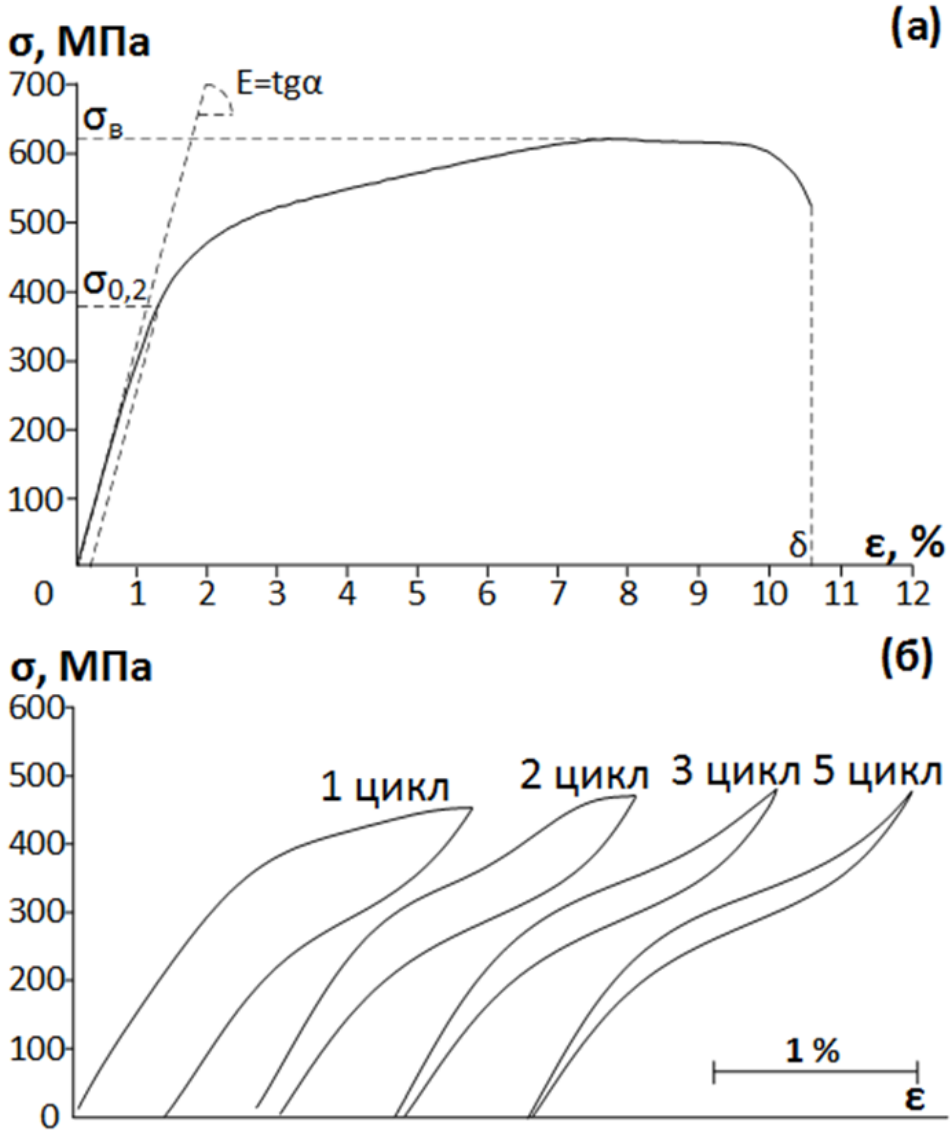


Рисунок 4.4 – Диаграмма деформации растяжением до разрушения (а) и диаграммы деформации-разгрузки, полученные в результате сверхупругого механоциклирования (б) заготовки после РК

Таблица 4.5 – Механические свойства сплава Ti-Zr-Nb после РК

$\sigma_{0,2}$, *МПа*	$\sigma_в$, *МПа*	*E, ГПа*	*δ, %*
381	618	39	10,6

4.4. Анализ качество прутков, полученных и эксперимента с использованием метода сочетания РСП и РК

Осуществлена разработка технологии термомеханической обработки сплава Ti–Zr–Nb с памятью формы, позволяющей получать прутки диаметром 3-8 мм длиной более 2 м с размером зерна около 40 мкм, с благоприятным сочетанием низкого модуля Юнга (E = 39 ГПа), достаточно высокой прочности ($\sigma_в$ = 618 МПа) и сверхупругого поведения при комнатной температуре для медицинского применения;

– деформационную основу технологии составляет сочетание радиально-сдвиговой прокатки на мини-станах и ротационной ковки;

– показано как сочетание методов высокотемпературной термомеханической обработки способствует глубокой проработке структуры с однородным по сечению готового прутка размером зерна;

– выполнена полномасштабная экспериментальная проверка технологии в условиях полупромышленного производства, доказывающая её перспективность;

– технология имеет высокую степень готовности к непосредственному индустриальному применению.

Заключения и выводы

1. Выполнено развитие траекторно-скоростного метода анализа процесса РСП, с учетом цикличности процесса и с применением констант очага деформации. Выявлены наиболее общие закономерности конечного изменения внутренней геометрии винтовых траекторий и скоростей движения частиц металла, сопровождающего пластическое формоизменение заготовки в процессе РСП. С увеличением числа циклов угол подъема траектории на входе в валки уменьшается. При этом чем больше угол подачи, тем круче падение угла подъема траектории; при 15 циклах угол подъема составляет 2,5-3,5 град. практически независимо от угла подачи (10, 20 и 30 град.); прокатка с количеством циклов больше 6, снижает угол подъема на входе до уровня меньше 10 град. (это не желательные условия для сплошных заготовок).

2. Проведено экспериментальное исследование реологических свойств сверхупругого сплава системы Ti-Zr-Nb в условиях горячей деформации. Показано, что зависимости сопротивления деформации от степени деформации имеют максимум в начальной стадии деформирования при температурах 900°-1000°, при более низких температурах 600-800° максимум практически отсутствует. Данные экспортированы в программный комплекс QForm для конечно-элементного моделирования в сравнении с серийным сплавом ВТ6.

3. Сравнительное компьютерное моделирование процесса РСП сплава системы Ti-Zr-Nb и серийного сплава ВТ6 с помощью QForm показало, что новый сплав проявляет более высокую склонность к развитию неравномерности деформации по сечению заготовки, что связано с особенностями реологического поведения и обуславливает необходимость сочетания РСП и РК при обработке.

4. Результаты моделирования сочетания РСП и РК показывают, что по сравнению с РСП, преимущества комбинированного процесса РСП и РК заключаются в более равномерном распределении пластической деформации и

скорости деформации, что ожидаемо приводит к улучшению структурного состояния и механических свойств.

5. Разработан и реализован в опытно-промышленных условиях процесс получения прутков мелких сечений из сверхупругого сплава системы Ti-Zr-Nb, включающий радиально-сдвиговую прокатку слитка диаметром 45 мм на министанах 14-40 и 10-30 с получением промежуточной заготовки диаметром 12 мм и её последующую ротационную ковку за несколько переходов на пруток диаметром 3-8 мм и длиной более 2 метров.

6. Экспериментально доказано, что высокотемпературная термомеханическая обработка с применением сочетания РСП и РК обеспечивает глубокую проработку структуры с однородным по сечению готового прутка размером зерна и позволяет получать прутки диаметром 3-8 мм длиной более 2 м с размером зерна около 40 мкм, с благоприятным сочетанием низкого модуля Юнга (E = 39 ГПа), достаточно высокой прочности ($\sigma_в$ = 618 МПа) и сверхупругого поведения при комнатной температуре для медицинского применения

7. Технология имеет высокую степень готовности к непосредственному индустриальному применению.

Список использованной литературы

1. Жолобов В.В.Прессование металлов / В. В. Жолобов, Г. И. Зверев – М.: Металлургиздат, 1959.– 543с.

2. Тюрин В.А., Лазоркин В.А., Поспелов И.А. Ф.Х.П.Ковка на радиально-обжимных машинах / Ф. Х. П. Тюрин В.А., Лазоркин В.А., Поспелов И.А. – Москва: Машиностроение, 1990.– 256с.

3. Полухин П.И.Прокатное производство / П. И. Полухин, Н. М. Федосов, А. А. Королев, Ю. М. Матвеев – М.: Металлургия, 1982.– 696с.

4. Валиев Р.З.Объемные наноструктурные металлические материалы / Р. З. Валиев, И. В. Александров – М.: ИКЦ Академкнига, 2007.– 398с.

5. Сегал Я.Е. Устройство для упрочнения материала давлением. А.С. СССР № 492780 Опубл. 23.02.76. бюл. №43 / Сегал Я.Е., Щукин В.Я. – С.2.

6. Бейгельзимер Я.Е.Винтовая экструзия – процессы накопления деформации / Я. Е. Бейгельзимер, В. Н. Варюхин, Д. В. Орлов, С. Г. Сынков – Донецк: Фирма. ТЕАН, 2003.– 87с.

7. Salishchev G. Development of Submicrocrystalline Titanium Alloys Using “abc” Isothermal Forging / Salishchev G., Zherebtsov S., Valiakhmetov O., Galeyev R., Mironov S. // Materials Science Forum – 2004. – Т. 447–448 – С.459–464.

8. Langdon T. Twenty-five years of ultrafine-grained materials: Achieving exceptional properties through grain refinement / Langdon T. // Acta Materialia – 2013. – Т. 61 – С.7035–7059.

9. Terada D. Microstructure and mechanical properties of commercial purity titanium severely deformed by ARB process / Terada D., Inoue S., Tsuji N. // Journal of Materials Science – 2007. – Т. 42 – С.1673–1681.

10. DRP 34617: Schrägwalzverfahren mit zugehörigem Walzwerk.

11. Целиков А.И.Специальные прокатные станы / А. И. Целиков, С. П. Барбарич, М. В. Васильчиков, М. В Грановский – М.: Металлургия, 1971.– 336с.

12. Потапов И.Н.Технология винтовой прокатки / И. Н. Потапов, П. И.

Полухин – М.: Металлургия, 1990. Вып. 2– 344с.
13. Галкин С.П. Теория и технология стационарной винтовой прокатки заготовок и прутков малопластичных сталей и сплавов, автореферат диссертации на соискание ученой степени доктора технических наук / Галкин С.П. – 1998.
14. Galkin S.P. Regulating radial-shear and screw rolling onthe basis of the metal trajectory / Galkin S.P. // Steel in Translation – 2004. – Т. 34 – № 7 – С.57–60.
15. Галкин С.П. Способ винтовой прокатки. Патент России № 2293619 / Галкин С.П. – 2007.
16. Lopatin N. V. Mathematical modeling of radial-shear rolling of the VT6 titanium alloy under conditions of formation of a globular structure / Lopatin N. V., Salishchev G.A., Galkin S.P. // Russian Journal of Non-Ferrous Metals – 2011. – Т. 52 – № 5 – С.442–447.
17. Колобов Ю.Р. Опыт организации инновационной деятельности в рамках крупного комплексного проекта Федеральной целевой программы Минобрнауки, Инновации РАН – 2009 / Колобов Ю.Р., Иванов М.Б. // Материалы ежегодной научно-практической конференции – 2009. – С.253–260.
18. Галкин С.П. Способ получения прутков из легированных металлов и сплавов. Патент России № 2038175 / Галкин С.П., Карпов Б.В., Михайлов В.К., Романцев Б.А. – 1995.
19. Galkin S.P. New inline process for thermomechanical treatment of steel bars / Galkin S.P., Romantsev, B. A. Borowikow A. // CIS Iron and Steel Review – 2012.
20. Pater Z. Complex Numerical Analysis of the Tube Forming Process Using Diescher Mill / Pater Z., Kazanecki J. // Archives of Metallurgy and Materials – 2013. – Т. 58 – № 3 – С.717–724.
21. Molotnikov A. Gradient structure produced by three roll planetary milling: Numerical simulation and microstructural observations / Molotnikov A., Tao Wang J., Kim H.-E., Estrin Y., Li Wang Y., Diez M., Lapovok R. // Materials Science and Engineering: A – 2015. – Т. 639 – С.165–172.

22. Pater Z. Numerical Analysis of the Skew Rolling Process for Rail Axles / Pater Z., Tomczak J., Bulzak T. // Archives of Metallurgy and Materials – 2015. – T. 60 – № 1 – C.415–418.
23. Stefanik A. Properties of the AZ31 magnesium alloy round bars obtained in different rolling processes / Stefanik A., Szota P., Mróz S., Bajor T., Dyja H. // Archives of Metallurgy and Materials – 2015. – T. 60 – № 4 – C.3001–3005.
24. Gryc A. The analysis of influence the parameters of rolling process in three high skew rolling mill of AZ31 magnesium alloy bars on temperature distribution / Gryc A., Bajor T., Dyja H. – 2016. – T. 55 – C.772–774.
25. Stefanik A. Theoretical And Experimental Analysis Of Aluminium Bars Rolling Process In Three-High Skew Rolling Mill / Stefanik A., Morel A., Mróz S., Szota P. // Archives of Metallurgy and Materials – 2015. – T. 60 – № 2 – C.809–813.
26. Pater Z. Three dimensional thermo-mechanical simulation of the tube forming process in Diescher's mill / Pater Z., Kazanecki J., Bartnicki J. // Journal of Materials Processing Technology – 2006. – T. 177 – C.167–170.
27. Ivanov M. Mechanical properties of mass-produced nanostructured titanium / Ivanov M., Kolobov Y., Golosov E., Kuz'menko I., Veinov V., Nechaenko D., Kungurtsev E. // Nanotechnologies in Russia – 2011. – T. 6 – № 5–6 – C.370–378.
28. Лопатин Н.В. Влияние комбинированной прокатки на структуру и свойства прутков титана ВТ1-0 / Лопатин Н.В., Галкин С.П. // Цветная металлургия – 2013. – № 2 – С.39–46.
29. Sheremetyev V. Structure and functional properties of metastable beta Ti-18Zr-14Nb (at.%) alloy for biomedical applications subjected to radial shear rolling and thermomechanical treatment / Sheremetyev V., Kudryashova A., Dubinskiy S., Galkin S., Prokoshkin S., Brailovski V. // Journal of Alloys and Compounds – 2018. – T. 737 – C.678–683.
30. Steven L. Titanium and Its Alloys for Biomedical Implants ASM International, 2012. – 223–236c.
31. Leyens C. Titanium and titanium alloys : fundamentals and applications // – 2003. – 532c.

32. Чекмарев А.П.Прошивка в косовалковых станах / А. П. Чекмарев, Я. В. Ваткин, М. И. Ханин – М.: Металлургия, 1967.– 240с.
33. Тетерин П.К.Теория поперечно-винтовой прокатки / П. К. Тетерин – М.: Металлургия, 1971.– 386с.
34. Михайлов В.К. Совершенствование и внедрение процесса винтовой прокатки сплошных заготовок на основе анализа параметров очага деформации. Автореф. дис. на соискание Ученой степени канд. техн. наук (05.16.05) / Михайлов В.К. – 1987.
35. Галкин С.П. Методика виртуальных пережимов для расчета мини-станов радиально-сдвиговой (винтовой) прокатки / Галкин С.П., Фадеев В.А., Гусак А.Ю. // Трубное производство – 2016. – № 2 – С.27–35.
36. Миронов Ю.М. Геометрические параметры процесса косой прокатки. В сб. “Производство труб” (УкрНИТИ), вып. 6. М.: Металлургиздат / Миронов Ю.М. – 1962. – С.20–23.
37. Шаповал А.Н.Интенсивные процессы обработки давлением вольфрама и молибдена / А. Н. Шаповал, С. М. Горбатюк, Ш. А. А. – М.: Изд. дом «Руда и металлы», 2006.– 356с.
38. Wagoner R.H. (Robert H..Metal forming analysis / R. H. (Robert H. . Wagoner, J. L. Chenot – Cambridge University Press, 2001.– 376c.
39. Kobayashi S.Metal forming and the finite-element method / S. Kobayashi, S.-I. Oh, T. Altan – Oxford University Press, 1989.– 377c.
40. Valberg H.S.Applied metal forming : including FEM analysis / H. S. Valberg – Cambridge University Press, 2010.– 465c.
41. Segerlind L.J.Applied finite element analysis / L. J. Segerlind – Wiley, 1984.– 427c.
42. Семенов Е. И.Ковка и штамповка: справочник. В 4 т. Т. 2. Горячая объёмная штамповка / Семенов Е. И. – М.: Машиностроение, 2010. Вып. 2– 720с.
43. Власов А.В.Конечно-элементное моделирование технологических процессов ковки и объемной штамповки / А. В. Власов, С. А. Стебунов, С. А.

Евсюков, Н. В. Биба, А. А. Шитиков – М.: МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2019.– 383с.
44. Унксов Е.П.Теория пластических деформаций металлов / Е. П. Унксов, У. Джонсон, В. Л. Колмогоров, С. А. Попов, Ю. С. Сафаров, Р. Д. Вентер, Х. Кудо, К. Осакада, Л. Д. Пью, Р. Соуерби – М.: Машиностроение, 1983.– 598с.
45. Смирнов В.С.Теория обработки металлов давлением / В. С. Смирнов – М.: Металлургия, 1973.– 497с.
46. Мастеров В.А.Теория пластической деформации и обработка металлов давлением / В. А. Мастеров, В. С. Берковский – М.: Металлургия, 1989.– 400с.
47. Сторожев М.В.Теория обработки металлов давлением / М. В. Сторожев, Е. А. Попов – М.: Машиностроение, 1977.– 423с.
48. Kim H.Y. Crystal Structure, Transformation Strain, and Superelastic Property of Ti–Nb–Zr and Ti–Nb–Ta Alloys / Kim H.Y., Fu J., Tobe H., Kim J. Il, Miyazaki S. // Shape Memory and Superelasticity – 2015. – Т. 1 – № 2 – С.107–116.
49. Geetha M. Ti based biomaterials, the ultimate choice for orthopaedic implants - A review // Progress in Materials Science. – 2009. – Т. 54. – № 3. – 397–425с.
50. Шереметьев В.. Перспективная технология получения прутков из сверхупругого сплава Ti-Zr-Nb медицинского назначения на основе сочетания радиально-сдвиговой прокатки и ротационной ковки / Шереметьев В.., Кудряшова А.., Та Динь Суан, Галкин С.., Прокошкин С.., Браиловский В. // Металлург – 2019. – № 1 – С.45–52.
51. Sheremetyev V. Hot radial shear rolling and rotary forging of metastable beta Ti-18Zr-14Nb (at. %) alloy for bone implants: Microstructure, texture and functional properties / Sheremetyev V., Kudryashova A., Cheverikin V., Korotitskiy A., Galkin S., Prokoshkin S., Brailovski V. // Journal of Alloys and Compounds – 2019. – Т. 800 – С.320–326.
52. Galkin S.P. Trajectory of deformed metal as basis for controlling the radial-shift and screw rolling / Galkin S.P. // Stal’ – 2004. – № 7 – С.63–66.
53. Dobatkin S. Grain refinement, texture, and mechanical properties of a magnesium alloy after radial-shear rolling / Dobatkin S., Galkin S., Estrin Y.,

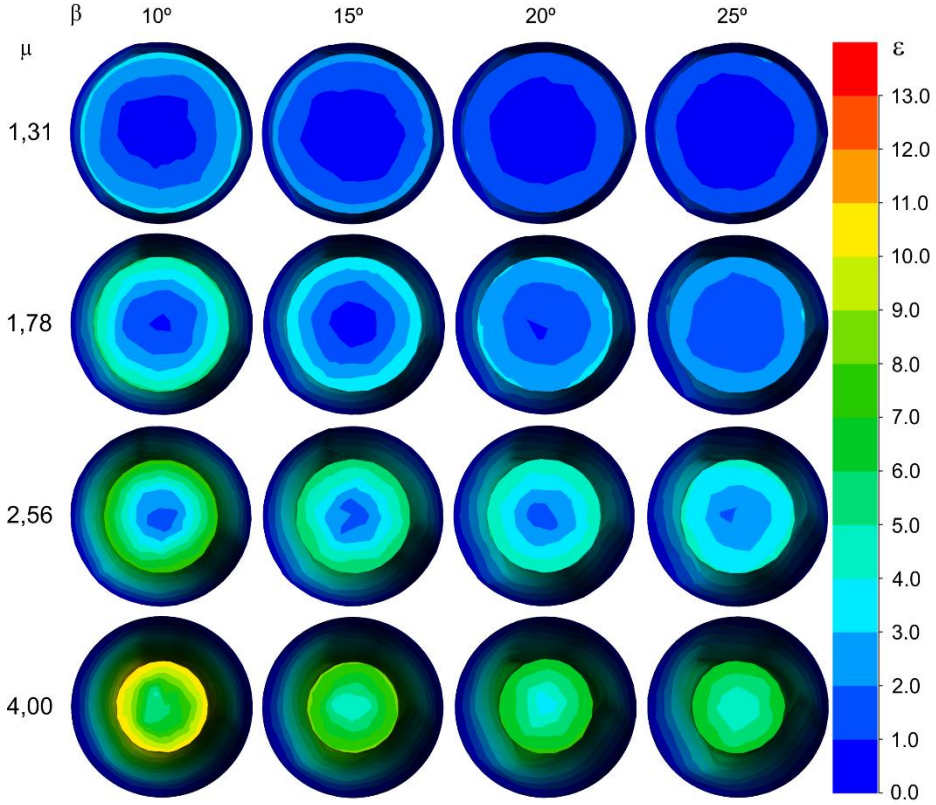
Serebryany V., Diez M., Martynenko N., Lukyanova E., Perezhogin V. // Journal of Alloys and Compounds – 2019. – T. 774 – C.969–979.
54. Akopyan T.K. Effect of Radial–Shear Rolling on the Formation of Structure and Mechanical Properties of Al–Ni and Al–Ca Aluminum–Matrix Composite Alloys of Eutectic Type / Akopyan T.K., Aleshchenko A.S., Belov N.A., Galkin S.P. // Physics of Metals and Metallography – 2018. – T. 119 – № 3 – C.241–250.
55. Карпов Б.. Радиально-сдвиговая прокатка прутков титанового сплава ВТ-8 с регламентированной структурой из слитков малого диаметра (не более 200 мм) / Карпов Б.., Патрин П.., Галкин С.., Харитонов Е.., Карпов И.. // Металлург – 2017. – № 10 – С.54–59.
56. Sheremetyev V. Structure and functional properties of metastable beta Ti-18Zr-14Nb (at.%) alloy for biomedical applications subjected to radial shear rolling and thermomechanical treatment / Sheremetyev V., Kudryashova A., Dubinskiy S., Galkin S., Prokoshkin S., Brailovski V. // Journal of Alloys and Compounds – 2018. – T. 737 – C.678–683.
57. Радюченко Ю. С.Ротационное обжатие / Радюченко Ю. С. – М.: Машиностроение, 1972.– 176с.
58. Тюрин В.А., Лазоркин В.А., Поспелов И.А. Ф.Х.П.Ковка на радиально-обжимных машинах / Ф. Х. П. Тюрин В.А., Лазоркин В.А., Поспелов И.А. – М.: Машиностроение, 1990.– 256с.
59. Liu Y. Plastic Deformation Components in Mandrel Free Infeed Rotary Swaging of Tubes / Liu Y., Herrmann M., Schenck C., Kuhfuss B. // Procedia Manufacturing – 2019. – T. 27 – C.33–38.
60. Al-Khazraji H. Microstructure, Mechanical, and Fatigue Strength of Ti-54M Processed by Rotary Swaging // Journal of Materials Engineering and Performance. – 2015. – T. 24. – № 5. – 2074–2084c.
61. Moumi E. 2D-simulation of material flow during infeed rotary swaging using finite element method Elsevier Ltd, 2014. – 2342–2347c.
62. Micro Metal Forming / / под ред. F. Vollertsen. – – Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2013.

63. Lopatin N. V. Effect of hot rolling by screw mill on microstructure of a Ti-6Al-4V titanium alloy / Lopatin N. V. // International Journal of Material Forming – 2013. – Т. 6 – № 4 – С.459–465.
64. Андреев В.А. Механические и функциональные свойства промышленных полуфабрикатов из сплава ТН-1, полученных теплой ротационной ковкой и РКУП / Андреев В.А., Юсупов В.С., Перкас, М. М Просвирнин, В. В Шелест, А. Е Прокошкин, С. Д Хмелевская, И. Ю Коротицкий, А. В Бондарева, С. А Карелин Р.Д. // Деформация и разрушение материалов – 2017. – № 4 – С.43–48.
65. Abedian A. A Comparison between the Properties of Solid Cylinders and Tube Products in Multi-Pass Hot Radial Forging Using Finite Element Method AIP, 2007. – 963–968с.
66. Zhang Q. Energy-controlled rotary swaging process for tube workpiece / Zhang Q., Jin K., Mu D., Zhang Y., Li Y. // International Journal of Advanced Manufacturing Technology – 2015. – Т. 80 – № 9–12 – С.2015–2026.
67. Zhang Q. Tube/tube joining technology by using rotary swaging forming method / Zhang Q., Jin K., Mu D. // Journal of Materials Processing Technology – 2014. – Т. 214 – № 10 – С.2085–2094.
68. Zhang Q. Rotary swaging forming process of tube workpieces / Zhang Q., Jin K., Mu D., Ma P., Tian J. // Procedia Engineering – 2014. – Т. 81 – № October – С.2336–2341.
69. Naizabekov A. Computer Simulation of the Combined Process “Helical Rolling-Pressing” / Naizabekov A., Lezhnev S., Arbuz A., Panin E. // Key Engineering Materials – 2016. – Т. 716 – С.614–619.
70. Pachla W. Effect of severe plastic deformation realized by hydrostatic extrusion and rotary swaging on the properties of CP Ti grade 2 / Pachla W., Kulczyk M., Przybysz S., Skiba J., Wojciechowski K., Przybysz M., Topolski K., Sobolewski A., Charkiewicz M. // Journal of Materials Processing Technology – 2015. – Т. 221 – С.255–268.
71. Колмогоров В.Л.Механика обработки металлов давлением / В. Л.

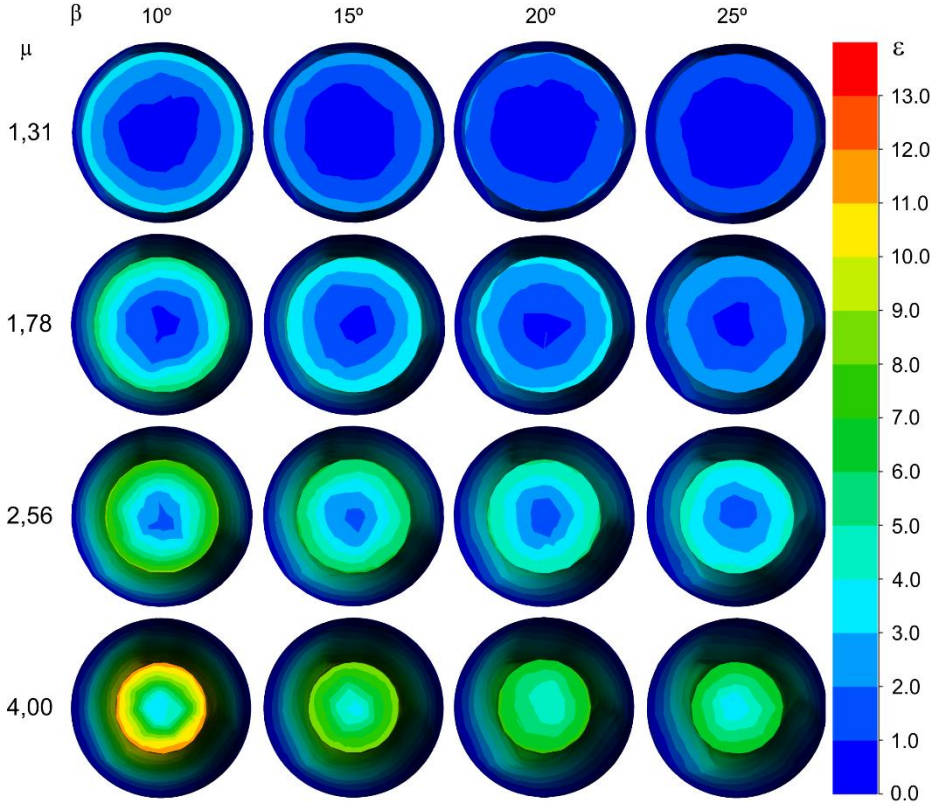
Колмогоров – М.: Металлургия, 1986.– 688с.
72. Романенко В.П. Производство полых вагонных осей методами винтовой прошивки и радиальной ковки / Романенко В.П., Степанов П.П., Крискович С.М. // Металлург – 2017. – № 10 – С.44–48.
73. Радюченко Ю. С.Ротационная ковка / Радюченко Ю. С. – М.: ГНТИ Машлит, 1962.– 188с.
74. Andreev V.A. Mechanical and functional properties of commercial alloy TN-1 semiproducts fabricated by warm rotary forging and ECAP / Andreev V.A., Yusupov V.S., Perkas M.M., Prosvirnin V. V., Shelest A.E., Prokoshkin S.D., Khmelevskaya I.Y., Korotitskii A. V., Bondareva S.A., Karelin R.D. // Russian Metallurgy (Metally) – 2018. – Т. 2017 – № 10 – С.890–894.
75. Бернштейн, М. Л Добаткин С.В.Диаграммы горячей деформации, структура и свойства стали / С. В. Бернштейн, М. Л Добаткин, Л. М. Капуткина, С. Д. Прокошкин – М.: Металлургия, 1989.– 544с.

Приложение

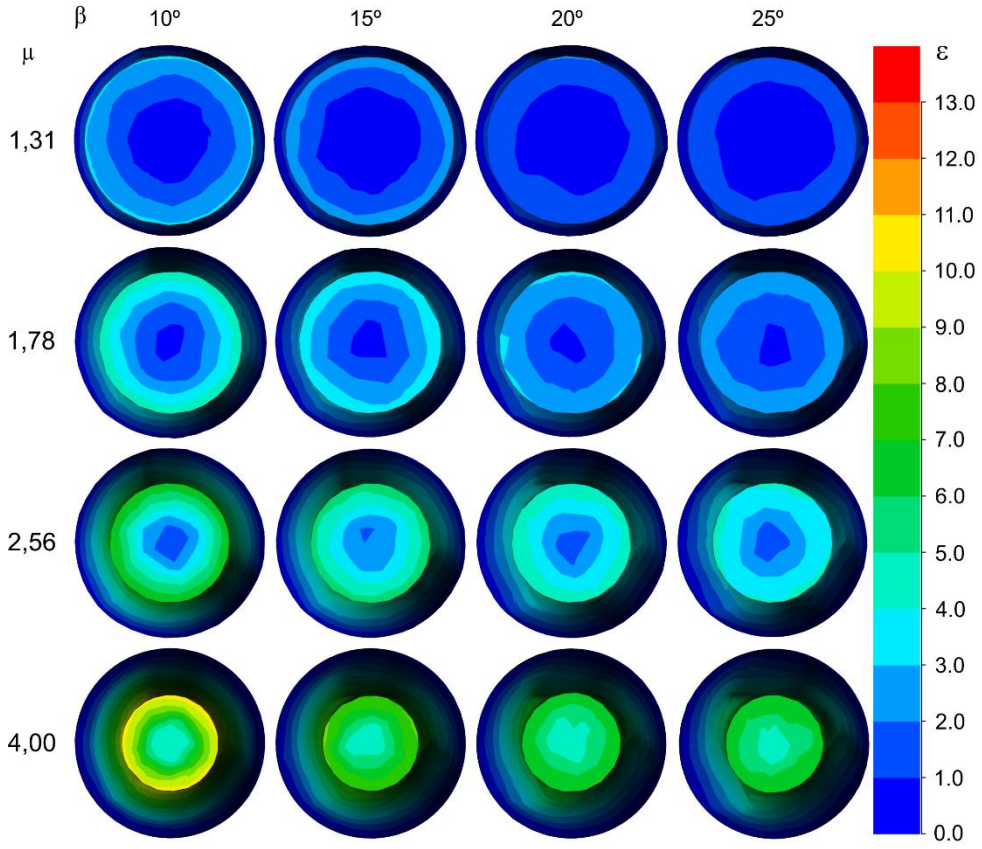
Приложение 1: Деформация по поперечному сечению при РСП



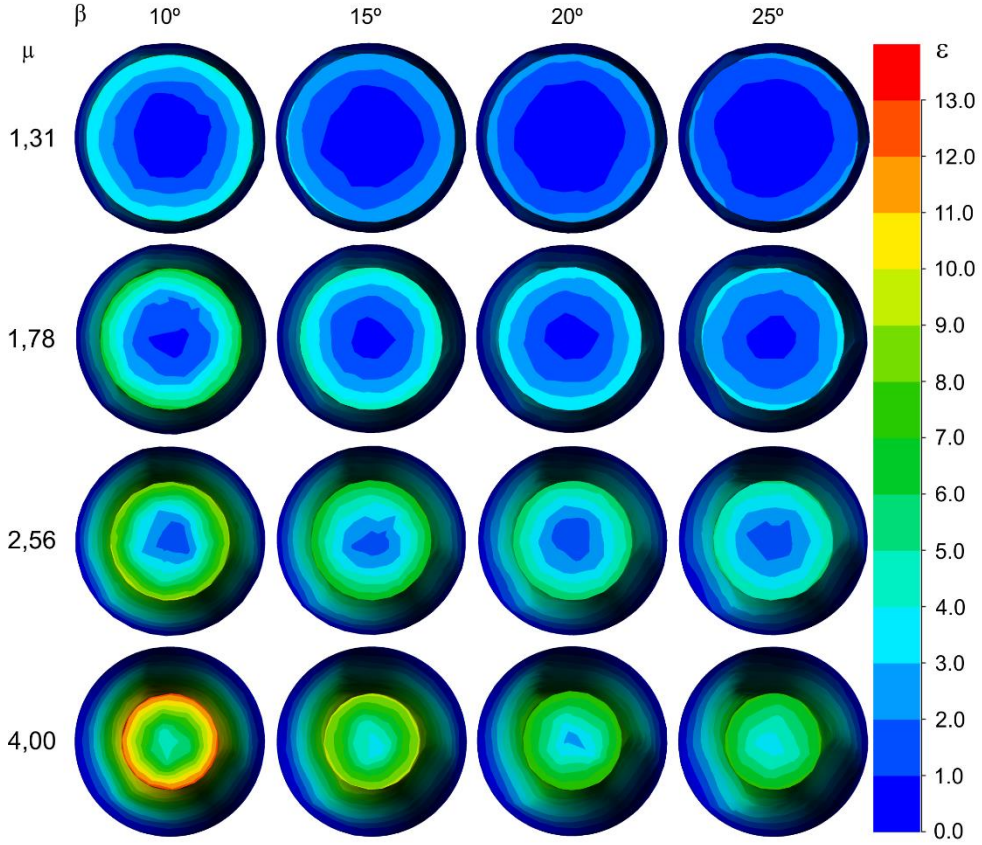
Деформации по поперечному сечению при РСП сплава ВТ6, Т = 930 °С



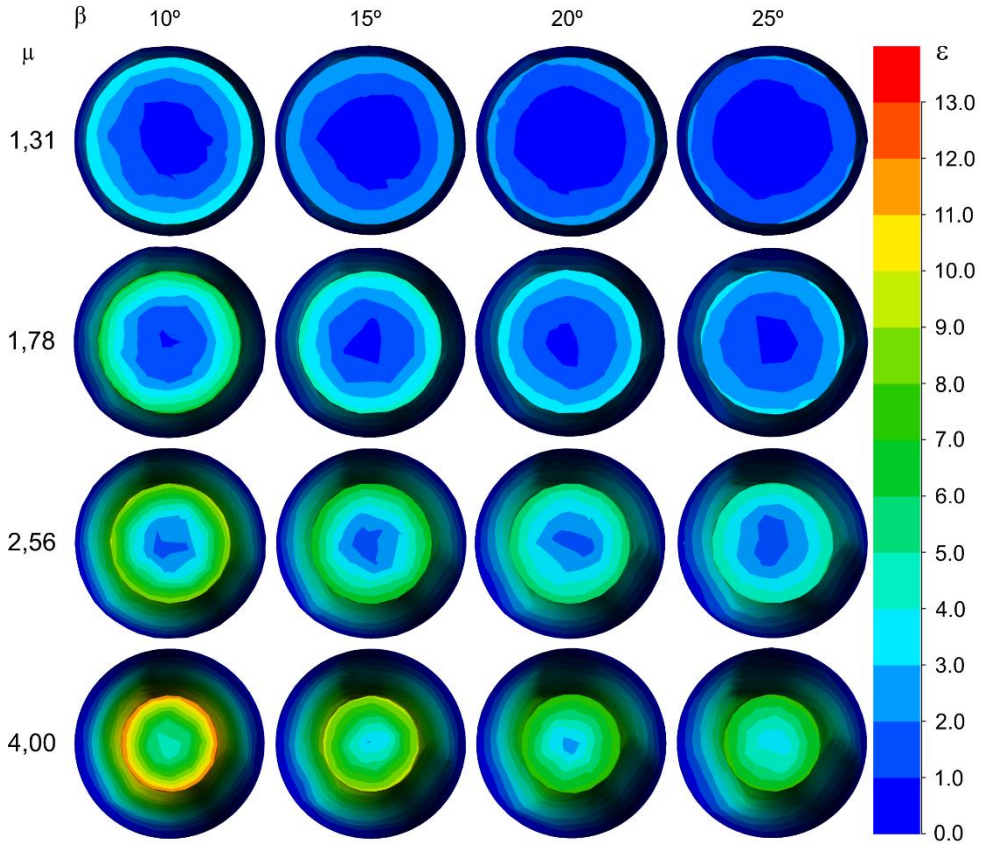
Деформации по поперечному сечению при РСП сплава ВТ6, Т = 1000 °С



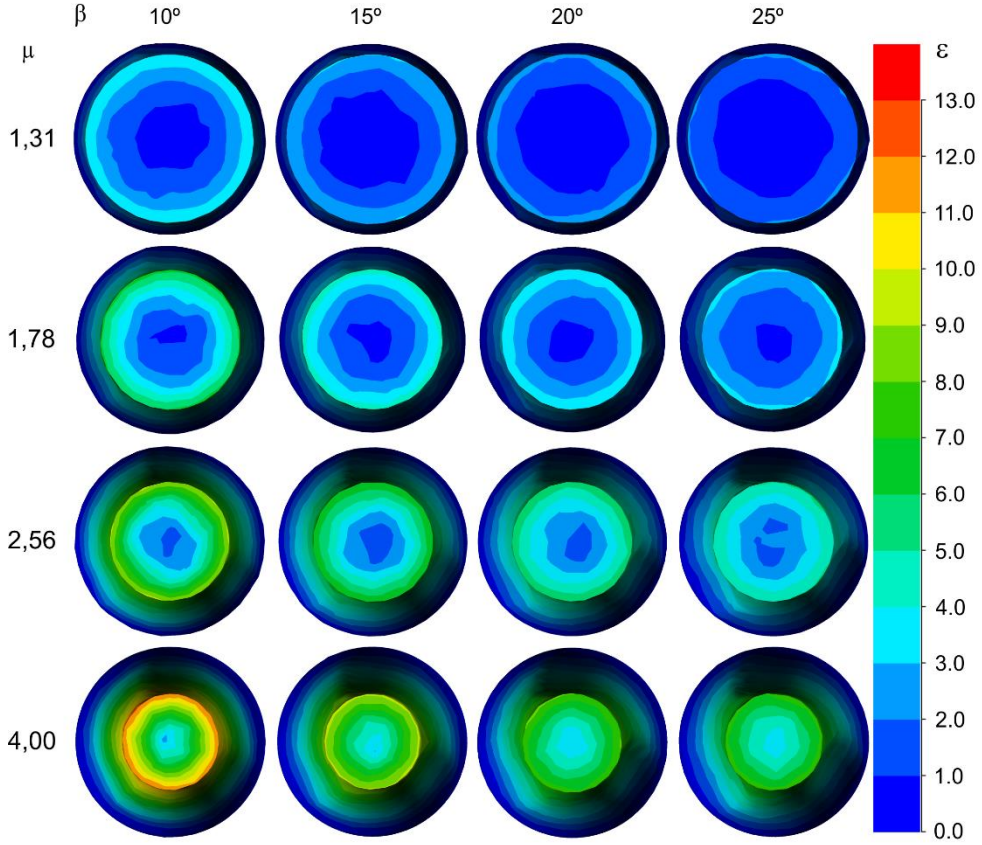
Деформации по поперечному сечению при РСП сплава ВТ6, Т = 1070 °С



Деформации по поперечному сечению при РСП сплава TZN, Т = 930 °С

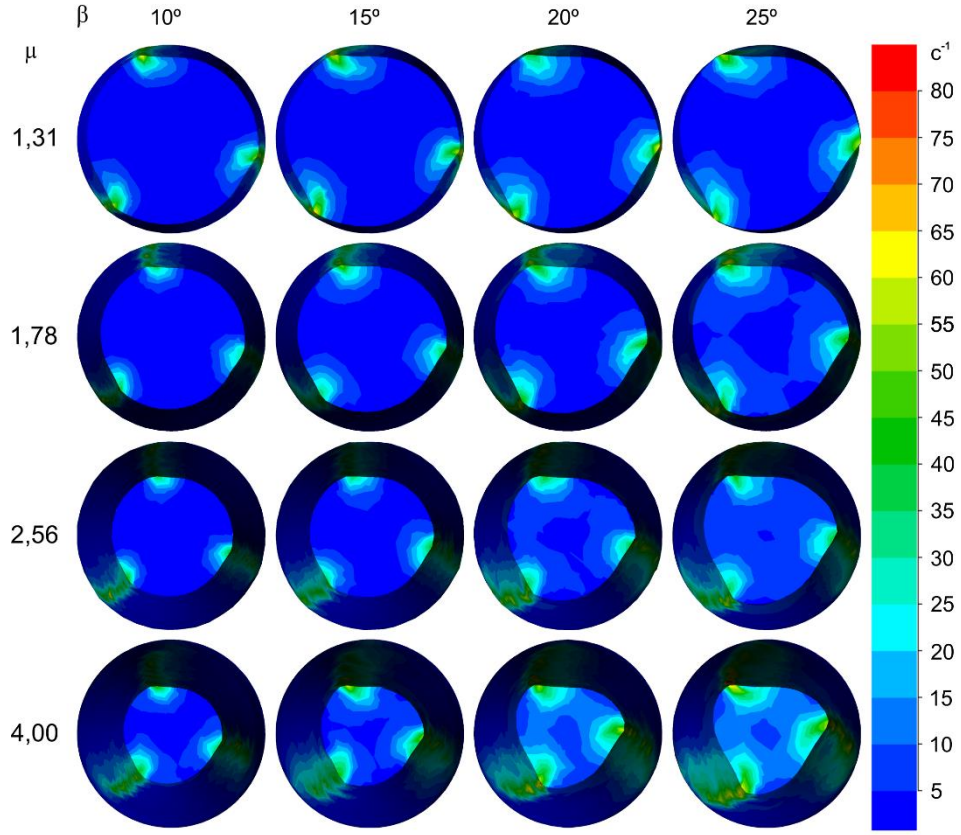


Деформации по поперечному сечению при РСП сплава TZN, T = 1000 °C

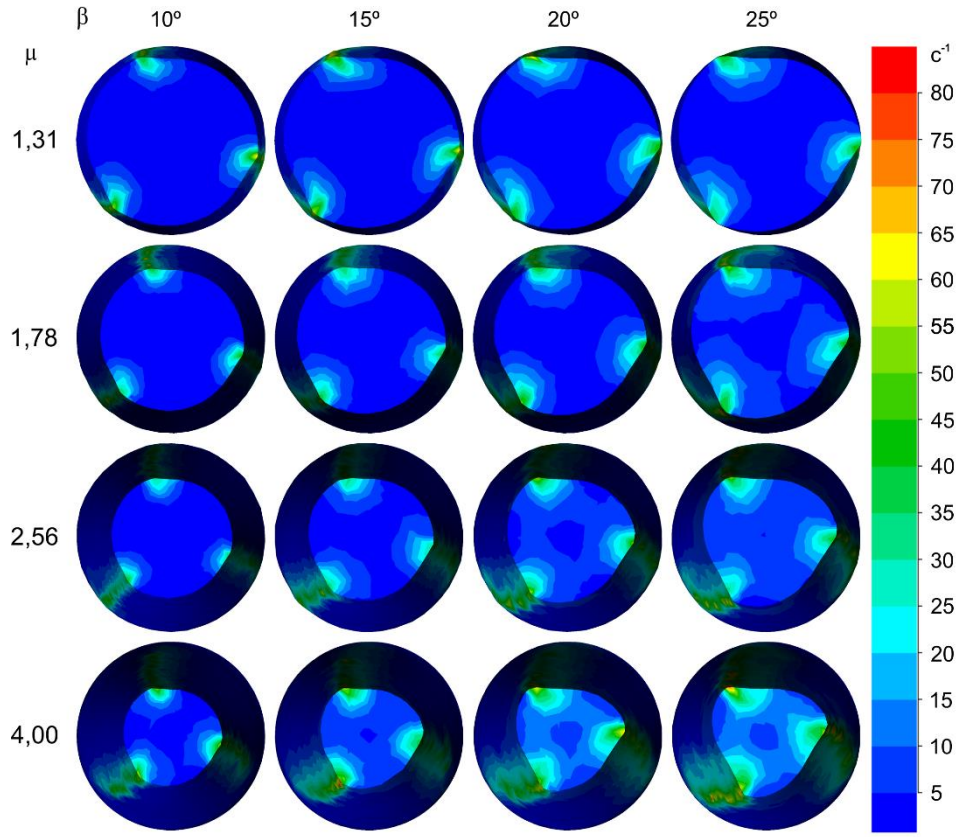


Деформации по поперечному сечению при РСП сплава TZN, T = 1070 °C

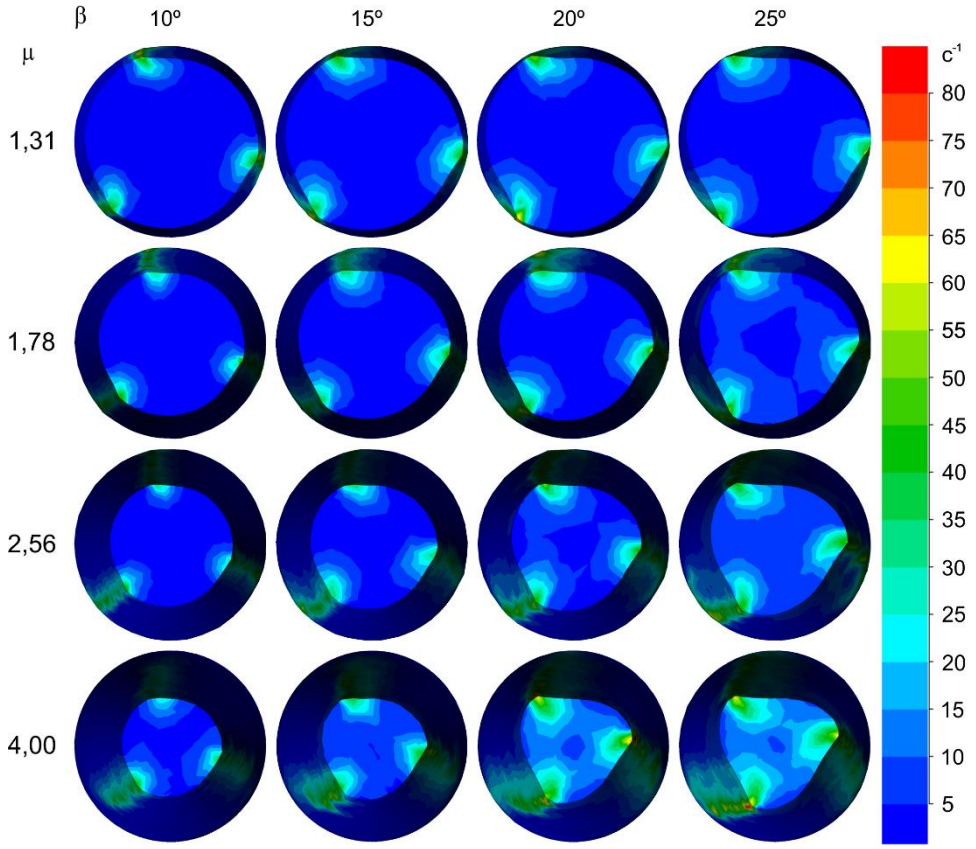
Приложение 2: Скорость деформации в очаге деформации при РСП



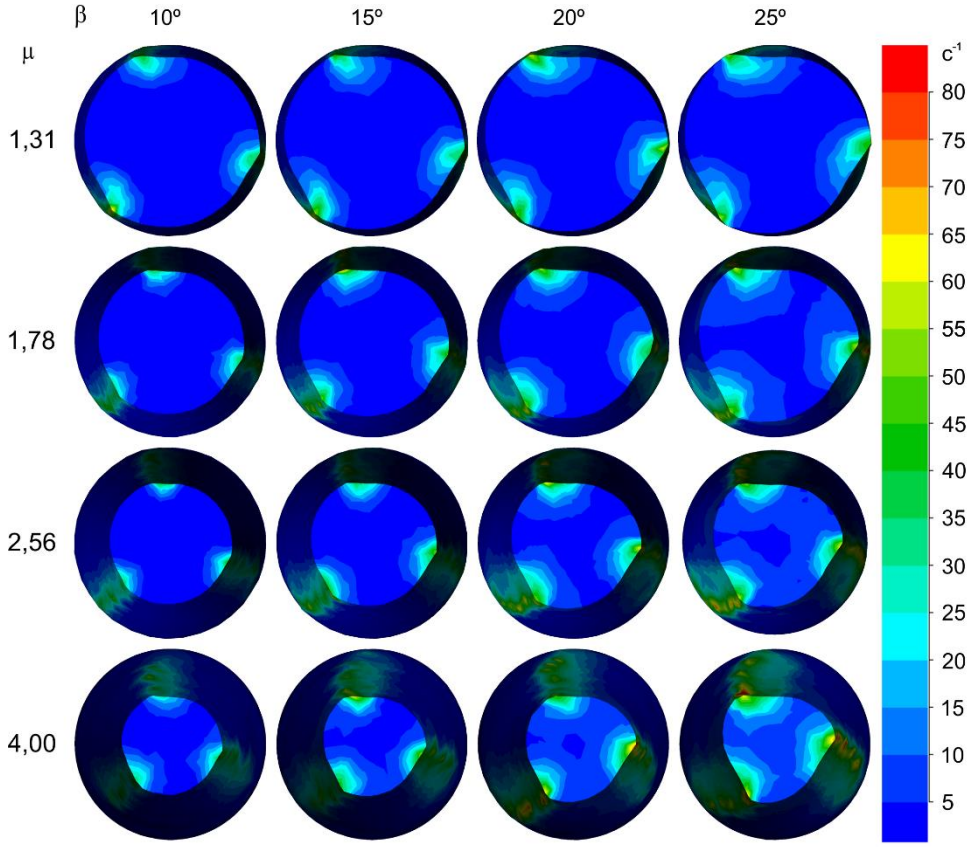
Скорость деформации в очаге деформации при РСП сплава ВТ6, Т = 930 °С



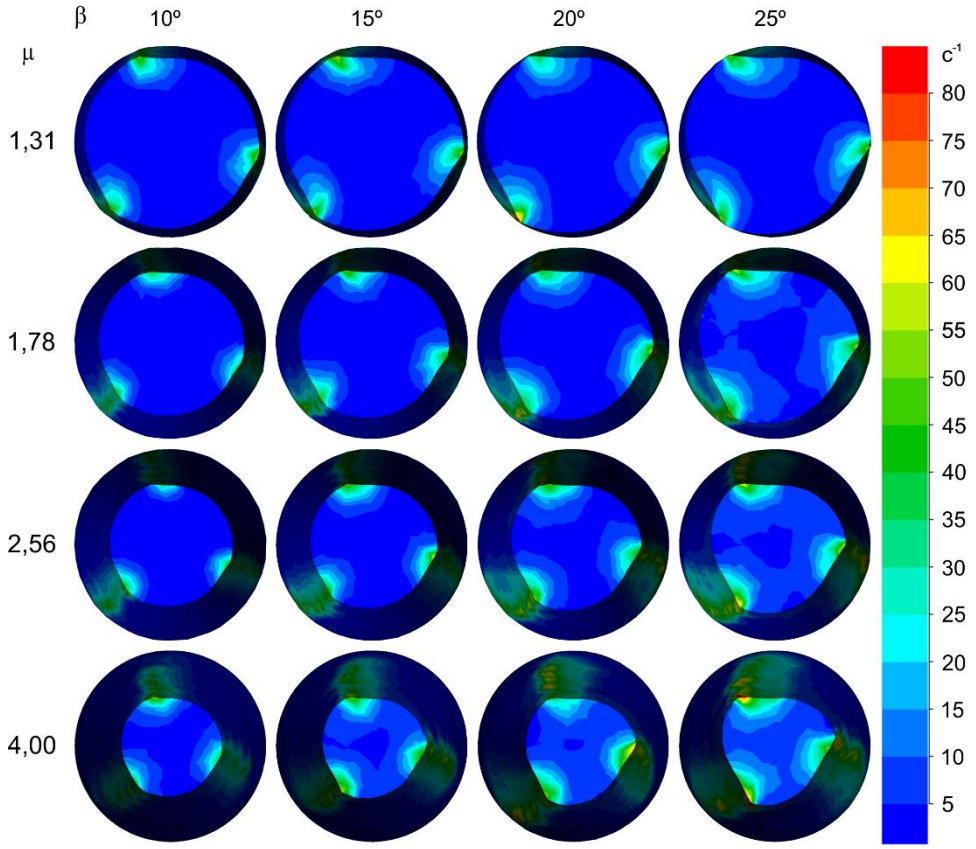
Скорость деформации в очаге деформации при РСП сплава ВТ6, Т = 1000 °С



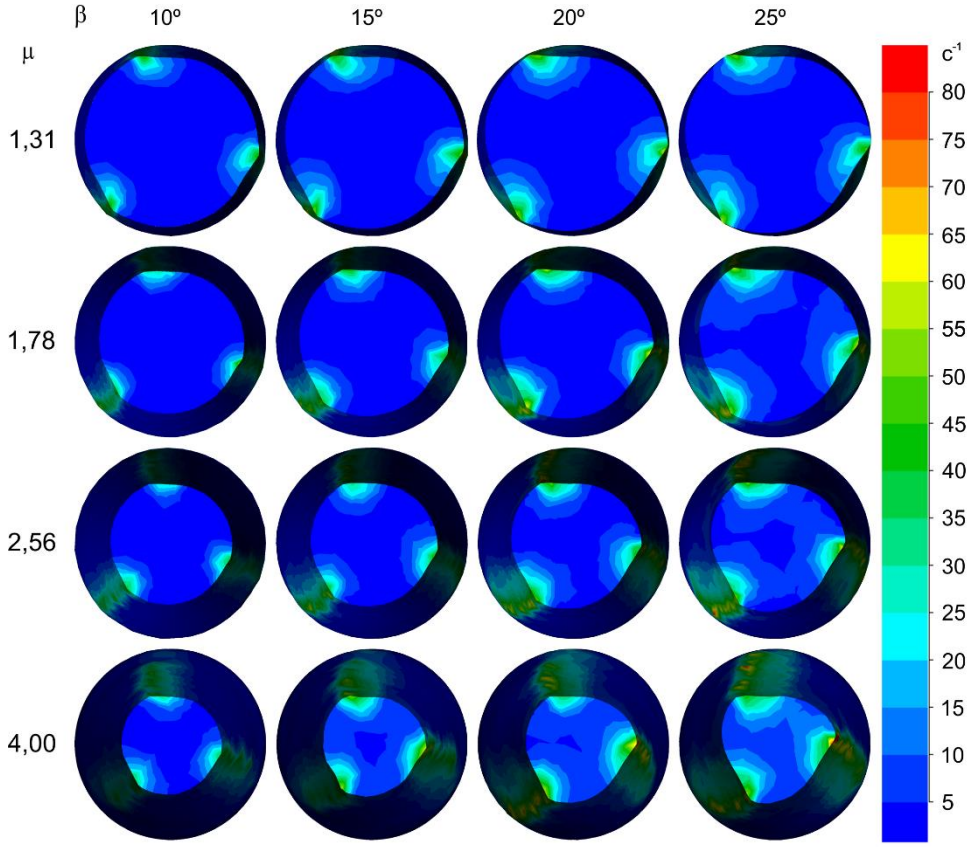
Скорость деформации в очаге деформации при РСП сплава ВТ6, Т = 1070 °С



Скорость деформации в очаге деформации при РСП сплава TZN, Т = 930 °С

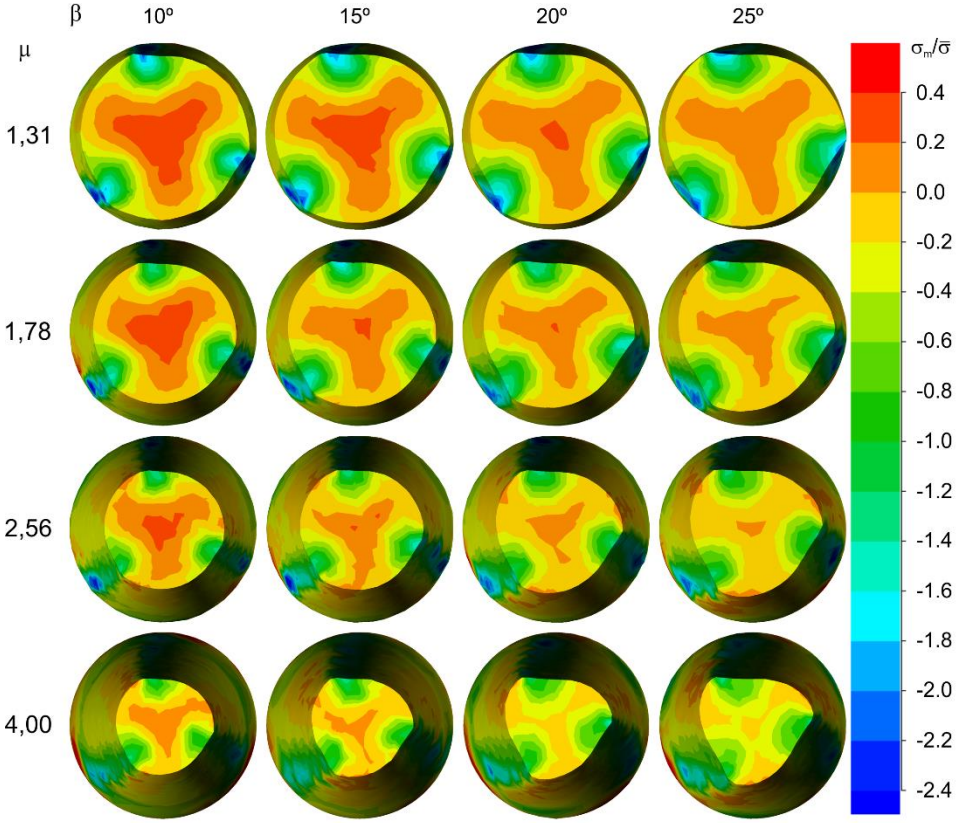


Скорость деформации в очаге деформации при РСП сплава TZN, T = 1000 °C

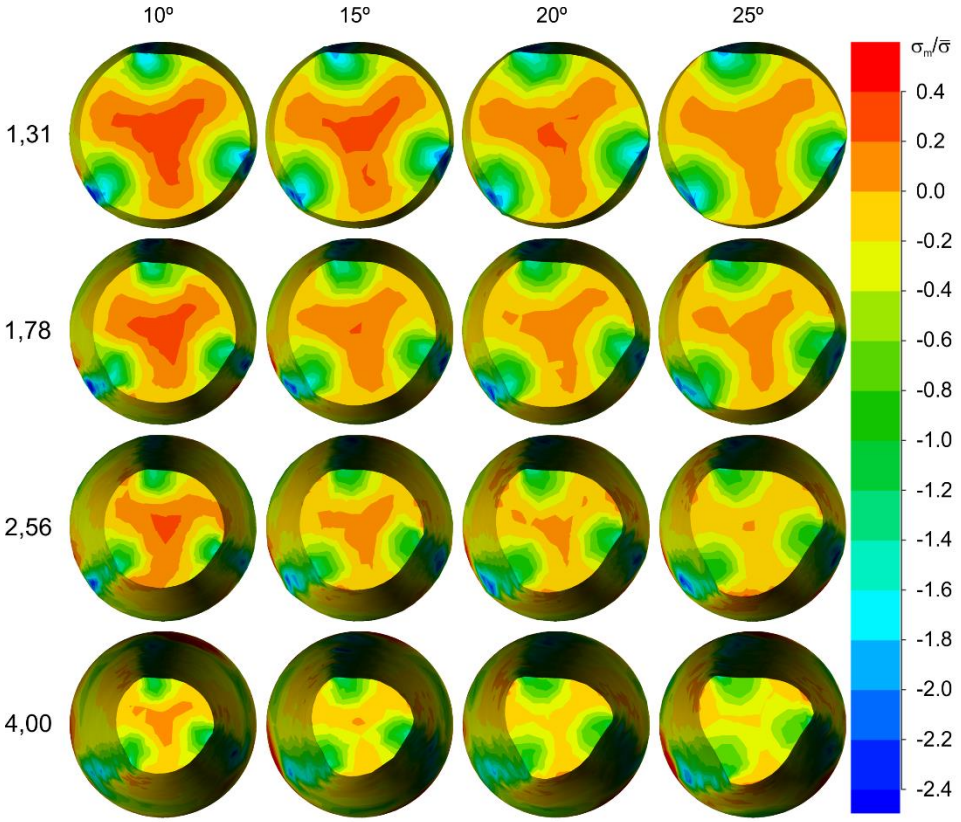


Скорость деформации в очаге деформации при РСП сплава TZN, T = 1070 °C

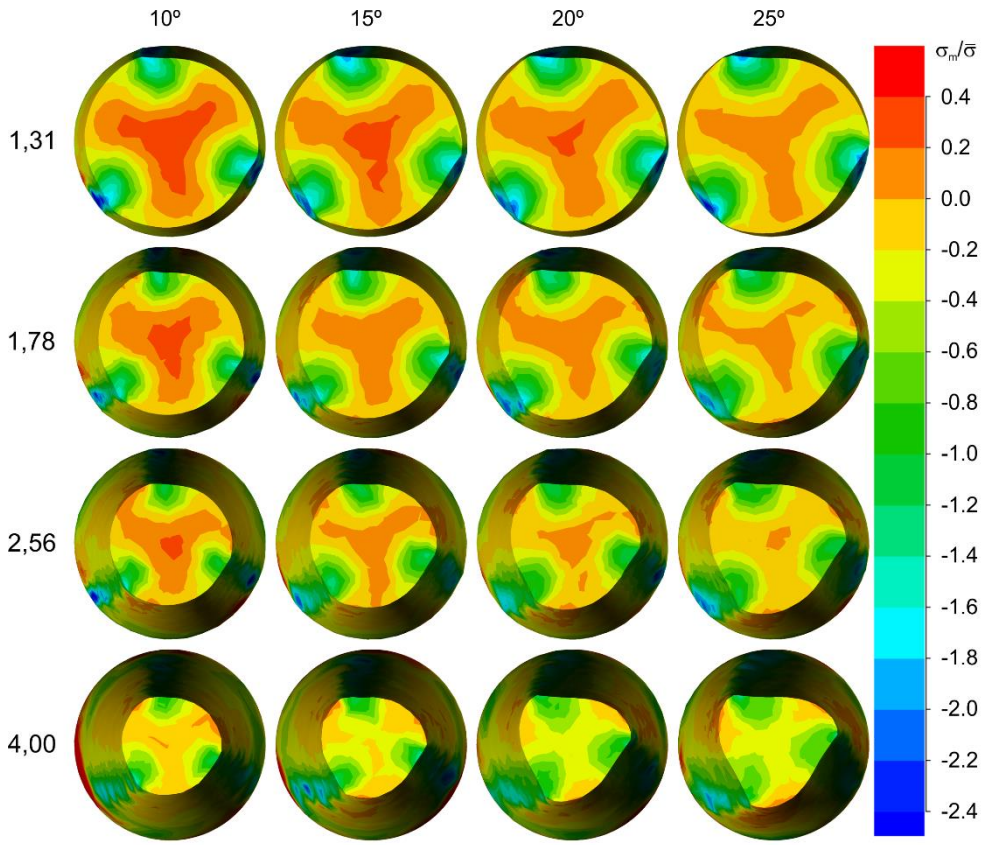
Приложение 3: Уровень сжимающих напряжений (η) в очаге деформации



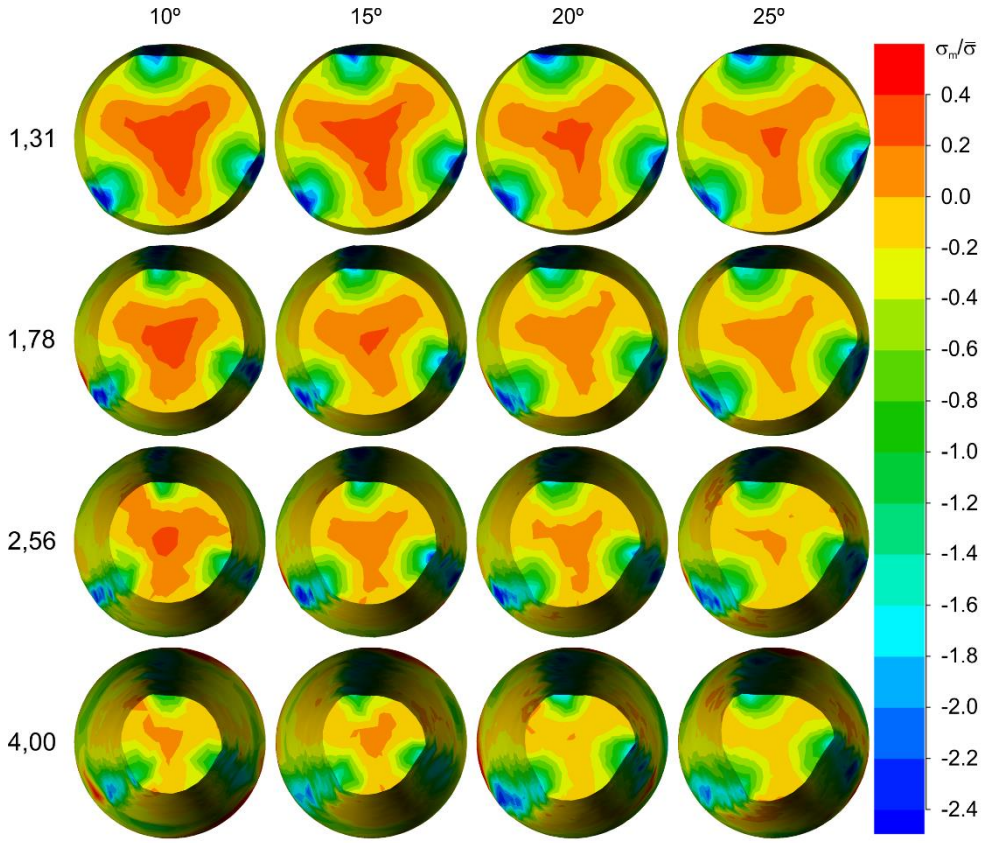
Распределение η по поперечному сечению при РСП сплава ВТ6, Т = 930 °С



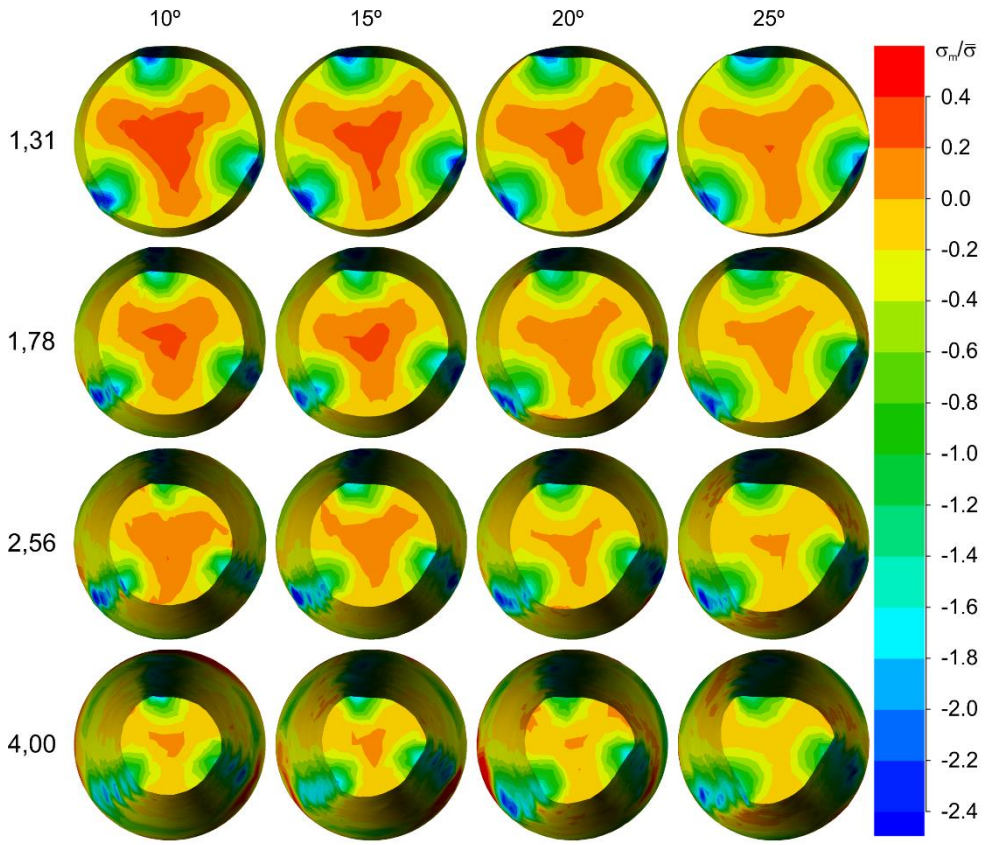
Распределение η по поперечному сечению при РСП сплава ВТ6, Т = 1000 °С



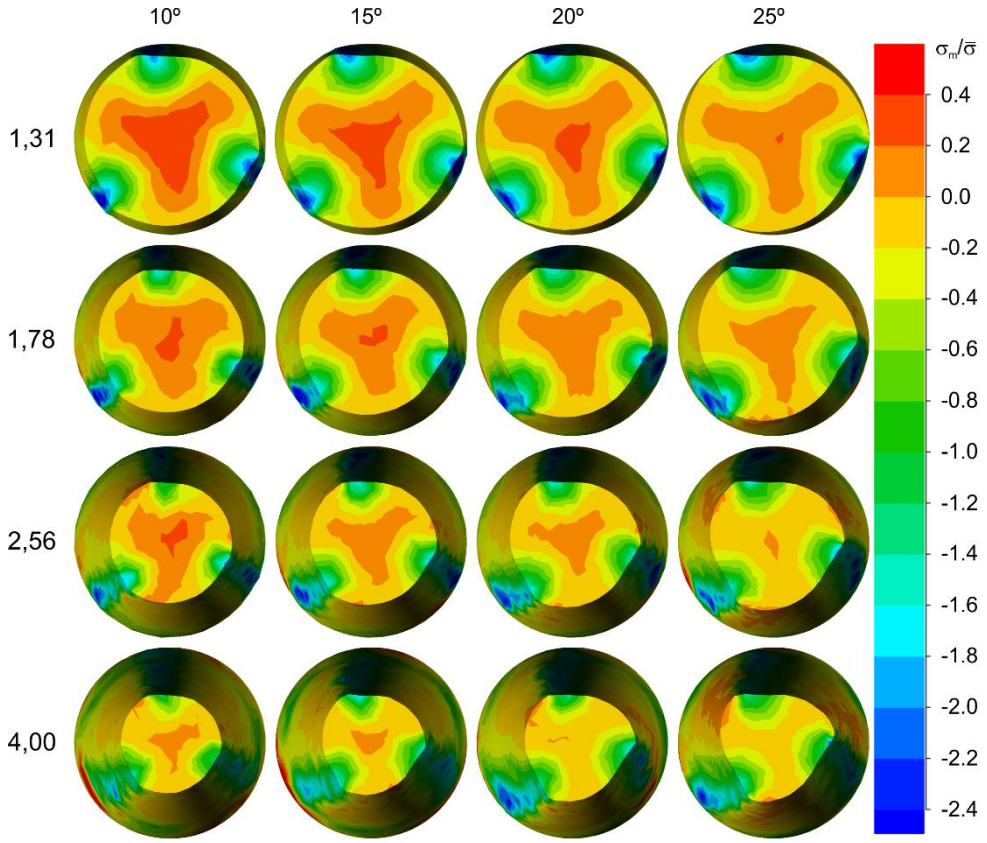
Распределение η по поперечному сечению при РСП сплава ВТ6, Т = 1070 °С



Распределение η по поперечному сечению при РСП сплава TZN, Т = 930 °С

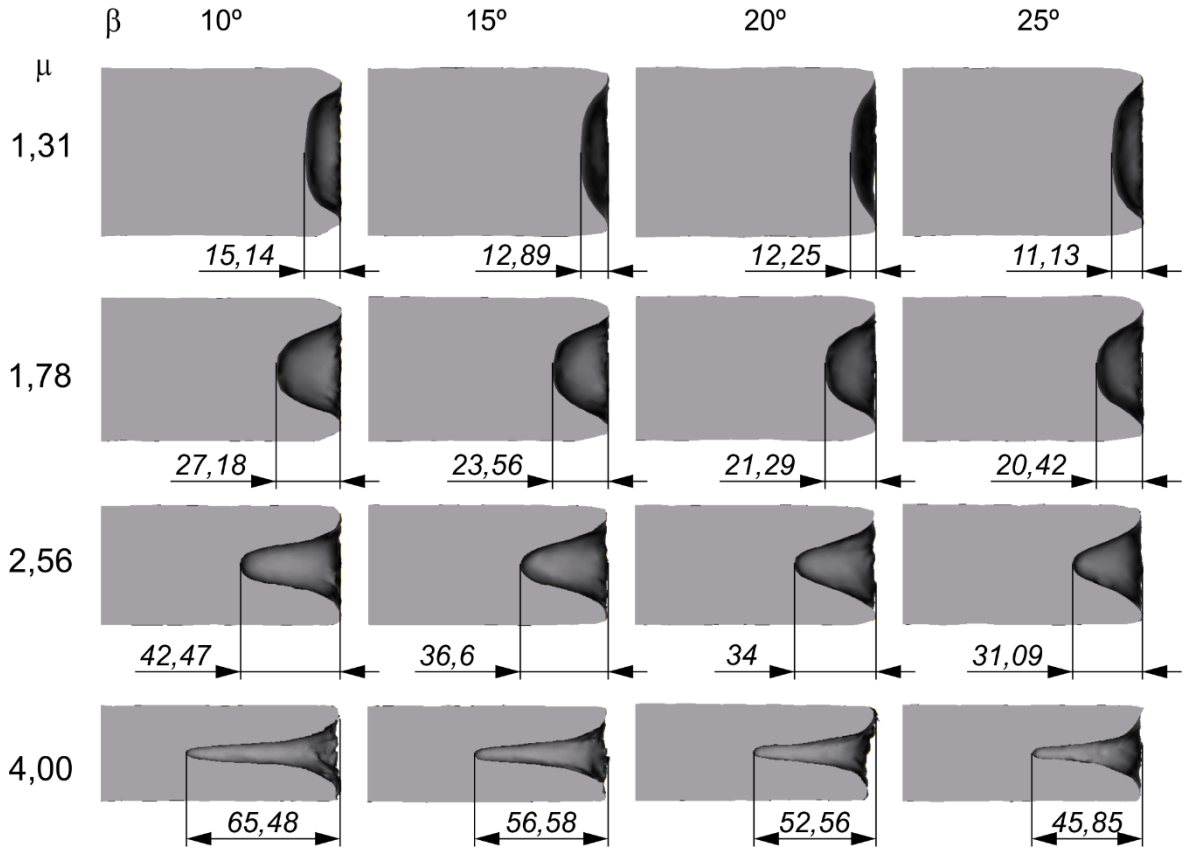


Распределение η по поперечному сечению при РСП сплава TZN, T = 1000 °C

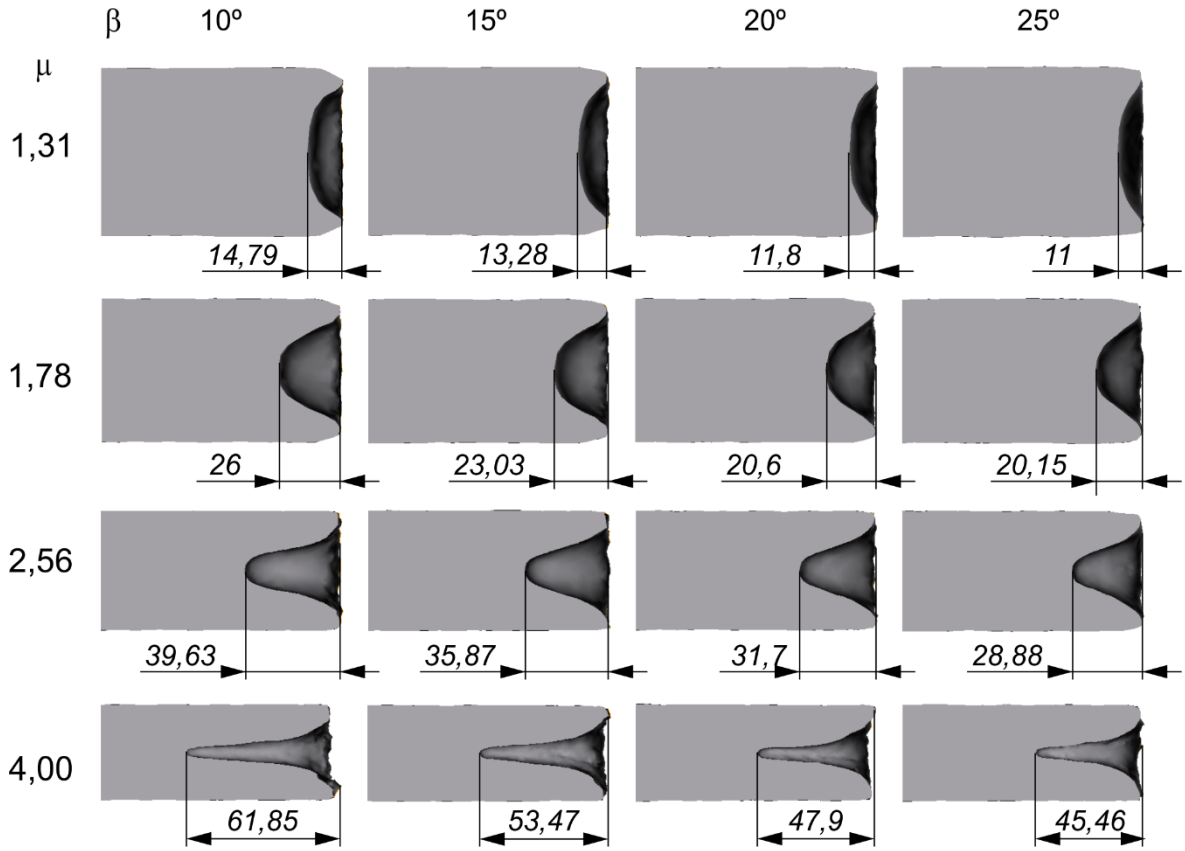


Распределение η по поперечному сечению при РСП сплава TZN, T = 1070 °C

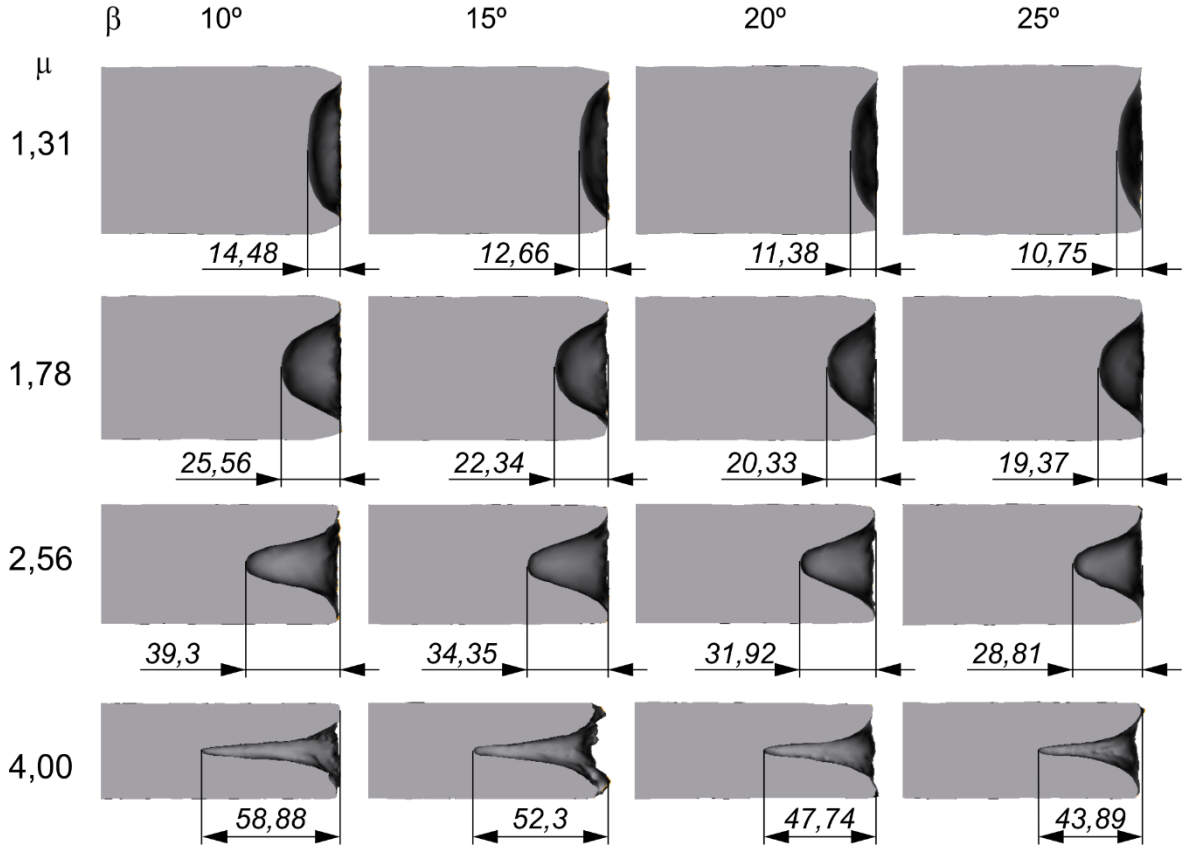
Приложение 4: Утяжка



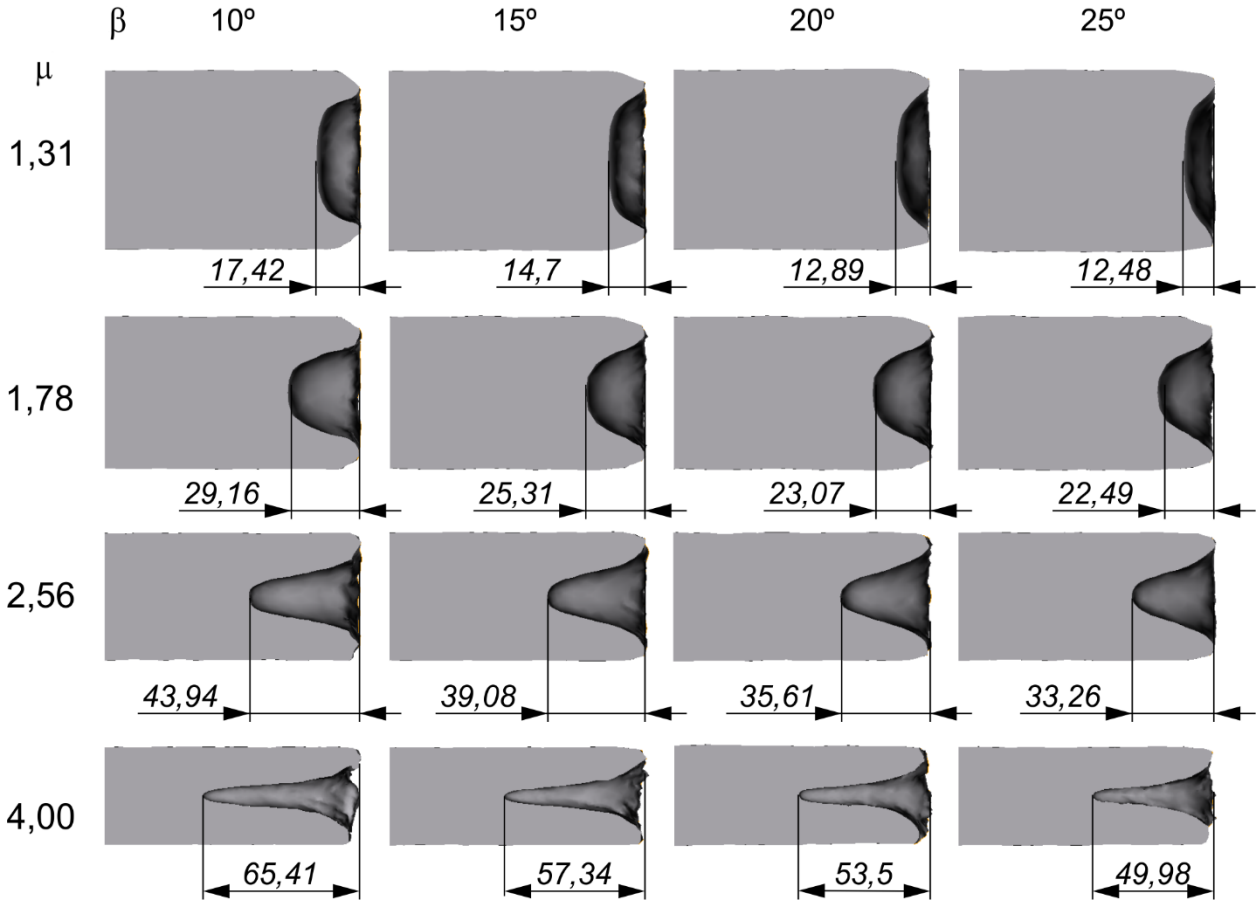
Утяжка заготовки при РСП сплава ВТ6, Т = 930 °С



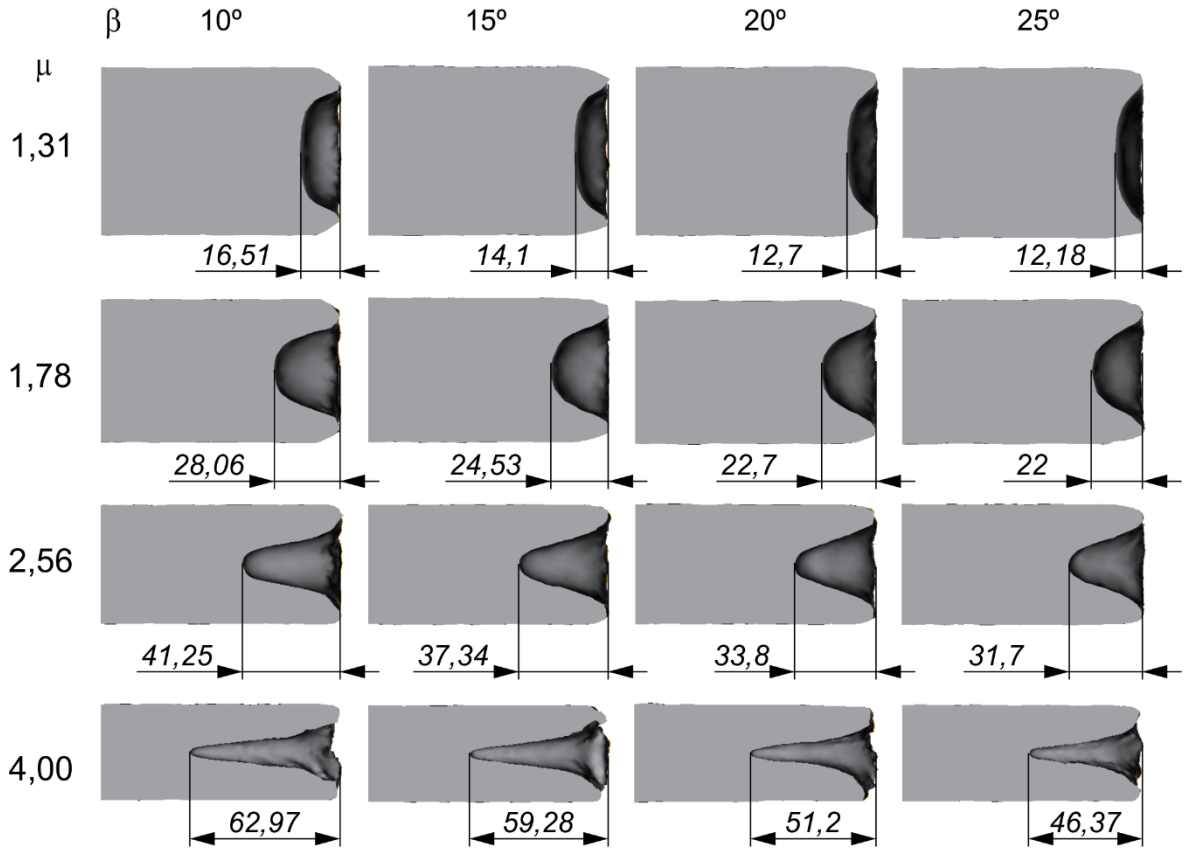
Утяжка заготовки при РСП сплава ВТ6, Т = 1000 °С



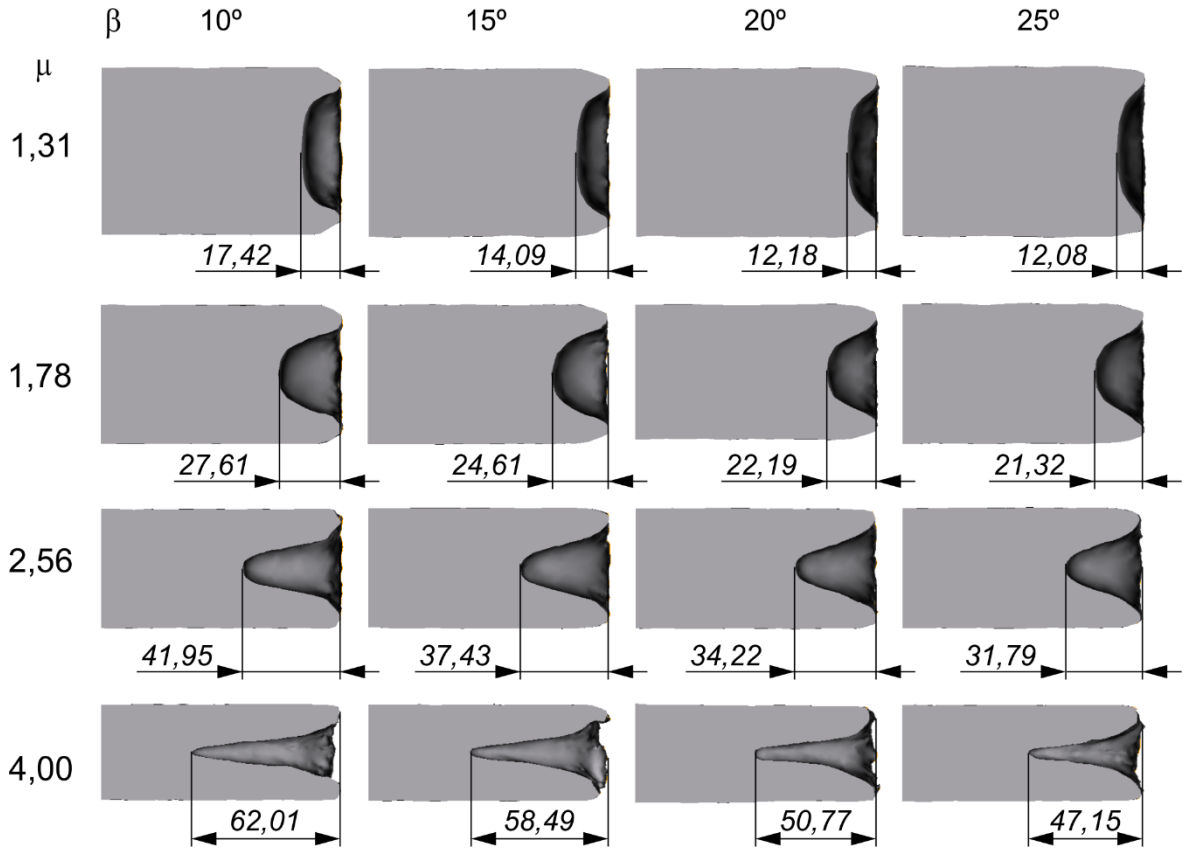
Утяжка заготовки при РСП сплава ВТ6, Т = 1070 °С



Утяжка заготовки при РСП сплава TZN, Т = 930 °С



Утяжка заготовки при РСП сплава TZN, T = 1000 °C



Утяжка заготовки при РСП сплава TZN, T = 1070 °C