

ПЕРМСКИЙ НАЦИОНАЛЬНЫЙ ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ  
ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ

На правах рукописи

**ЗУБАИРОВА ЛЯЛЯ ХАНАФОВНА**

**ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ ТРЕБУЕМОЙ ТОЧНОСТИ  
ФОРМЫ ТОНКОСТЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ ПРИ ПЛОСКОМ ТОРЦОВОМ  
ПЛАНЕТАРНОМ ШЛИФОВАНИИ**

05.02.08 – Технология машиностроения

Диссертация на соискание ученой степени  
кандидата технических наук

Научный руководитель:  
доктор технических наук,  
профессор  
В. И. Свирщев

Пермь–2014

## ОГЛАВЛЕНИЕ

СПИСОК СОКРАЩЕНИЙ И УСЛОВНЫХ ОБОЗНАЧЕНИЙ .....	5
ВВЕДЕНИЕ .....	7
ГЛАВА 1. ПРОБЛЕМА ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБЕСПЕЧЕНИЯ ТРЕБУЕМОЙ ТОЧНОСТИ ФОРМЫ ТОНКОСТЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ.....	13
1.1. Показатели качества тонкостенных деталей машин .....	13
1.2. Факторы, влияющие на точность геометрической формы.....	18
1.3. Остаточные напряжения в поверхностном слое детали .....	21
1.3.1. Возникновение остаточных напряжений при шлифовании.	22
1.3.2. Методы определения остаточных напряжений.....	26
1.4. Особенности формирования поверхностного слоя при плоском торцовом шлифовании.....	33
1.5. Плоское торцовое шлифование тонкостенных деталей.....	39
1.5.1. Характеристика тонкостенных деталей.....	39
1.5.2. Технология обработки тонкостенных деталей.....	41
1.6. Пути совершенствования плоского торцового шлифования.....	43
1.7. Плоское торцовое планетарное шлифование.....	
1.8. Выводы, постановка цели и задач исследования.....	50
ГЛАВА 2. ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОНАПРЯЖЕННОСТИ ПРОЦЕССА ПЛОСКОГО ТОРЦОВОГО ПЛАНЕТАРНОГО ШЛИФОВАНИЯ ТОНКОСТЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ ..	52
2.1. Постановка тепловой задачи и описание теплонапряженности процесса плоского торцового планетарного шлифования полубесконечного тела.....	52
2.2. Тепловой баланс при плоском торцовом планетарном шлифовании.....	54
2.3. Аналитическое описание теплонапряженности процесса плоского торцового планетарного шлифования тонких пластин.....	57
2.4. Выводы.....	62

ГЛАВА 3. АНАЛИТИЧЕСКОЕ ОПИСАНИЕ ГЛУБИНЫ ЗАЛЕГАНИЯ И ХАРАКТЕРА РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ ПЛОСКОМ ТОРЦОВОМ ПЛАНЕТАРНОМ ШЛИФОВАНИИ.....	66
3.1. Аналитическое описание напряженного состояния детали под действием сил резания.....	67
3.2. Определение температурных деформаций и напряжений в поверхностном слое.....	80
3.3. Определение фиктивной силы от воздействия температуры..	84
3.4. Суммарные остаточные напряжения от силового и температурного факторов.....	87
3.5. Выводы.....	98
ГЛАВА 4. ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ОТКЛОНЕНИЯ ФОРМЫ ТОНКОСТЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ ПРИ ПЛОСКОМ ТОРЦОВОМ ПЛАНЕТАРНОМ ШЛИФОВАНИИ.....	99
4.1. Определение деформации пластины.....	99
4.2. Определение прогиба прямоугольной пластины.....	101
4.3. Расчет прогиба прямоугольной пластины.....	108
4.4. Выводы.....	110
ГЛАВА 5. ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ХАРАКТЕРИСТИК КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ И ТОЧНОСТИ ПРИ ПЛОСКОМ ТОРЦОВОМ ПЛАНЕТАРНОМ ШЛИФОВАНИИ ТОНКОСТЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ .....	112
5.1. Методика проведения экспериментальных исследований.....	112
5.1.1. Оборудование и инструмент.....	112
5.1.2. Исследуемые материалы и образцы.....	117
5.1.3. Исследуемые факторы и условия проведения эксперимента.....	114
5.1.4. Методика измерения остаточных напряжений .....	117
5.1.5. Методика измерения прогиба шлифованного образца...	119

5.1.6. Математическая обработка результатов экспериментальных исследований.....	120
5.2. Технологические возможности процесса плоского торцового планетарного шлифования.....	122
5.2.1. Результаты исследования остаточных напряжений в шлифованных образцах.....	122
5.2.1. Результаты исследования деформации шлифованных образцов.....	122
5.3. Методика определения параметров режима плоского торцового планетарного шлифования, обеспечивающих требуемые геометрические показатели отклонения формы .....	124
5.3.1. Определение эквивалентной нагрузки.....	124
5.3.2. Определение допустимого значения силы резания .....	127
5.3.3. Определение сочетания параметров режима шлифования	131
5.4. Применение разработанных зависимостей, методик и рекомендаций для назначения сочетаемых управляемых параметров режима ПТПШ, обеспечивающих требуемые показатели точности формы тонких пластин .....	133
5.5 Выводы .....	148
ЗАКЛЮЧЕНИЕ .....	149
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ.....	151
ПРИЛОЖЕНИЯ .....	162

## СПИСОК СОКРАЩЕНИЙ И УСЛОВНЫХ ОБОЗНАЧЕНИЙ

$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$  – нормальные декартовы компоненты напряжения, МПа, Н/мм<sup>2</sup>

$\sigma_r, \sigma_\theta$  – радиальная и тангенциальная напряжения в цилиндрических координатах, МПа, Н/мм<sup>2</sup>

$\tau_{xy}, \tau_{zy}, \tau_{zx}$  – касательные напряжения, МПа, Н/мм<sup>2</sup>

$\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$  – относительные линейные деформации

$\gamma_{xy}, \gamma_{zy}, \gamma_{xz}$  – относительные сдвиги

$\sigma_i, \varepsilon_{i..}$  – интенсивности напряжения и деформации

$\sigma_{it}, \varepsilon_{it}$  – температурные интенсивности напряжения и деформации

$\sigma_T$  – предел текучести, МПа

$\varepsilon_T$  – деформация, соответствующая пределу текучести

$u, v, w$  – линейные перемещения по координатам  $x, y, z$ , мм

$[v]$  – допустимое значение плоскостности (прогиба), мм

$T$  – температура, °С

$\tau, \tau_l$  – время, с

$y_{\text{от}}$  – глубина, соответствующая распространению напряжений, равных  $\sigma_T$ , мм,

$HV$  – твердость обрабатываемого материала по Виккерсу

$c$  – удельная массовая теплоемкость, Дж/кг · °С

$\lambda$  – коэффициент теплопроводности, Вт/м · °С

$m$  – масса, кг; постоянная величина материала при степенном упрочнении

$n$  – показатель степени упрочнения материала

$a, b$  – радиусы делительной окружности подвижного и неподвижного колес

планетарной головки, мм;  $a = \frac{\lambda}{c\nu}$  – коэффициент температуропроводности, м<sup>2</sup>/с

$a_l$  – радиус шлифовального круга, мм

$\varphi$  – угол поворота водила планетарной головки, рад

$\varphi_0$  – угол поворота водила планетарной головки, при котором тангенциальная составляющая силы резания максимальна, рад

$\check{\varphi}$  – угловая координата дуги контакта шлифовального круга и детали, рад

$S_{\delta}$  – продольное перемещение детали за четверть оборота водила для случая, когда планетарная головка имеет 4 шлифовальных круга, мм, м  
 $b_w, l$  – ширина и длина зоны контакта шлифовального круга с деталью, мм, м  
 $h$  – полуширина полосового источника тепла, м, мм  
 $S_w$  – площадь зоны контакта шлифовального круга с деталью, мм<sup>2</sup>, м<sup>2</sup>,  $S_w=2hl$   
 $a_n, b_n, d$  – длина, ширина и толщина пластины, мм  
 $H$  – безразмерная полуширина источника тепла  
 $D$  – безразмерная толщина пластины  
 $\beta$  – коэффициент тепловода в деталь  
 $\gamma$  – передний угол абразивного зерна, рад  
 $\eta$  – угол трения скольжения, рад  
 $d_z$  – размер шлифовального зерна, мм  
 $\delta$  – среднее расстояние между шлифовальными зернами, мм  
 $K_n$  – коэффициент поверхностной пористости круга  
 $K_{ск}$  – коэффициент структуры круга  
 $K_z$  – коэффициент, учитывающий форму вершину зерна и ориентацию после правки  
 $K_{\delta}$  – коэффициент, учитывающий объемное строение шлифовального круга  
 $V_k$  – скорость абразивного резания, м/с  
 $V_{\delta}$  – скорость продольной подачи детали, м/с  
 $V_n'$  – скорость источника тепла – результирующая скорость  $V_k$  и  $V_{\delta}$ , м/с  
 $t$  – глубина резания, м, мм  
 $P_x, P_y, P_z$  – осевая, радиальная, тангенциальная составляющие силы резания, Н  
 $f_w$  – коэффициент шлифования,  $f_w = P_z/P_y$   
 $\theta$  – угол действия силы резания  $\theta = \arctg f_w$ , рад  
 $P_{zmax}, P_{ymax}$  – максимальная составляющая сила резания, развиваемая при определенном угле поворота водила планетарной головки ( $\varphi_0 \approx 42^\circ$ ), Н  
 $P_t$  – фиктивная температурная сила, Н  
 $P_{z\Sigma}$  – суммарная тангенциальная составляющая сила резания –  $P_{z\Sigma} = P_{zmax} + P_t$ , Н

## ВВЕДЕНИЕ

Работоспособность и надежность деталей являются одним из главных условий эффективной работы машины. И хотя причины отказов машин различны, многие из них выходят их строя в связи с разрушениями (прочностными отказами) и потерей геометрической формы и размеров (износowymi отказами).

Разрушение деталей в большинстве случаев начинается с поверхности и зависит от состояния поверхности и поверхностного слоя. Поверхность характеризуется показателями твердости, шероховатости и волнистости; поверхностный слой – физико-механическими параметрами и показателями микроструктуры материала. В процессе обработки под воздействием сил резания и высоких температур изменяется исходная структура материала поверхностного слоя, его фазовый состав, возникают остаточные напряжения, и, как следствие, могут появиться микротрещины и коробление детали. Все эти изменения могут стать причиной отказа машины в процессе ее эксплуатации. Именно поэтому разрабатываются и совершенствуются технологические методы, обеспечивающие требуемые показатели точности и качества процессов обработки.

Качество поверхности и детали в целом определяются оптимальными условиями резания в процессе выполнения практически всех технологических операций. В первую очередь это относится к чистовым и отделочным методам обработки, одним из которых является шлифование. Операции абразивной обработки являются последними в технологических процессах механической обработки, поэтому низкое качество и брак особенно недопустимы, так как они влекут за собой большие потери, обусловленные стоимостью выполнения всех предыдущих операций.

Шлифование, с точки зрения физических явлений, происходящих в зоне резания и поверхностном слое, является одним из самых сложных процессов механической обработки. Множество изменяющихся во времени факторов, одновременно влияющих на процесс резания, делают процесс шлифования

нестабильным. При шлифовании, в отличие от обработки лезвийными инструментами, процессы деформирования и теплообразования в зоне контакта протекают со значительно более высокими скоростями и представляют собой суперпозицию единичных воздействий множества режущих зерен шлифовального круга. Исследования отдельных таких воздействий с последующим их суммированием приводит к громоздким закономерностям, описать которые простыми математическими зависимостями не удастся. Поэтому при моделировании зона контакта круга и детали рассматривается как некоторый осредненный по всем абразивным зернам источник деформационных и тепловых воздействий на поверхностный слой детали. При этом такая формализация зоны контакта не может быть проведена без учета характеристик шлифовального круга, так как они оказывают непосредственное влияние на процесс резания.

В отличие от теплового, деформирующий фактор при шлифовании значительно ослаблен. Основной причиной интенсивного теплообразования в зоне резания следует считать процессы трения при контакте шероховатых поверхностей инструмента и детали, работающих в экстремальных условиях. Экстремальные условия контакта определяются двумя признаками. Первый из них предусматривает наличие пластической деформации контактирующих тел и высокой температуры, заметно изменяющей прочностные характеристики их пограничных слоев. Вторым признаком предусматривает высокую относительную скорость перемещения поверхностей, при которой скорости деформации на несколько порядков превышают скорости деформации при стандартных методах испытания.

К настоящему времени выполнено большое количество научных работ по решению главной задачи технологической науки – задачи определения условий обработки, которые обеспечивали бы требуемое качество при наименьших затратах. Большой вклад в создании научных основ и совершенствование теории шлифования внесли Е.Н. Маслов, А.А. Маталин, П.И. Ящерицын, А.В. Подзей, С.Н. Корчак, В.А. Сипайлов, А.В. Якимов, Д.Г. Евсеев и др.



Анализ литературных данных показывает, что в настоящее время одним из главных критериев, по которому судят о состоянии поверхностного слоя при шлифовании, считается величина температуры, возникающей в зоне резания. Высокие температуры вызывают образование на шлифованных поверхностях прижогов, микротрещин, а в поверхностном слое детали – структурных превращений и значительных растягивающих остаточных напряжений.

При плоском торцовом шлифовании вероятность образования шлифовочных дефектов наибольшая. А шлифование тонкостенных деталей, которое сопровождается еще более высокими температурами, чем шлифование массивных деталей, в большей степени вызывает изменения исходного состояния поверхностного слоя и коробление деталей. Совершенствование плоского торцового шлифования также идет по пути снижения теплонапряженности процесса резания. Это – совершенствование характеристик абразивного инструмента, применение смазочно-охлаждающих технологических средств, импрегнаторов (составов для пропитки круга), применение прерывистых шлифовальных кругов и реверсивного шлифования.

Более эффективным, объединяющим все названные направления, совершенствованием плоского торцового шлифования является применение схемы плоского торцового планетарного шлифования. Плоское торцовое планетарное шлифование (ПТПШ) позволяет комплексно реализовать прерывистое шлифование, резание разными гранями абразивного зерна, реверсивное шлифование. Имеющиеся немногочисленные опубликованные результаты работ по обеспечению показателей качества и точности при ПТПШ являются базой для дальнейшего развития исследований в этом направлении.

Из анализа состояния вопроса поставлена цель работы – исследование технологических возможностей процесса плоского планетарного шлифования применительно к обработке тонкостенных деталей, к которым предъявляются наиболее жесткие требования по точности формы и физико-механическим показателям качества рабочих поверхностей.

Для достижения поставленной цели необходимо решить следующие задачи:

1. Определение показателей точности и качества деталей, относящихся к классу тонкостенных;
2. Определение теплонапряженности процесса ПТПШ тонкостенных деталей;
3. Определение величин суммарных остаточных напряжений от силового и температурного факторов в зоне резания при ПТПШ;
4. Определение погрешностей формы тонкостенных деталей от технологических остаточных напряжений;
5. Разработка методики выбора управляющих параметров режима ПТПШ, обеспечивающих требуемые точность и качество поверхностного слоя тонкостенных деталей.

Решение поставленных задач обеспечит более широкое применение высокоэффективного ПТПШ на машиностроительных предприятиях и позволит расширить понятия о сущности процесса, его технологических возможностях.

В соответствии с поставленной целью предметом исследований является технологическое обеспечение точности формы тонкостенных деталей методом ПТПШ.

Методологической и теоретической основой исследований по выбранной теме являются труды отечественных и зарубежных авторов в области упругого и пластического деформирования (А.А. Ильюшин, В.В. Соколовский, Н.И. Безухов, Д.Г. Евсеев); тепловых процессов при шлифовании (В.А. Сипайлов, А.Н. Резников); в области плоского торцового шлифования – работы П.И. Ящерицына, Г.М. Ипполитова.

Схему плоского торцового планетарного шлифования подробнее других авторов исследовал и разработал несколько вариантов конструкций планетарных шлифовальных головок Ю.Н. Степанов. Им получены аналитические выражения для определения траектории режущих зерен, площади зоны контакта детали и круга, силы резания. Дальнейшее исследование ПТПШ по технологическому обеспечению требуемой шероховатости поверхности и глубины структурных превращений поверхностного слоя проведены Подборновым И.В.

Научная новизна исследования заключается в следующем:

На основе проведенных исследований определены научно-обоснованные технологические параметры режима ПТПШ, обеспечивающие требуемое качество поверхностного слоя и точность тонкостенных деталей, в том числе:

- определены остаточные напряжения от силового фактора в зоне резания при ПТПШ тонкостенных деталей;
- определены остаточные напряжения в зоне резания от температурного фактора при ПТПШ тонкостенных деталей;
- определены суммарные остаточные напряжения от силового и температурного факторов;
- рассчитан возможный прогиб от остаточных напряжений для деталей типа пластин;
- разработана методика выбора управляющих параметров режима ПТПШ, обеспечивающих получение деталей с требуемыми отклонениями точности формы при ПТПШ.

Практическая ценность работы заключается в следующем: разработаны номограммы, позволяющие назначать сочетания параметров режима ПТПШ тонких пластин, обеспечивающие показатели точности формы – прогиб.

Исследования, результаты которых изложены в диссертации, проводились в рамках научно-исследовательских работ.

Основные положения диссертации докладывались в 2010 – 2014 г.г. на международных, межвузовских конференциях и семинарах. Основное содержание работы опубликовано в 10 статьях и тезисах докладов на конференциях.

Диссертация содержит введение, 5 глав, заключение и 3 приложения. В первой главе проведен анализ проблем обеспечения точности формы тонкостенных деталей. Во второй главе проведены исследования теплонапряженности процесса ПТПШ тонкостенных деталей. Третья глава посвящена аналитическому описанию характера распределения остаточных напряжений, четвертая – прогнозированию отклонения формы тонкостенных

деталей при ПТПШ. В пятой главе разработана методика определения сочетания управляемых параметров режима ПТПШ, обеспечивающих требуемые геометрические показатели отклонения формы (прогиба) тонких пластин. В приложении 1 приведены результаты статистической обработки экспериментальных исследований деформации тонких пластин, в приложении 2 представлены таблицы для определения характеристик шлифовальных кругов и в приложении 3 – программа для расчета сочетания управляемых параметров режима ПТПШ.

# ГЛАВА 1. ПРОБЛЕМА ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБЕСПЕЧЕНИЯ ТРЕБУЕМОЙ ТОЧНОСТИ ФОРМЫ ТОНКОСТЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ

## 1.1. Показатели качества тонкостенных деталей машин

Точность геометрической формы поверхности относится к одной из характеристик точности детали, а точность, в свою очередь, является показателем качества. Различные аспекты качества изделий, управление качеством и факторы, влияющие на качество, всесторонне рассмотрены в работах [3, 4, 12, 21, 52, 67, 90, 95]. Под качеством деталей машин, как известно, понимается совокупность свойств, обуславливающих их пригодность выполнять свое функциональное назначение в заданном диапазоне изменения условий эксплуатации. Качество детали определяется следующими показателями [27, 41, 49, 64, 66, 76, 97, 98, 99, 100, 114] (рис.1.1):

- Свойства материала детали;
- Точность:
  - выполняемых размеров;
  - геометрической формы;
  - взаимного расположения поверхностей.
- Качество поверхностного слоя:
  - геометрические показатели качества:
    - шероховатость;
    - волнистость;
  - физико-механические:
    - характер изменения микроструктуры (микротвердости) по глубине;
    - характер изменения остаточных напряжений по глубине.

Точность детали – это соответствие реальных характеристик детали требованиям чертежа по размерам, геометрической форме и взаимному расположению поверхностей. Так как получение абсолютных характеристик для всех деталей из партии затруднено, конструктор на чертеже указывает

допустимое отклонение от номинального размера – допуск. Т.е. точность размеров регламентируется допусками, проставленными на рабочем чертеже детали [77]. Конструктивные допуски и технические требования назначаются конструктором с учетом условий работы детали в изделии.

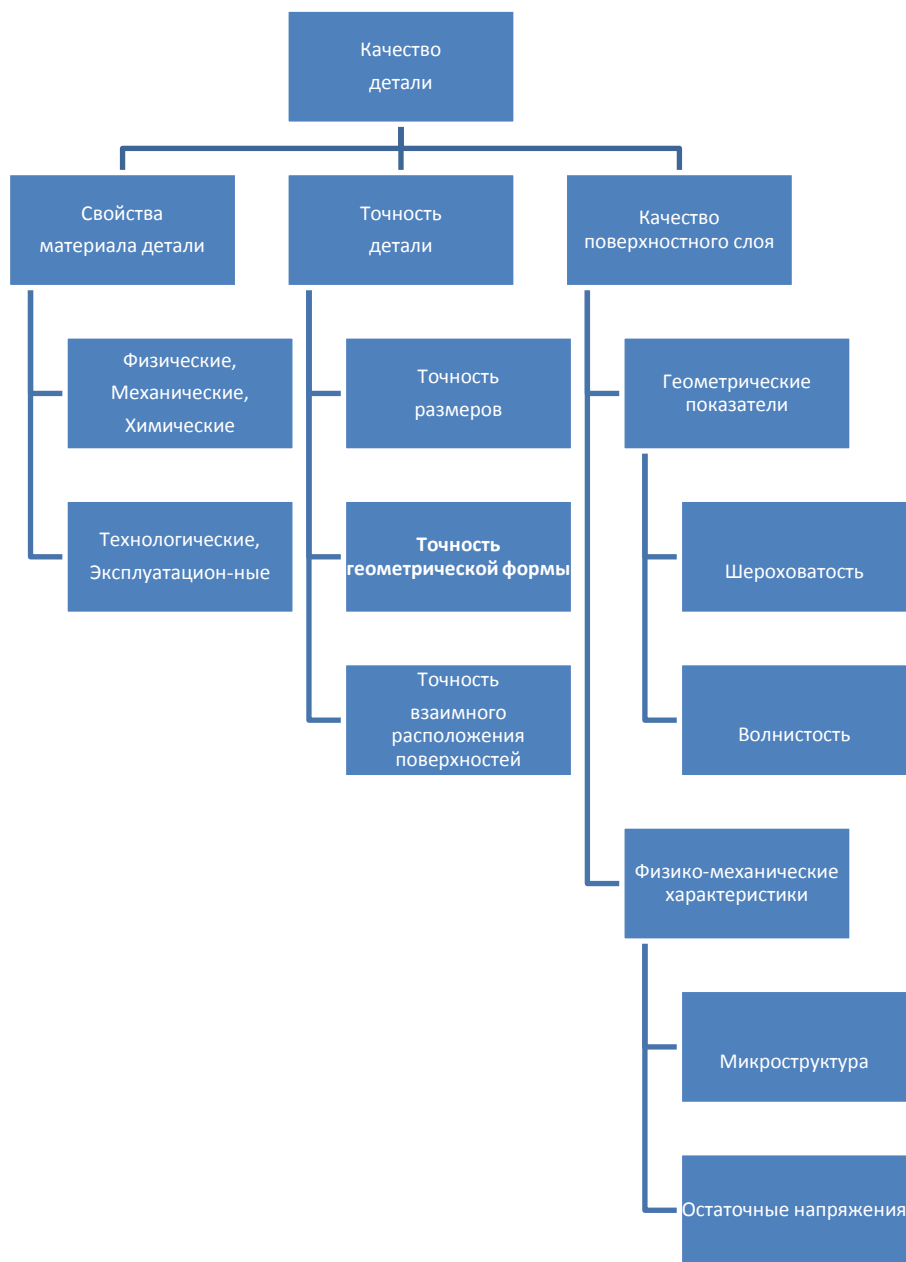


Рис. 1.1. Характеристики качества детали

Точность является важной характеристикой качества изделия. Недостаточная точность приводит к дополнительным динамическим нагрузкам, вибрациям и разрушению изделий. Поэтому повышаются требования к точности изготовления деталей машин и изделия в целом. Если совсем недавно в машиностроении считались точными детали, изготовленные в пределах

допусков в несколько сотых долей миллиметра, то в настоящее время для точных изделий требуются детали с допусками несколько микрон или десятых долей микрона.

Точность геометрической формы относится к макроотклонениям и при обработке плоских деталей регламентируется, как правило, допусками прямолинейности (рис.1.2, а) и плоскостности (рис.1.2, б) [18, 19]. Выявленные элементы (поверхность, линия) на рисунке – это приближенные представления реальных элементов, которые получают с помощью регистрации ограниченного числа реальных точек.

Поле допуска прямолинейности в рассматриваемой плоскости ограничено двумя параллельными прямыми линиями, находящимися друг от друга на расстоянии, равном числовому значению допуска  $t$ , и только в указанном на чертеже направлении. Прямолинейность на чертежах обозначается как прямая линия: — .

Поле допуска плоскостности ограничено двумя параллельными плоскостями, расстояние между которыми равно числовому значению допуска  $t$ . Обозначение на чертежах плоскостности –  $\square$ .

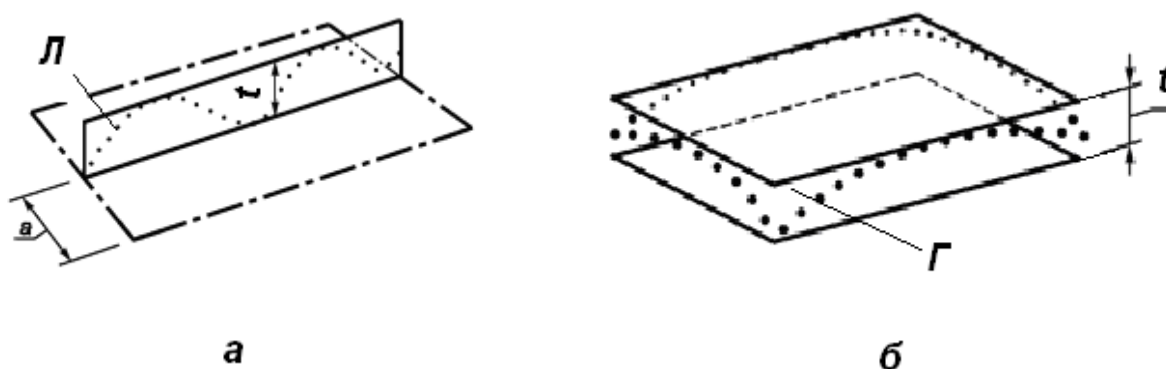


Рис.1.2. Допуск прямолинейности (а) и плоскостности (б).  $t$  – допуск,  $a$  – произвольное расстояние,  $Л$  – выявленная линия,  $Г$  – выявленная поверхность

Считается, что плоскостность отдельного элемента, для которого устанавливается допуск, определена корректно, если элемент располагается между двумя плоскостями, расстояние между которыми равно или меньше

значения установленного допуска. Ориентация плоскостей должна выбираться так, чтобы максимальное расстояние между ними равнялось возможному наименьшему значению. На рис. 1.3  $\Gamma$  – выявленная поверхность;  $h_1$  – максимальное расстояние между плоскостями – отклонение от плоскостности;  $A_1B_1C_1D_1$  – плоскость, проходящая через наивысшую точку. Нижняя плоскость проходит через низшую точку выявленной поверхности.

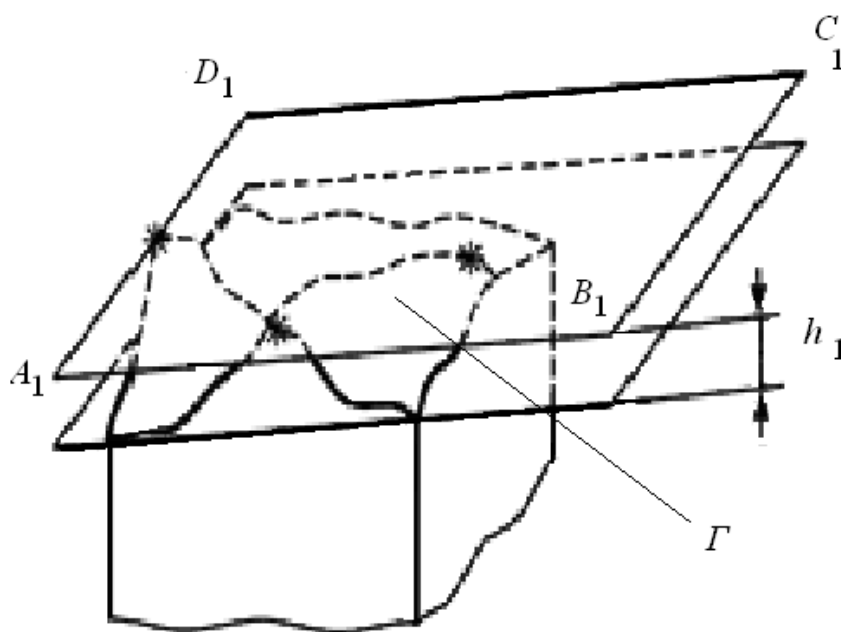


Рис. 1.3. Определение отклонения от плоскостности

Между показателями качества детали существуют качественные и количественные взаимосвязи, и при исследовании обеспечения точности геометрической формы необходимо их учитывать. Так, не зная величину шероховатости и волнистости поверхности, трудно говорить о точности формы, так как при измерении отклонения формы поверхности в измеренную величину в качестве одного из слагаемых войдут шероховатость и волнистость поверхности (см. рис.1.3.). В свою очередь, в величину размера поверхности войдет величина отклонения формы.

Поверхностный слой – наружный слой детали, имеющий микроотклонения (шероховатость) от идеальной геометрической формы и измененные свойства по сравнению со свойствами основного материала. Этот слой формируется при



изготовлении детали, изменяется при эксплуатации машины, и наиболее важные эксплуатационные характеристики деталей машин в значительной мере зависят от качества их поверхностного слоя [5, 27, 49, 54, 67, 69].

В поверхностном слое при обработке детали под действием сил резания как следствие пластической деформации происходит деформационное упрочнение (наклеп) [1, 5, 22, 40, 61, 62, 97, 118, 119]. Деформация сопровождается измельчением и вытягиванием кристаллических зерен в направлении деформации с образованием текстуры, возникновением межкусталлитных напряжений, искажений кристаллической решетки, искривлением плоскостей скольжения и появлением на них обломков зерен и дислокаций. При этом происходит изменение физико-механических свойств поверхностного слоя: повышается предел прочности, твердость и хрупкость, понижается его плотность, удельный вес, а следовательно, увеличивается удельный объем материала (может достигать 0,3-0,8%), значительно повышается способность материала к коррозии, изменяются магнитные свойства материала.

Теория дислокаций объясняет упрочнение металла и повышение твердости при пластической деформации увеличением числа дислокаций с одновременным увеличением препятствий их перемещения в виде возрастающего числа дефектов в единице объема. В связи с увеличением плотности дислокаций и наличием напряжений поверхностный слой приходит к неустойчивому состоянию, и одновременно с упрочнением протекает разупрочнение (отдых, возврат), возвращающий металл в более устойчивое состояние.

В процессе резания, особенно при абразивном резании, развиваются высокие контактные температуры (300...1200) [1, 22, 25, 40, 81, 89, 119]. В противоположность упрочнению, которое не зависит от температуры, а определяется только величиной и продолжительностью деформирующих сил и пластическими свойствами материала, отдых зависит от температуры в зоне резания. При больших температурах и при значительной продолжительности нагрева отдых может полностью снять упрочнение слоя, возникшего в

результате механической обработки. Конечное состояние материала поверхностного слоя определяется соотношением процессов упрочнения и разупрочнения, зависящим от преобладания в зоне резания действий силового или теплового факторов.

Одной из основных причин преждевременной потери деталями машин первоначальной точности является деформация (коробление), вызываемая релаксацией технологических остаточных напряжений. Деформация деталей может быть настолько значительной, что она визуально наблюдается или вызывает появление трещин и разрушение. Внешние нагрузки и нагрев деталей в условиях эксплуатации ускоряют процессы релаксации напряжений и могут вызвать дополнительные деформации.

Влияние коробления деталей на точность геометрической формы особенно существенно для тонкостенных деталей. Если тонкостенная деталь имеет после механической обработки остаточные напряжения различного знака, то при эксплуатации детали, особенно при воздействии высоких температур и релаксации остаточных напряжений с различной скоростью неизбежно коробление детали, снижающее ее точность [10, 64, 75].

Подытоживая, можно заметить, что точность формы поверхности связана с остальными показателями точности (размеров и взаимного расположения поверхностей), волнистостью и характеристиками поверхностного слоя, а развиваемые при резании деформации и высокие температуры напрямую зависят от свойств обрабатываемого материала.

Для того, чтобы наметить пути управления процессом возникновения отклонения геометрической формы, проанализируем факторы, влияющие на появление этих отклонений.

## 1.2. Факторы, влияющие на точность геометрической формы

На рисунке 1.4 приведены факторы, влияющие на точность геометрической формы поверхностей детали. С каждым фактором связана погрешность, понижающая точность обрабатываемой детали. Погрешность

обработки, которая должна быть меньше указанного на чертеже допуска, определяется отклонением полученного при изготовлении значения характеристики от требуемого. Для точных деталей погрешность рассматривается состоящей из двух частей: первая характерна собственно для процесса обработки, вторая имеет наследственную природу.



Рис. 1.4. Факторы, влияющие на точность геометрической формы поверхности

Погрешности процесса обработки в значительной степени зависят от следующих факторов [95, 98]:

1. Геометрическая неточность станка;
2. Непостоянство упругих деформаций технологической системы при обработке;
3. Температурные деформации технологической системы;
4. Износ режущего инструмента.

Эти погрешности достаточно глубоко проработаны для различных методов обработки, и их определение не связано с особыми трудностями.

Вторая группа факторов влияния на погрешность формы – технологическое наследование – перенос свойств заготовки от предшествующих технологических операций к последующим. Сохранение же этих свойств у заготовки называют технологической наследственностью [38, 95, 99, 120].

В работе [99] указано, что носителем наследственной информации являются собственно материал детали и ее поверхности с многообразием параметров. Отклонения фактической формы заготовки от идеальной передаются от одной операции к другой и на готовую деталь с определенным уточнением, зависящим от жесткости системы СПИД (станок–приспособление–инструмент–деталь).

В ходе процесса различные пороки поверхностей, в частности, микротрещины, могут развиваться или «залечиваться», проходя, по выражению П.И. Ящерицына, через различные «барьеры». Таким мощным «барьером», позволяющим управлять наследственностью, является термическая обработка.

Исследованиями П.И. Ящерицына установлено [120], при шлифовании грубообточенной и закаленной заготовки на участках выступов шероховатости поверхности создаются тепловые удары, вызывающие мгновенный нагрев и структурные изменения металла поверхностного слоя. При этом после чистового шлифования на участках обработанной поверхности, расположенных под выступами неровностей, образованных токарной обработкой, возникают зоны отпущенного металла пониженной твердости, а при напряженных режимах шлифования – претерпевшего вторичную закалку. В обоих случаях на границах разных структур появляются значительные остаточные напряжения, снижающие долговечность деталей, а иногда вызывающие появление шлифовочных трещин, а для тонкостенных деталей – коробления.

Процессы самих финишных операций вводят свои остаточные напряжения, которые как технологическое наследие проявляются, как уже было отмечено, в готовых деталях. Таким образом, надежная стабилизация геометрической

формы деталей может быть обеспечена только исключением или уменьшением до допустимых значений деформаций, вызываемых остаточными напряжениями.

### 1.3. Остаточные напряжения в поверхностном слое детали

Исследованию формирования остаточных напряжений при обработке резанием посвящено большое количество работ [2, 10, 24, 38, 41, 62, 63, 71, 72, 78, 87, 88, 101, 102, 110]. Возникновение остаточных напряжений всегда связано с неоднородными объемными деформациями в смежных объемах материала тела.

Остаточные напряжения – это напряжения, существующие и уравнивающиеся внутри твердого тела после устранения причин, вызывающих их появление. Другие названия этих напряжений: внутренние, собственные, первоначальные. Остаточные напряжения классифицируются по протяженности силового поля (предложено Н.Н. Давиденковым):

- напряжения 1-го рода, или макронапряжения, охватывающие области, соизмеримые с размерами детали; они имеют ориентацию, связанную с формой детали; возникают от неоднородности силового или температурного поля внутри детали;
- напряжения 2-го рода, или микронапряжения, распространяющиеся на отдельные зерна металла или группу зерен;
- напряжения 3-го рода – субмикроскопические, относящиеся к искажениям кристаллической решетки.

Особенность остаточных напряжений состоит в том, что они действуют практически только в поверхностных слоях глубиной в несколько десятых миллиметра. При шлифовании их величина может достигнуть значений 80–100 кГ/мм<sup>2</sup>, а в отдельных случаях даже 120 кГ/мм<sup>2</sup>, глубина распространения для отожженных сталей составляет 0,02–0,05 мм, для закаленных – от 0,02 до 0,3 мм [62].

### 1.3.1. Возникновение остаточных напряжений при шлифовании

Остаточные напряжения возникают в большинстве технологических операций (при литье, ковке, термической и механической обработке) и по своей величине могут превосходить напряжения от внешних нагрузок [10, 63, 102].

К основным причинам возникновения остаточных напряжений в поверхностных слоях обрабатываемых резанием деталей относятся:

1. Пластическая деформация поверхностного слоя, сопровождающаяся упрочнением и увеличением удельного объема деформированного металла и развитием в них остаточных напряжений сжатия;

2. Неравномерная пластическая деформация поверхностного слоя, связанная с вытягиванием верхних волокон и развитием в них остаточных напряжений растяжения;

3. Локализованный нагрев тонких поверхностных слоев с возникновением в них остаточных напряжений растяжения;

4. Фазовые превращения различных слоев металла, приводящие к образованию в них структур, обладающих разным удельным объемом, и создание в этих слоях остаточных напряжений различного знака и величины.

Все названные причины связаны с неоднородными объемными деформациями в смежных объемах материала детали и проявляются одновременно, вызывая остаточные напряжения различной величины и знака. В результате эпюра распределения остаточных напряжений по глубине часто имеет весьма сложный характер.

Рассмотрим первую и вторую причины – пластическая деформация вследствие силового воздействия, подробно проанализированная А.А Маталиным в работе [63]. В процессе шлифования элементарный объем материала поверхностного слоя последовательно находится в трех различных зонах силового воздействия (рис. 1.5). В зоне *I* холодный металл с модулем упругости *E* испытывает упругие деформации до тех пор, пока напряжения не достигнут предела текучести  $\sigma_T$ , и только за тем – пластические деформации.

В зоне II, длина которой равна длине контакта круга с изделием, высокие температуры вызывают термопластические деформации металла поверхностного слоя, снижают его прочностные характеристики и модуль упругости. В этой зоне сила резания сжимает элемент металла в направлении  $y$  и растягивает в направлениях  $x$  и  $z$ . Сила  $P_z$  вначале сжимает в направлении  $z$  (в области левее плоскости круга), однако за тем сила трения абразивного зерна, равная  $P_z$ , растягивает элемент металла вдоль оси  $z$ . Так как для упруго-пластических материалов диаграмма растяжения при одинаковых повторных нагружениях совпадает с диаграммой разгрузки, деформации растяжения и сжатия элемента в зоне II одинаковы и конечная деформация элемента в направлении  $z$  под действием силы  $P_z$  равна нулю.

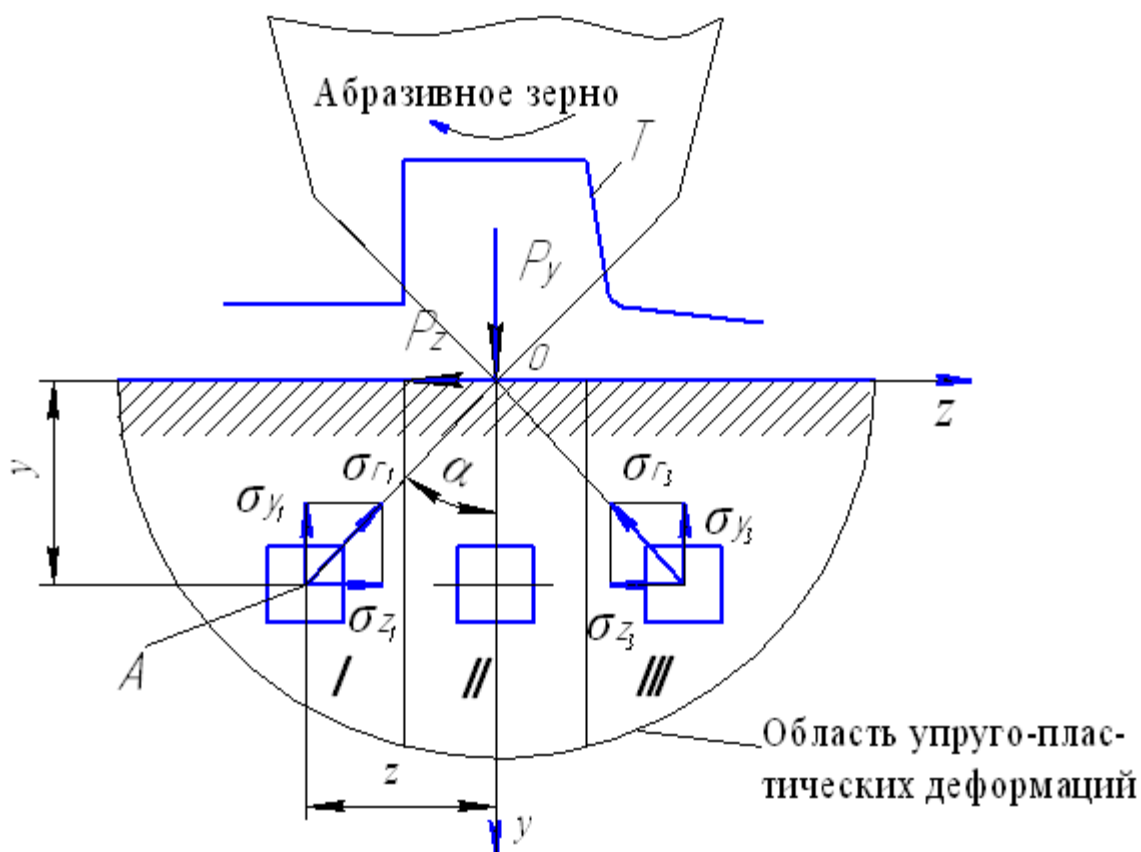


Рис. 1.5. Распределение сил и напряжений в зоне резания при шлифовании

В зоне III элемент материала быстро охлаждается и в то же время на него перестает действовать сила  $P_y$ . Под действием силы  $P_z$  элемент удлиняется в направлении  $z$  и сжимается в направлении  $x$ .

При обработке упрочняющихся материалов нагретый металл в зоне *III* вследствие упрочнения имеет более высокие значения предела прочности и предела текучести, чем в зоне *I*, и величина упругой деформации от  $P_z$  в зоне *III* в данном случае больше, чем в зоне *I*. Поэтому пластическая деформация растяжения элемента в направлении  $z$  под действием силы  $P_z$  в зоне *III* оказывается меньше пластической деформации сжатия в том же направлении в зоне *I*.

Окончательная пластическая деформация элемента в направлении  $z$  под действием силы  $P_z$  определяется суммой пластических деформаций в зонах *I* и *II* и для упрочняющихся материалов является деформацией сжатия, вызывающей возникновение остаточных напряжений растяжения.

Общая пластическая деформация под действием усилий шлифования в направлении  $z$  после прохождения им всех трех зон определяется суммой деформаций в зонах *I* и *III*, в которых действует  $P_z$ , и деформацией растяжения элемента в зоне *II* под влиянием  $P_y$ .

Если деформация растяжения элемента в зоне *II* в направлениях  $x$  и  $z$  больше деформации сжатия в направлении  $z$  под действием силы  $P_z$ , то в направлении  $z$  под действием силового поля формируются тангенциальные остаточные напряжения сжатия. В перпендикулярном направлении  $x$  при этом так же формируются остаточные напряжения сжатия (осевые остаточные напряжения). Их величина оказывается больше, чем величина тангенциальных, так как осевые остаточные напряжения определяются суммой деформаций расширения от силы  $P_y$  в зоне *II* и  $P_z$  в зоне *I* и небольшой деформации сжатия от силы  $P_z$  в зоне *III*.

При шлифовании малоупрочняющихся материалов общая деформация элемента в направлении  $z$  под действием силы  $P_z$  в зонах *I* и *II* равна нулю, и остаточные напряжения определяются пластической деформацией растяжения от силы  $P_y$  в зоне *II*. В этом случае остаточные напряжения силового поля в обоих направлениях (тангенциальные и осевые) являются сжимающими и имеют одинаковую величину.



Третья причина возникновения остаточных напряжений – неоднородный нагрев поверхностного слоя. Выделяющееся в зоне резания тепло мгновенно нагревает поверхностные слои металла до высоких температур, что вызывает увеличение его удельного объема. В разогретом слое не возникает никаких внутренних напряжений в связи с тем, что при нагреве металла его модуль упругости снижается до минимума, а пластичность возрастает. После прекращения воздействия шлифовального круга происходит быстрое охлаждение поверхностного слоя, сопровождающееся его сжатием, чему препятствуют нижележащие холодные слои. В результате во внешних слоях металла развиваются остаточные напряжения растяжения, а в нижележащих – уравновешивающие их напряжения сжатия. Таким образом, тепловое воздействие во внешних слоях увеличивает остаточные напряжения растяжения или уменьшают величину остаточных напряжений сжатия.

Четвертая причина – фазовые превращения металла в поверхностном слое. При обработке металлов, склонных к фазовым превращениям, нагрев зоны резания вызывает структурные превращения и связанные с ними объемные изменения. В этом случае в слоях большего удельного объема развиваются напряжения сжатия, меньшего объема – напряжения растяжения. Например, при шлифовании стали с мартенситной структурой происходит прижог с образованием троостита или сорбита с меньшим удельным объемом, чем мартенсит. В этих отожженных слоях развиваются остаточные напряжения растяжения, а в смежных слоях – уравновешивающие их напряжения сжатия.

Механизм формирования остаточных напряжений является сложным, зависящим от соотношения силовых и тепловых факторов. Обобщая, исследователи пришли к выводу, что когда температуры незначительны (например, при малой глубине шлифования  $t \approx 0,005$  мм), и преобладающее влияние оказывают силы резания, возникают остаточные сжимающие напряжения. С увеличением глубины шлифования до  $t = 0,025$  мм возрастает температура в зоне обработки, повышающая пластичность материала, и возникают растягивающие напряжения. Несколько упрощая, можно отметить закономерность, состоящую в том, что если возникающая под действием сил

резания пластическая деформация является превалирующим фактором – возникают остаточные напряжения сжатия, если же превалирует фактор теплового воздействия – в поверхностном слое формируются остаточные напряжения растяжения.

### 1.3.2. Методы определения остаточных напряжений

Остаточные напряжения определяются расчетными и экспериментальными методами. Расчетные методы позволяют теоретически рассчитать эпюру остаточных напряжений на основании данных о механических свойствах материала, форме и размерах детали и условиях силового и термического нагружения. Расчеты основаны на известной в теории пластичности теореме о разгрузке, впервые указанной Генки (1924 г.) [10, 24, 37]: «...Если для тела решена задача пластичности и заданным значениям внешних сил соответствует истинное состояние равновесия и, если, кроме того, для тела решена задача теории упругости, т.е. тем же внешним силам соответствует фиктивное состояние упругого равновесия, то в результате полной разгрузки тела в нем остаются деформации и напряжения, равные разностям их значений в истинном и фиктивном состояниях». Фиктивные упругие напряжения – это напряжения, которые создавались бы в теле при предположении об идеальной упругости материала. Таким образом, для расчета остаточных напряжений необходимо аналитически описать напряженность поверхностного слоя детали при нагружении для пластичного и упругого состояний. Эти задачи решаются с использованием теории малых упруго-пластических деформаций [8, 37, 57].

Описание напряженного состояния за пределами упругости основывается на диаграммах растяжения и сжатия материалов. Для упрощения расчетов диаграммы схематизируются ломаной линией (линейное упрочнение) или параболой (степенное упрочнение). В результате анализов многими исследователями установлено, что в диапазоне логарифмических степеней деформации 0,1 – 1,25 диаграммы неупрочненных в холодном состоянии углеродистых и легированных конструкционных, инструментальных,

высоколегированных ферритных и аустенитных сталей, алюминия и алюминиевых сплавов, легких металлов, меди, труднодеформируемых металлов (церия, стронция, ниобия, титана, вольфрама, урана, тантала, молибдена) и их сплавов наиболее точно аппроксимируются уравнением

$$\sigma_i = m \varepsilon_i^n,$$

где  $\sigma_i$  и  $\varepsilon_i$  – интенсивности напряжения и деформации,  $m$  и  $n$  – постоянные коэффициенты для материала:  $m$  – значение напряжения течения (напряжения, превышающего предел текучести) при логарифмической деформации  $\varepsilon_1$ , равной единице,  $\varepsilon_1 = \ln(l/l_0) = 1$ ,  $l$  и  $l_0$  – конечная и исходная длины образца (буква  $m$  принята по предложению В.А. Кроха [51]).  $n$  – показатель деформационного упрочнения материала.

Остаточные напряжения и деформации при круглом шлифовании определялись Д.Г. Евсеевым и А.Н. Сальниковым [24] как их суперпозиция от температурного и силового факторов, основываясь на теореме о разгрузке. Температурные остаточные напряжения при чистовом шлифовании исследованы и выведены аналитические выражения для их определения А.П. Подзеем [75, 102]. Он отметил, что при грубом шлифовании схема образования остаточных напряжений окажется более сложной, так как в этом случае нельзя будет не считаться с действием сил резания.

В работе [38] приводятся выражения для расчета остаточных напряжений от теплового фактора, как основного при шлифовании. При небольших значениях глубины шлифования ( $t < 15$  мкм), когда дополнительным действием силового фактора можно пренебречь, получены близкое совпадение расчетных и экспериментальных значений остаточных напряжений.

Существующие экспериментальные методы определения остаточных напряжений делятся на неразрушающие, слаборазрушающие и разрушающие. К первой группе относятся акустический, магнитный, электрический, вихретоковый, радиоволновой, тепловой, оптический, радиационный, ультразвуковой методы, метод АФЧХ (амплитудно-фазо-частотной характеристики). Среди названных методов относительно новой разработкой

является метод АФЧХ, основанный на измерении эффективного удельного сопротивления (ЭУС) электроконтактным методом на аппаратуре СИТОН (скан-идентификатор технологических остаточных напряжений) [14]. Для измерения и расчёта напряжений пропускается ток через подающие электроды на различных частотах, измеряется падение напряжения сигнала-отклика изделия, вычисляется ЭУС по глубине материала изделия и преобразуется в распределение механических напряжений по калибровочной зависимости между ЭУС и механическими напряжениями. Калибровочный график между ЭУС и напряжениями в материале строится любым из известных методов разрушающего контроля.

Одним из приборов измерения остаточных напряжений неразрушающим методом является дифрактометр XTRESS 3000 [121]. Прибор широко используется во всем мире для контроля качества в авиакосмической, автомобильной, нефтегазовой, энергетической и других отраслях промышленности, является незаменимым инструментом при научных исследованиях состояния материалов. Дифрактометр XSTRESS 3000 дает возможность проводить быстрые и точные измерения остаточных напряжений в полевых условиях и в условиях поточного производства на глубине до 50 мкм.

Как слаборазрушающий определили разработчики метод голографической интерферометрии, заключающийся в высвобождении тела от остаточных напряжений сверлением отверстия и определении остаточных напряжений по перемещениям на устройстве ЛИМОН (лазерный интерферометрический метод определения напряжений) [72].

К разрушающим методам относятся рентгеновский и механический. Разрушающим методом не представляется возможным проводить сплошной контроль деталей, поскольку требуется полное или частичное их разрушение. Громоздкость аппаратуры не позволяет использовать её в полевых условиях. Тем не менее, данная аппаратура находит применение на крупных предприятиях, где есть научно-исследовательские лаборатории.

Рентгеновский метод целесообразно применять для деталей малых размеров и сложной формы, для которых механические методы применять трудно, а также для исследования тонких слоев (лучи проникают на глубину от 3 до 50 мкм) [14, 102]. Для исследования больших глубин необходимо последовательно стравливать металл с поверхности.

Наиболее широко используются механические разрушающие методы Н.Н. Давиденкова, Г. Закса и др. Эти методы основаны на удалении резанием (точением, фрезерованием) или травлением в электролите части внутренне напряженного тела. Напряжения определяют расчетом по деформации образца после удаления с него напряженного слоя. Эти деформации представляются как результат приложения к поверхности среза напряжений, равных по величине и противоположных по знаку остаточных напряжений. Схема для расчета остаточных напряжений, использованная Г. Заксом (1927 г.) и Н.Н. Давиденковым (1931 г.) приведена в работе И.А. Биргера [10] (рис. 1.6, а).

По этой схеме рассматриваются напряжения при снятии самого слоя и предыдущих слоев. На практике чаще применяется удаление всего слоя (рис. 1.6, б). Как отмечает И.А. Биргер, силовые факторы действуют в концевых областях образца. Из условия равновесия элемента  $A_1B_1BA$  вытекает, что два указанных сечения (рис. 1.6, а и б) приводят к одним и тем же значениям силовых факторов для основной зоны образца. Более простая расчетная схема свойственна сечению, показанному на рис. 1.6, а.

Как это видно из приведенной схемы, по ней рассчитываются тангенциальные или осевые остаточные напряжения в зависимости от того, в направлении какой силы резания вырезан образец. Так как при шлифовании осевые силы резания незначительные (0,1 – 0,15 от тангенциальной силы резания), определяются тангенциальные остаточные напряжения. Радиальные остаточные напряжения при использовании травления слоев удаляются равномерно и при расчетах не учитываются.

Вывод выражения для определения остаточных напряжений, выполнен И.А. Биргером [10] по схеме, представленной на рис. 1.6, а. Остаточные напряжения  $\sigma_{ост}(a)$  действуют в стержне на расстоянии  $a$  от верхней грани. В

результате удаления полосы толщиной  $a$  в рассматриваемой площадке возникают дополнительные напряжения  $\sigma_\partial(a)$  (эти напряжения предполагаются положительными). Тогда напряжение в слое, отстоящем на расстоянии  $a$ , окажется равным

$$\sigma^*(a) = \sigma_{ocm}(a) + \sigma_\partial(a). \quad (1.1)$$

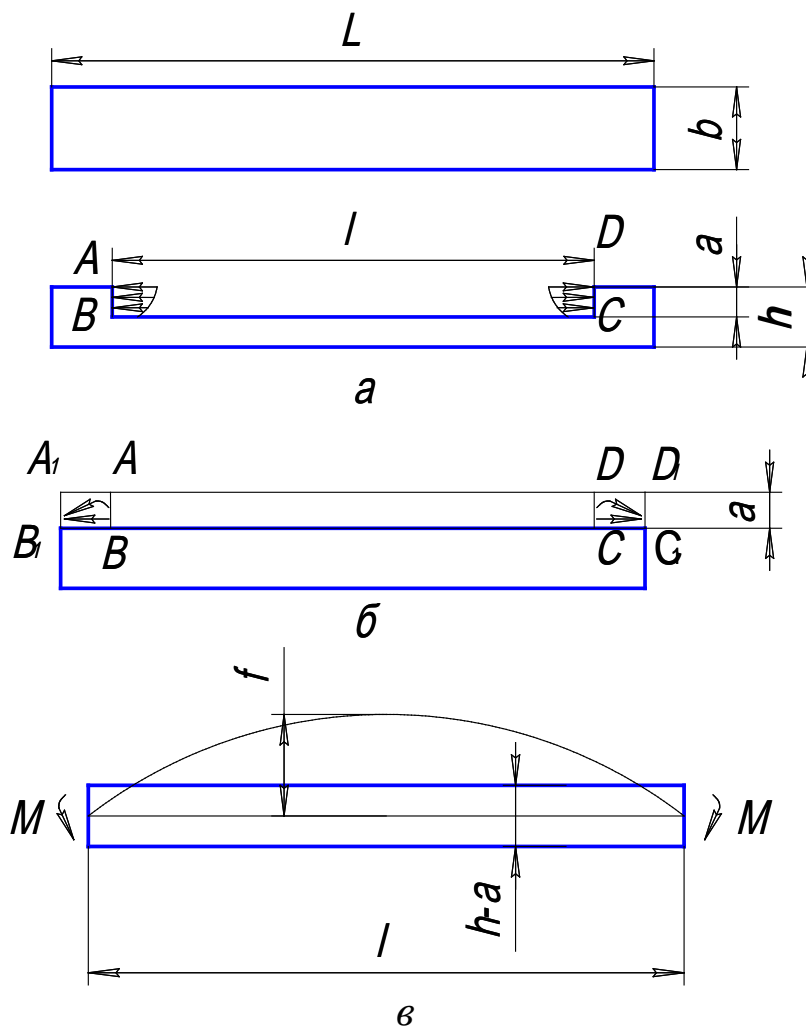


Рис. 1.6. Образцы для определения остаточных напряжений методом замера прогибов:  $a$  – сечение для выявления остаточных напряжений,  $б$  – практически применяемая форма среза,  $в$  – прогиб стержня под действием изгибающих моментов

Напряжение  $\sigma^*(a)$ , существующее в слое  $a$  после удаления всех предыдущих слоев, может быть найдено из следующих соображений. Проводится дополнительный срез бесконечно тонкого слоя толщиной  $da$ . Это эквивалентно приложению к стержню длиной  $l$  изгибающего момента

$$dM = \frac{1}{2} \sigma^*(a) b (h - a) da, \quad (1.2)$$

где  $b$  – ширина,  $h$  – высота стержня. Если к стержню приложен изгибающий момент  $M$  (рис.1.6, в), то прогиб в середине длины стержня

$$f = \frac{Ml^2}{8EJ},$$

где  $J$  – момент инерции поперечного сечения,  $E$  – модуль упругости материала.

В рассматриваемом случае

$$J = \frac{b(h-a)^3}{12}. \quad (1.3)$$

При действии изгибающего момента  $dM$ , учитывая выражения (1.2) и (1.3), приращение прогиба

$$df = \frac{l^2}{8EJ} dM = \frac{3l^2}{4E(h-a)^2} \cdot \sigma^*(a) da,$$

откуда

$$\sigma^*(a) = \frac{4E(h-a)^2}{3l^2} \cdot \frac{df}{da}. \quad (1.4)$$

Дополнительное напряжение  $\sigma_o(a)$ , возникшее в результате удаления слоев, определяется так же, как и в слое  $a$ . Заменяя в (1.4)  $a$  на  $\xi$  и суммируя приращения напряжения от снятия всех предыдущих слоев, получим дополнительное напряжение в слое  $a$

$$\sigma_o(a) = \frac{4E}{3l^2} \left[ 4(h-a)f(a) + 2 \int_0^a f(\xi) d\xi \right]. \quad (1.5)$$

Тогда из (1.1) находим выражение для определения истинного остаточного напряжения в слое  $a$  (существующего в этом слое в исходном состоянии образца до среза предыдущих слоев)

$$\sigma_{ост}(a) = \sigma^*(a) - \sigma_o(a) = \frac{4E}{3l^2} \left[ (h-a)^2 \cdot \frac{df}{da}(a) - 4(h-a)f(a) + 2 \int_0^a f(\xi) d\xi \right]. \quad (1.6)$$

Если преобразовать выражение для расчета остаточных напряжений, полученное Н.Н. Давиденковым, то оно совпадет с (1.6) [10].

В работе [78] М.С. Рахмарова и Я.Г. Мирер рассчитали остаточные напряжения лопаток газовых турбин на образцах, вырезанных вдоль пера лопатки параллельно оси. Для расчета остаточных напряжений  $\sigma_2$ , названных осевыми, они предложили «преобразованную формулу Н.Н. Давиденкова»

$$\sigma_2 = \frac{E(h-a)^2}{3b(2L-b)} k \frac{dF}{da}, \quad (1.7)$$

где  $k$  – масштабный коэффициент записи деформации по осям в плоскости деформирования образца;  $E$  – статический модуль упругости материала в  $\text{кГ/мм}^2$ ;  $h$  – средняя толщина образца в мм;  $a$  – толщина стравленного образца в мм, определяется взвешиванием образца до и после травления, расчетом веса стравленной части и далее – зная вес, площадь и удельный вес материала, рассчитывается толщина слоя;  $dF/da$  – тангенс угла наклона касательной, проведенной к кривой деформации в данной точке,  $b$  – половина расстояния между опорами при измерении прогиба образца в мм;  $L$  – половина расстояния между пластинами подвесок в мм (рис. 1.7).

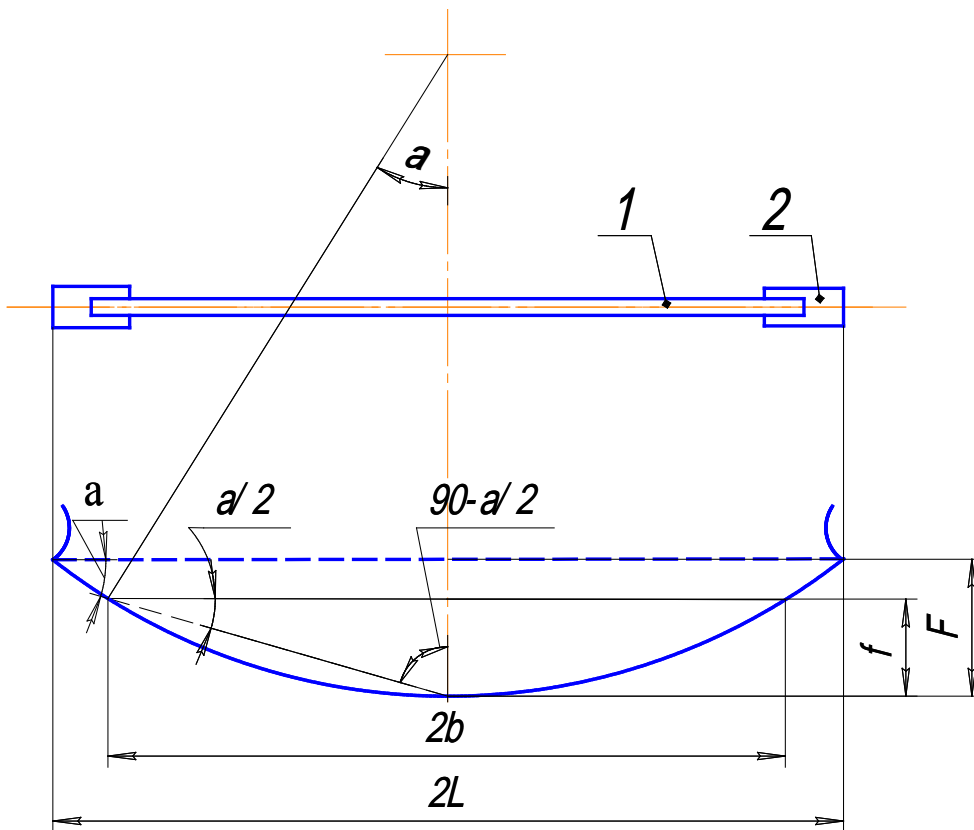


Рис. 1.7. Схема крепления образца при записи кривой деформации

1 – образец, 2 – подвеска

С целью упрощения расчета по (1.7) можно пользоваться выражением

$$\sigma_2 = \frac{Eh^2(1 - \frac{2a}{h})}{3b(2L-b)} k \frac{dF}{da}, \quad (1.8)$$



где коэффициент  $1 - \frac{2a}{h}$  в интервале толщины стравленного слоя до 50 мкм принимается равным единице, в интервале от 50 до 100 мкм – равным  $1 - \frac{0,1}{h}$ , в интервале от 100 до 150 мкм равным  $1 - \frac{0,2}{h}$ .

Из анализа работ по исследованию остаточных напряжений можно сделать вывод, что они достаточно глубоко изучены для разных видов шлифования, учитывая различные факторы. Для использования результатов этих исследований для процесса плоского торцового шлифования и возможных деформаций деталей необходимо проанализировать сложные физические процессы, происходящие в зоне резания, и особенности формирования поверхностного слоя именно при этом виде шлифования.

#### 1.5. Особенности формирования поверхностного слоя при плоском торцовом шлифовании

Характер формирования поверхностного слоя при различных видах обработки определяется кинематическими особенностями воздействия инструмента на обрабатываемую деталь, режимами обработки, воздействием внешней среды (применение СОТС – смазочно-охлаждающих технологических средств) и показателями обрабатываемости материала детали.

Кинематика резания рассматривает движения, необходимые для срезания стружки с заготовки, и с кинематической точки зрения шлифование – процесс деления металла в слое, равном глубине резания, на мелкие части. Траектории движения абразивных зерен зависят от направления скоростей инструмента и заготовки и соотношения их величин. Основным параметром кинематики шлифования является толщина срезаемого слоя одним зерном [40, 46, 61, 73]. Малые толщины среза, отрицательные передние и нулевые задние углы в режущих зернах, а также неравномерное распределение припуска между ними – все это ухудшает процесс резания. Чем меньше толщина срезаемого слоя, тем выше доля работы трения и тем больше удельные энергозатраты. Увеличение

скорости круга при постоянной подаче пропорционально уменьшает толщину среза. При этом увеличивается радиальная и уменьшается тангенциальная составляющая сила резания, и процесс снятия припуска переходит в выдавливание, возрастают трение и тепловыделение. Следовательно, резервами повышения производительности обработки является увеличение толщины среза путем изменения кинематики.

Приведенные в работе Степанова Ю.А. [96] расчеты зависимостей толщины среза, длины контакта зерна с деталью, объема срезаемого зерном металла от изменения отношения скорости детали к скорости круга показывают, что для бездефектного производительного шлифования отношение скоростей для плоского шлифования должно находиться в пределах от 0,5 до 1.

Следующим кинематическим методом снижения силовой и тепловой напряженностей в зоне резания является шлифование со знакопеременными деформациями сдвига в поверхностном слое детали. Большая часть энергии при шлифовании тратится на упруго-пластические деформации, поликристаллы металла вытягиваются в направлении скорости резания. Результатом такого взаимодействия является текстура, остаточные напряжения и наклеп поверхностного слоя. Проведенный Костиным Н.В. [48] кинематический анализ стружкообразования подтвердил результаты исследований других ученых о снижении усилий при шлифовании против текстуры (реверсивное шлифование). Разупрочнение металлов при реверсивном шлифовании объясняется также эффектом Баушингера, который характеризуется понижением сопротивления материалов разрушению при повторном нагружении их усилием противоположного знака.

Применение СОТС снижает контактную температуру. После прохождения круга – источника тепла, температура на поверхности становится ниже, чем в поверхностном слое. При больших скоростях теплового источника, характерных для шлифования, снижение температуры под влиянием СОТС определяется, в основном, не охлаждающим действием, так как в зону резания оно почти не попадает, а скорее смазывающими свойствами, снижающими трение между зернами, деталью и стружкой [40, 58, 59, 81].

Понятие обрабатываемости материала охватывает совокупность технологических свойств материала, характеризующих его влияние на различные стороны процесса резания [117]. Это, например, следующие свойства:

- оптимальная скорость резания, при которой достигается наименьшая себестоимость;
- легкость получения необходимой точности обработки, определяемой интенсивностью изнашивания инструмента, возникающими при резании силами и их изменением по мере затупления инструмента;
- легкость ломки и отвода стружки и др.

Обрабатываемость металла при шлифовании целесообразно рассматривать с точки зрения истирающей способности металла по отношению к шлифовальному кругу и уровня температуры в зоне резания. Эти показатели зависят от химического состава, микроструктуры и физико-механических свойств обрабатываемого материала.

Обрабатываемость сталей ухудшается с увеличением содержания углерода и легирующих элементов. По данным источников [15, 16, 20, 47, 59, 60, 61, 107, 111, 116, 117] материалы, применяемые в машиностроении, по обрабатываемости резанием можно разделить на группы, приведенные в таблице 1.1. В таблице отражены: обрабатываемости сплавов по скорости резания при разной твердости для незакаленных сплавов (НВ 179...229 / НВ 229...269); обрабатываемость закаленных сталей по скорости. Для материалов под номерами 1...15 свойства соответствуют состояниям после отжига, 22...27 – после закалки.

Особенности образования поверхностного слоя при шлифовании деталей торцом круга на круглом магнитном столе рассмотрены Ящерицыным П.И. и Зайцевым И.Г. [118]. Первое, что они отметили, это непрерывность работы абразивного зерна в период его стойкости.

Обрабатываемость, механические и физические свойства материалов

Таблица 1.1

материалы		механические свойства				физические свойства								
ISO	Группа по ГОСТ	марка	обраб	прочность, МПа		плас. δ, %	твердость	плотн г/см <sup>3</sup>	темп плав °С	Мод.упр Е, МПа	теплопр. λ, Вт/(м <sup>2</sup> °С)	теп.расш.< 100°, α, 10 <sup>-6</sup> , 1/°С	теплоем Дж/(м <sup>3</sup> · °С) с·10 <sup>-6</sup>	темп.пров.α, 10 <sup>4</sup> , м <sup>2</sup> /с
				σ <sub>В</sub>	σ <sub>Т</sub>									
P	1.стали конст.уционные автоматные	A11...A40Г, <b>A20</b>	1,2/	450		20	HB 168	7,8	1350			11,9		
	2.стали конст. угл. об.к.качества	Ст0...БСт6, <b>Ст3</b>		420	210	26	HB 220	7,8	1350			12,5		
HB	3.стали конст.уционные качественные	08...65, <b>45</b>	1/0,85	598	353	16	HB 197	7,83	1350	200000	40,16	11,6	5,02	0,08
	4.стали конст.лег. марг,хром,ванадием	15Г...70Г,15Х...50Х,40ХФ, <b>40Х</b>	1/0,85					7,81		215000	37	12,1		
179..	5.стали конст. хромоникелевые	20ХН,30ХН3А, <b>12ХН3А</b>	0,9/0,8					7,85		200000	31	11,8		
	6.стали конст.ср.лег.хром,марг,молиб,алюм.	18ХГ,33ХМ, <b>35ХЮА</b>	0,8/ -	700	400	25		7,8	1350	205000	33,89	13,4	473/5,06	0,067
229/	7. стали конст. хромкремнистые	30ХС, <b>40ХС</b>	/ 0,8					7,8	1350	219000	36	11,7		
	8.стали кон.лег. хром, крем, мол, мар,никелем	30ХГСН2А, <b>30ХГСА</b>	1,15/0,8	615	315	17	HB 210	7,85		194000	37	12	493дж	0,07
HB	9.ст.кон.лег.хром, вольф, мол, ван,ник,алюм	25ХНВА, <b>38Х2МЮА</b>	0,8/0,8							209000	33	11,5	496дж	
	10.стали инстр. углеродистые	У7А...У13А, <b>У8А</b>	1/ -					7,8	1350	209000	34,73	10,5	4,89	0,071
230..	11.стали инстр. легированные.	ХВ5,ХГС, <b>6ХВ2С</b>	/0,85											
	12. стали инстр. быстрорежущие	Р9, Р9К5, <b>Р18</b>	/0,85	840	510	5	HB 255	8,7	1350	221	27,2		4,77	0,057
269	13.стали конс.высоколег.корроз-стойкие	30Х13, <b>20Х13</b>		710	510	21		7,8	1350	218000	26	10,2	112дж	
M	14.стали жаростойкие	12Х2НВФА						7,8						
	15.сплавы жаропрочные	ХН35ВТЮ, <b>ХН77ТЮ</b>						7,8		190000		11,9		
K	16.чугуны серые	СЧ10...СЧ35, <b>СЧ20</b>		196	σи=392		HB 170-241	7,1	1150	80000				
	17.чугуны высокопрочные	ВЧ35...ВЧ100, <b>ВЧ50-2</b>		470	343	2	HB170-200	7,1	1150	140000				
N	18.Алюм. сплавы литейные	Ал1...Ал21, <b>Ал6</b>		235		1	HB 45	2,87	658	70000		22,9		
	19.алюм. сплавы обр. давлением	Ад...Ак8, <b>Ак6</b>		355		12		2,7	658	70000				
	20.Медные сплавы: латунь	ЛЦ40		215		20		8,6	900	100000	361		3,56	0,99
S	21. Титановые сплавы	BT1		600	300	15		4,4		117000	12,9			0,043
H	22.стали конст. легир. хром,никелем	12Х2Н4А, 40ХНМА, <b>12ХН3А</b>	1	1200	1080	14	HB 375							
	23. стали углеродистые инструментальне	У7А...У13А, <b>У8А</b>					HRC 45...50							
HRC	24.стали конст.угл; подшипниковые; легир-е хромом,ник,мар,крем,вольф,титаном	45, 58; ШХ15, 5ХНМ, 18Х2Н4ВА, <b>30ХГСА</b>	0,66	1620	1080	9	HRC 45...50			205000				
	25.стали и сплавы жаропроч. и нержавеющей	20Х13,15Х12ВМФ, <b>ХН77ТЮ</b>	0,42	830	635	10								
48...6	26.стали быстрореж. типа Р18	Р6М, <b>Р18</b>	0,24	2350	2100	4	HRC 64			228000				
	27.стали быстрореж. типа Р9	Р9К5, <b>Р9</b>	0,1	2210			HRC 64							
0	28.упроч.(кокил.)чугуны HSh 55.85													
	29. твердые сплавы	ВК3...ТТ20К9, <b>Т15К6</b>		σи=1176			HRA 90	11,4	1350		27,2			0,1
	алмаз	АС2...АС20					HV9800МПа				628,44		7,55	0,83
	кубич.нитрид бора (эльбор)	ЛО,ЛП					HV91000МПа				41,84		2,3	0,18
	электрокорунд	12А...26А					HV19800МПа							

1Мпа=1Н/мм<sup>2</sup>; δ-относит.удлин.при разрыве с l/d=5; Обрабатываемость HB179...229/НВ230...269; Материалы 1-15 после отжига, 22-27-после закалки

При всех видах шлифования, например при круглом наружном, за один оборот круга абразивное зерно может нанести царапину один раз, так как оно только один раз приходит в контакт с деталью и большую часть пути проходит вне работы по воздуху. При плоском же шлифовании торцом круга каждое зерно почти все время работает в металле. Если имеется выход из металла, то этот период по отношению к периоду резания обычно составляет небольшую долю.

При круглом шлифовании в связи с постоянным и неизменным направлением царапин, наносимых зернами, отмечается значительный процент частичных или полных попадания зерен в ранее прорезанные царапины, что приводит к разгрузке около 20% всех зерен. В результате контакта шероховатых микрорельефов обрабатываемой поверхности и режущего контура в процессе резания имеются зерна режущие, скоблящие и просто давящие, и не все зерна в период контакта выполняют работу резания. При плоском торцовом шлифовании (ПТШ) такого деления абразивных зерен не может быть. За один оборот круга зерна, находясь в непрерывном (или почти непрерывном) контакте с обрабатываемой поверхностью производят резание-царапание, причем последующие следы царапания не совпадают с предыдущими, т.е. резание происходит по взаимно пересекающимся траекториям, что является второй особенностью ПТШ.

Следующая особенность торцового шлифования связана с наличием больших контактных поверхностей по сравнению с другими видами шлифования и в связи с этим ухудшением условий стружкообразования и теплоотвода. Здесь нет свободного выброса стружки. В процессе резания она размещается между обрабатываемой поверхностью и торцом круга. Поскольку для плоского шлифования чаще всего применяют круги на бакелитовой связке, то стружка размещается за счет деформации материала связки, который достаточно податлив. Частично она размещается и за счет выгорания и размягчения связки. Некоторая часть стружки протаскивается между двумя поверхностями и засаливает круг. Последнему противодействует шарошение поверхности круга выпавшими из связки абразивными зернами. Они перекатываются, дробятся сами и дробят закрепленные в круге зерна, обновляя режущие кромки, накалывают и укатывают шлифованную поверхность [118].

При ПТШ тепловое воздействие на обрабатываемую поверхность значительно больше, чем при любом другом виде шлифования, а поэтому размазывание металла, доведенного в зоне резания до пластически размягченного состояния, здесь усиливается.

Следовательно, в зоне контакта круга с обрабатываемой поверхностью одновременно протекают следующие основные процессы:

- 1) резание–царапание закрепленными абразивными зёрнами;
- 2) обкатывание поверхности выпавшими из связки зёрнами;
- 3) пластические деформации тончайшего поверхностного слоя, сопровождающиеся размазыванием металла по этой поверхности.

Все это придает особый характер процессу формирования основных характеристик качества шлифованной поверхности.

Ипполитов Г.М. отметил еще одну особенность торцового шлифования [39]. В шлифовальных кругах, работающих торцом, зёрна расположены несколько иначе, чем в кругах, работающих периферией, так как при засыпке массы в пресс-форму, ее разравнивании и при прессовании зёрна занимают главным образом горизонтальное положение. Поэтому при работе периферией круга зёрна работают более короткими гранями, а при торцовом – более длинными. Вследствие этого при торцовом шлифовании больше ширина стружки и значительно больше число одновременно участвующих в работе зёрен. Это вызывает большие: температуру нагрева, силы трения и резания, потребляемую мощность, трудные условия охлаждения и удаления стружки и осколков зёрен, износ круга.

При этом виде шлифования зёрна, расположенные ближе к отверстию круга, работают с меньшей окружной скоростью и проходят меньший путь, чем зёрна, расположенные ближе к периферии. Теплоотвод ухудшается, а снятая стружка застревает в порах круга или налипает на зёрнах (при шлифовании вязких металлов), снижая стойкость круга.

Таким образом, основными особенностями плоского торцового шлифования, характерными для шлифования и массивных, и тонкостенных деталей, являются:

- 1) Увеличенная зона контакта круга с деталью.

2) Значительная температура обрабатываемой поверхности по сравнению с другими видами шлифования.

3) Длительный контакт зерен круга с деталью.

4) Неблагоприятные условия охлаждения зоны резания и удаления из нее отходов (металлической стружки и продуктов износа круга).

Плоское торцовое шлифование более теплонапряженный процесс, чем другие виды шлифования. А тонкостенные детали и детали с меньшими размерами хуже отводят тепло, чем массивные, поэтому они еще больше склонны к возникновению деформаций, прижогов и трещин.

## 1.5. Плоское торцовое шлифование тонкостенных деталей

### 1.5.1. Характеристика тонкостенных деталей

Одним из наиболее прогрессивных направлений развития технологической науки является типизация технологических процессов. Типизация предполагает разработку типовых технологических процессов для группы деталей, имеющих сходство: служебного назначения; конструктивных форм и размеров; используемых материалов и последовательности обработки основных поверхностей. В основе типизации лежит общее соображение о том, что затраты на проектирование технологического процесса могут быть тем больше, чем большее количество деталей будет изготавливаться по этому техпроцессу [54, 64, 91].

Типизации ведется в два этапа: классификация поверхностей деталей и самих деталей; формулировка ряда технологических задач по обработке либо деталей в целом, либо их отдельных поверхностей или сочетаний поверхностей. Еще в 30ые годы прошлого века Соколовский А.П. привел один из вариантов классификации деталей. Предусмотрено 15 классов [91]: валы, втулки, диски, эксцентриковые детали, крестовины, рычаги, плиты, шпонки, стойки, угольники, бабки, зубчатые колеса, фасонные кулачки, ходовые винты и червяки, мелкие крепежные детали. При этом указывается, что может оказаться целесообразным добавлять новые

классы деталей, характерных для отдельных отраслей (например, турбинные лопатки, шариковые подшипники).

По приведенной классификации тонкостенные детали относятся к классу дисков и плит малой толщины, которые обозначаются буквами Д и П.

Работы по типизации были продолжены, и детали классифицированы по классификатору ЕСКД. Здесь детали машиностроительного применения отнесены к 71-76 классам. Далее разбивка производится на подклассы, группы, подгруппы и виды [43]. Тонкостенные детали относятся к классам 71 (диски) и 74 (плоскостные).

В современной технике многие элементы конструкций могут рассматриваться как тела, у которого один размер (толщина) мал по сравнению с двумя другими. Если срединная поверхность таких тел плоская, то они называются пластинами, если искривленная – оболочками [11, 105].

По форме срединной поверхности в плане различают круглые и прямоугольные пластины. На рис. 1.8 показана прямоугольная пластина. В зависимости от относительной толщины пластины ( $h/R$ ,  $h/a$ ) различают тонкие ( $h/R < 0,1$ ) и толстые ( $h/R > 0,4$ ) пластины (плиты). В данной работе рассматриваются тонкие пластины.

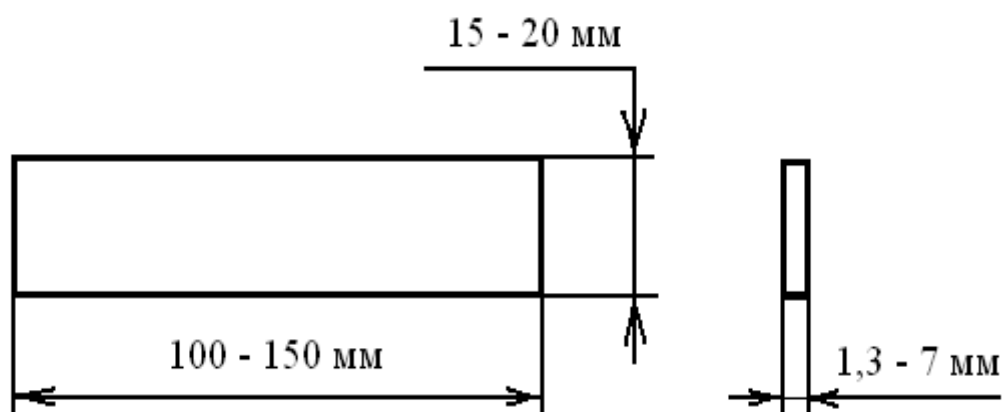


Рис. 1.8. Эскиз прямоугольной пластины

Как отметил Соколовский А.П., построение научно обоснованной системы классификации представляется нелегкой задачей. Такая классификация по необходимости должна основываться на внешних признаках деталей, и в то же



время носить технологический характер, так как на ней базируется классификация процессов обработки. Для этого необходимо установить зависимости между свойствами детали и технологией, соответствующей этим свойствам.

### 1.5.2. Технология обработки тонкостенных деталей

Представителями тонкостенных деталей являются контрольные пластины (образцы-свидетели), по деформации которых в камерах поверхностной упрочняющей обработки определяют степень упрочнения поверхностного слоя деталей типа лопаток газотурбинных двигателей. Контрольные пластины определенной твердости вместе с лопатками подвергаются отделочно-упрочняющей обработке пластическим деформированием в течение определенного времени. По величине деформации пластин устанавливают степень упрочнения лопаток. Эскиз такой пластины приведен на рис 1.9.

К пластинам предъявляются высокие требования по точности формы – отклонение от плоскостности не более 0,03 мм.

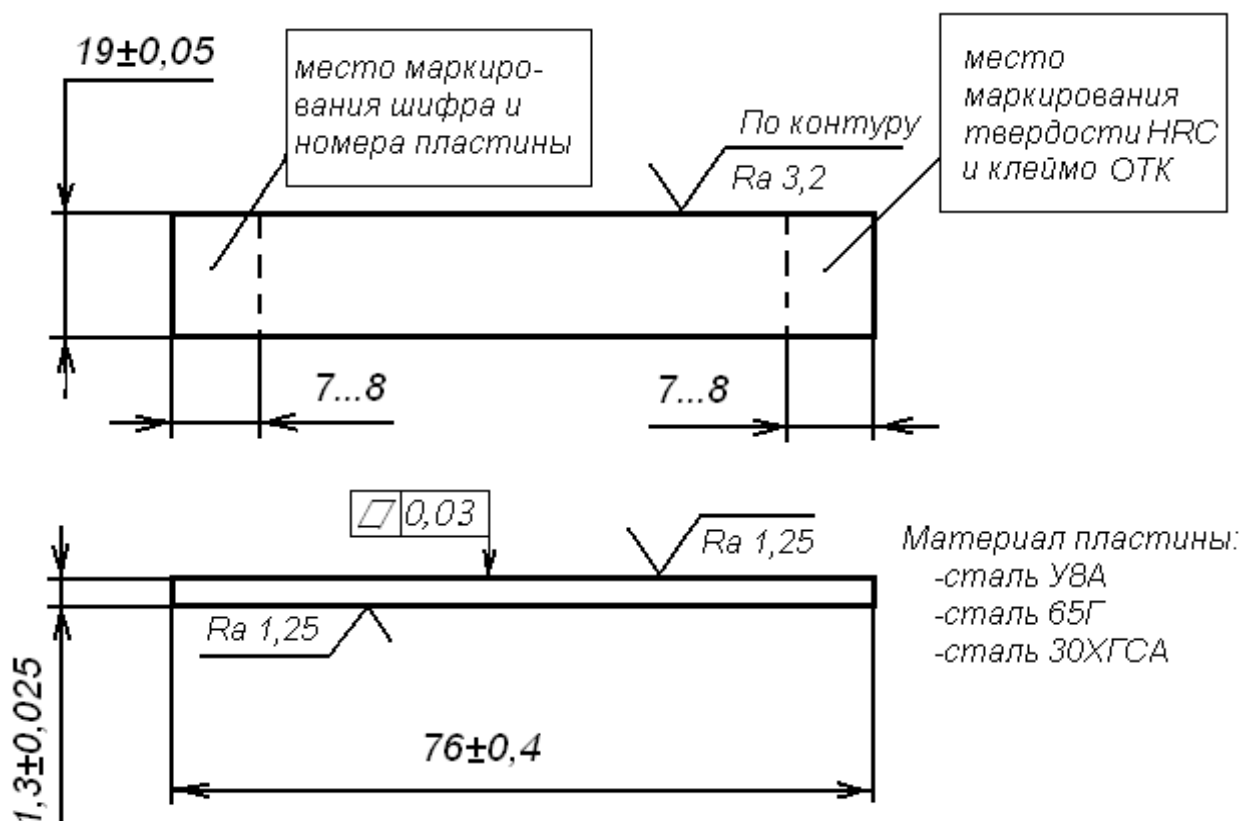


Рис.1.9. Контрольная пластина (образец-свидетель)

Основные требования к технологии изготовления контрольных пластин следующие.

Контрольные пластины изготавливаются из сталей 30ХГСА, 65Г или У8А

1. В качестве заготовки используются лист или лента холоднокатаная толщиной, превышающей на 0,2 мм толщину пластины.

2. План обработки контрольных пластин:

- Разрезка или рубка в штампе с припуском по контуру 0,8-1,0мм.
- Фрезерование по контуру на размер чертежа.
- Закалка на твердость HRC45...50 в заневоленном состоянии.
- Плоское торцовое шлифование для обеспечения точности и шероховатости.
- Стабилизирующий отпуск на  $T=500^{\circ}\text{C}$  для стали 30ХГСА, на  $T=200^{\circ}\text{C}$  для стали 65Г и на  $T=160^{\circ}\text{C}$  для стали У8А с выдержкой в заневоленном состоянии 2-3 часа.
- Контроль твердости.
- Маркирование номера образца и измеренной твердости безударным методом.

Плоское торцовое шлифование (ПТШ) осуществляют на станках с прямоугольным и круглым столом, а также на двусторонних станках, на которых одновременно обрабатываются две параллельные плоские поверхности деталей. Для установки и закрепления детали могут применяться магнитные и электромагнитные плиты [45]. Наиболее производительная обработка достигается на станке с круглым вращающимся столом. Обработка ведется двумя методами: многопроходным и однопроходным (глубинным).

Однопроходное шлифование сопровождается выделением и концентрацией в детали большой теплоты и поэтому этот метод не рекомендуется для обработки тонкостенных деталей и труднообрабатываемых материалов, склонных к прижогам и трещинам [95].

При многопроходном шлифовании стол станка получает быстрое вращение (в среднем с окружной скоростью 15-20 м/мин); вертикальная подача круга (на

врезание) осуществляется периодически за один или несколько оборотов стола. Шлифование производится на малых глубинах и сопровождается значительно меньшими силами резания и тепловыделением по сравнению с однопроходным шлифованием. Обработываемые детали, не требующие столь сильного зажима, как при глубинном шлифовании, меньше деформируются, и поэтому обеспечивается более точная обработка с достижением параметра шероховатости  $Ra=0,4\dots0,8$  мкм.

## 1.6. Пути совершенствования плоского торцового шлифования

Исходя из того, что плоское торцовое шлифование является более теплонапряженным, совершенствование ПТШ прежде всего нацелено на снижение температуры в зоне резания. Рассмотрим эти направления.

1. Применение шлифовальных кругов с определенными характеристиками:

- выбор высокопористых шлифовальных кругов;
- снижение твердости кругов, чем при круглом шлифовании. Диктуется тем, что абразивные зерна при плоском шлифовании более продолжительное время находятся в работе и быстрее тупятся.

- применение эльборовых и алмазных кругов в рекомендуемых областях обеспечивает существенные преимущества перед обычным абразивным инструментом [61, 81]: снижение теплонапряженности процесса, сил резания, улучшение качества поверхностного слоя.

2. Применение прерывистого шлифования кругами с прерывистой рабочей поверхностью понижает температуру в зоне обработки. Шлифование производится с определенными интервалами так, что продолжительность резания меньше продолжительности теплового насыщения металла, и за время разрыва процесса резания поверхность детали охлаждается. В работах многих исследователей [63, 89, 96, 116] установлено, что прерывистое шлифование снижает температуру на 20-40%, силы резания на 20-35%, способствует работе круга в режиме самозатачивания.

3. Наклон шлифовального круга для уменьшения зоны контакта для некоторого выравнивания условий работы круга, особенно при предварительном шлифовании [95, 117]. Бабку круга устанавливают так, чтобы между торцом круга и столом образовался угол  $30' - 2^\circ$ , а расстояние между деталью и поднятой стороной круга допускается до 2 мм. При этом работают зерна, расположенные около наружной кромки. Чем меньше угол, тем больше работающих зерен, тем меньше шероховатость шлифуемой поверхности. При чистовом шлифовании угол наклона выбирают малым, чтобы зерна, расположенные у отверстия круга, зачищали поверхность.

4. Импрегнирование (пропитка, заполнение) пор круга является одним из эффективных путей совершенствования абразивного инструмента [96, 115]. Эксплуатационные характеристики кругов обусловлены смазывающими свойствами импрегнаторов в твердой фазе. Механизм контактного воздействия импрегнатора складывается из его разложения, адсорбции на шлифуемый металл, химического взаимодействия продуктов разложения, уменьшения трения и температуры.

5. Управление сочетаемыми параметрами режима шлифования является наиболее простым способом снижения теплонапряженности в зоне резания.

- снижение скорости и глубины шлифования способствует снижению температуры, но при этом снижается производительность обработки;
- автоматизированная микроподача.

6. Обеспечение самозатачивания кругов.

7. Обеспечение соизмеримости скоростей круга и детали.

8. Шлифование со знакопеременными деформациями сдвига.

### 1.7. Плоское торцовое планетарное шлифование

Проведенный анализ особенностей плоского торцового шлифования и путей снижения теплонапряженности позволяет наметить следующие основные направления совершенствования процесса шлифования:

1. снижение доли тепла, отводимого в деталь за счет уменьшения температуры в зоне резания и увеличения теплоотвода;
2. кинематическое обеспечение соизмеримости скоростей абразивного резания круга и детали;
3. обеспечение прерывистости шлифования;
4. обеспечение работы круга в режиме самозатачивания;
5. шлифование со знакопеременными деформациями сдвига в поверхностном слое детали.

Реализация указанных направлений возможно при применении планетарной схемы плоского торцевого шлифования [6, 7, 56, 96] (рис. 1.10).

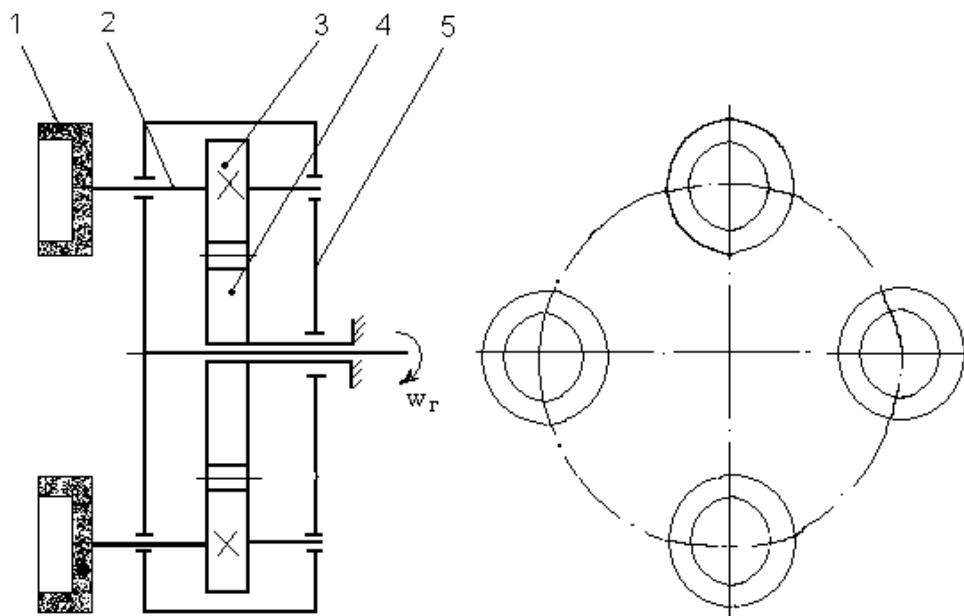


Рис. 1.10. Кинематическая схема планетарной головки: 1 – шлифовальный круг; 2 – шпиндель; 3 – зубчатое колесо (сателлит); 4 – неподвижное зубчатое колесо (в случае наружного зацепления); 5 – корпус головки

Плоское торцовое планетарное шлифование (ПТПШ) характеризуется следующими особенностями:

- позволяет вести прерывистое шлифование сплошными кругами;
- вращение шлифовального круга вокруг своей оси, обеспечивающее одну из составляющих результирующей скорости резания, и движение круга относительно детали кинематически решают вопрос достижения соизмеримости скоростей абразивного резания и детали;

- в результате сложного движения абразивного зерна вектор результирующей скорости резания меняет направление относительно зерна, тем самым обеспечивается процесс резания разными гранями;

- вращение смежных кругов в противоположные стороны позволяет вести шлифование со знакопеременными деформациями сдвига в поверхностном слое.

Первые системные исследования плоского планетарного торцового шлифования выполнены Степановым Ю.Н.[96]. До этого времени теоретических и экспериментальных системных исследований плоского планетарного шлифования не было. Им разработаны конструкции планетарных шлифовальных головок, позволяющие использовать стандартные шлифовальные круги чашечной формы. Степанов Ю. Н. анализировал кинематику плоского планетарного шлифования и предложил конструкции планетарных головок, обеспечивающих оптимальные соотношения скоростей круга и детали.

Для повышения динамических характеристик к планетарной головке предъявляются жесткие технические требования. В частности, степень точности эвольвентных зубчатых пар «центральное колесо – сателлит» 4-5, допуски на межосевое расстояние в корпусе под подшипники выполняются по 6 качеству, сателлиты устанавливаются на прецизионные радиально-упорные подшипники. Конструкция головки предусматривает возможность регулирования осевого зазора в подшипниках в диапазоне 0,002 – 0,004 мм. Правка торцовой поверхности чашечных кругов производится алмазно-металлическим карандашом.

Степанов Ю.Н. получил аналитические выражения для определения геометрических параметров: траектории движения абразивных зерен, длины, ширины и площади зоны контакта круга с деталью [6, 7, 96].

Длина контакта шлифовального круга с деталью  $\cup AB$  (рис.1.11) определяется из  $\Delta O_1BA$  и равна

$$\cup AB = (O_1B)\check{\varphi} = a_1\check{\varphi}, \quad (1.9)$$

где  $a_1$  – радиус шлифовального круга,  $\check{\varphi}$  – угловая координата дуги  $\cup AB$  [96].

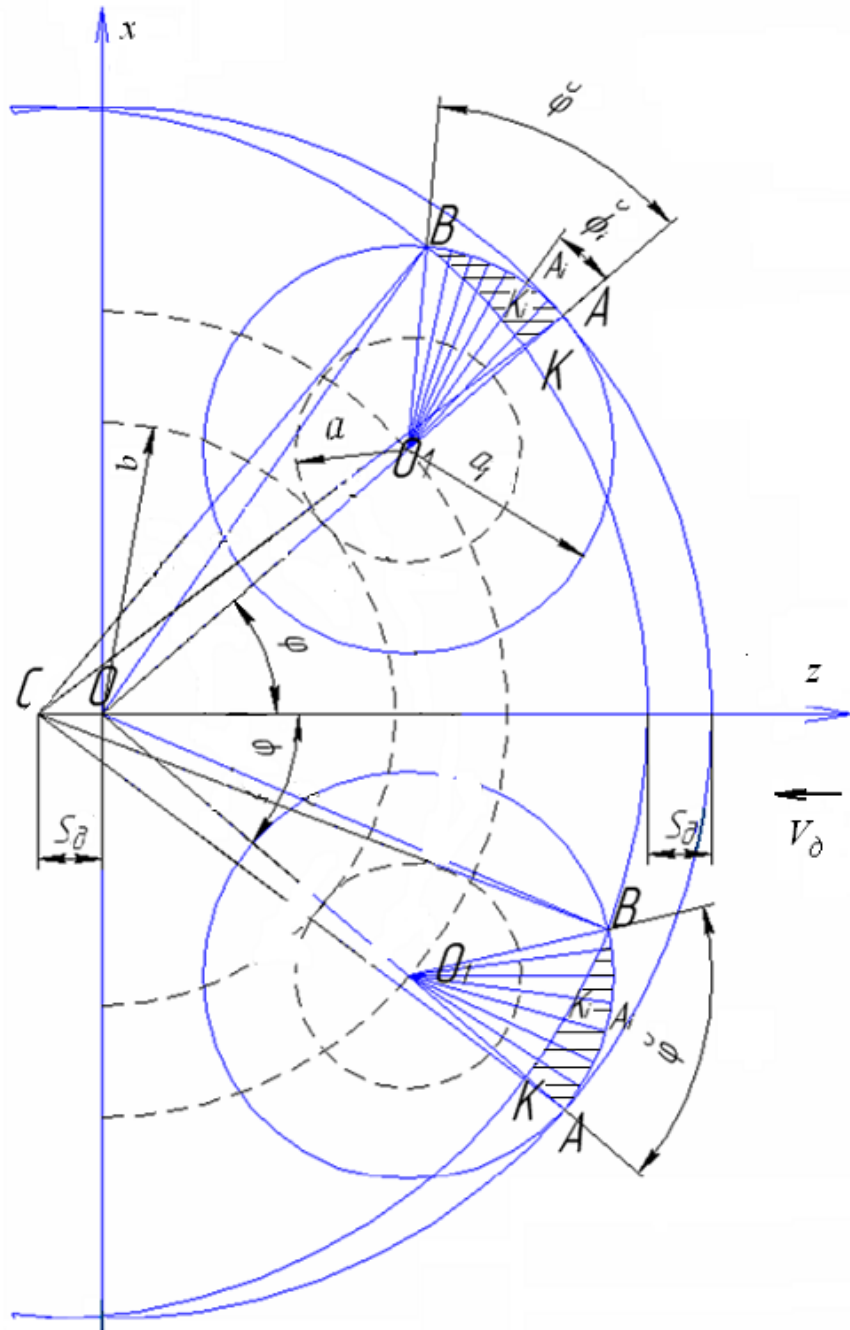


Рис.1.11. Схема для определения геометрических параметров зоны контакта и формирования режущей кромки обобщенного резца

Угловая координата дуги определяется как

$$\begin{aligned} \tilde{\varphi} = \arccos \left[ \frac{(a+b+a_1)^2 - (a+b)^2 - S_\delta^2 - 2(a+b)S_\delta \cos \varphi - a_1^2}{2a_1 \sqrt{(a+b)^2 + S_\delta^2 + 2(a+b)S_\delta \cos \varphi}} \right] \pm \\ \pm \arcsin \left( \frac{S_\delta \sin \varphi}{\sqrt{(a+b)^2 + S_\delta^2 + 2(a+b)S_\delta \cos \varphi}} \right), \end{aligned} \quad (1.10)$$

где  $a$ ,  $b$  – соответственно радиусы делительной окружности подвижного и неподвижного колес планетарной головки;  $S_\delta$  – продольное перемещение детали

за четверть оборота водила для случая, когда планетарная головка имеет четыре шлифовальных круга  $S_\delta = \frac{V_\delta \cdot \pi}{\omega_r \cdot 2}$ ,  $V_\delta$  – скорость продольной подачи детали в направлении оси  $x$ ;  $\omega_r$  – угловая скорость водила планетарной головки;  $\varphi$  – угол, определяющий положение центра подвижного круга при его обкатке вокруг неподвижного колеса.

В выражении (1.10) знак  $\pm$  определяет положение круга соответственно выше и ниже оси  $x$ . Ширина зоны контакта абразивного инструмента с деталью  $AK$  определяется из выражения

$$AK = a + b + a_1 + S_\delta \cos \varphi - \sqrt{S_\delta^2 \cos^2 \varphi - S_\delta^2 + (a + b + a_1)^2}. \quad (1.11)$$

Площадь зоны контакта абразивного инструмента с деталью  $S_{ABK}$  для положения, когда абразивный инструмент радиусом  $a_1$  находится выше оси  $x$

$$\begin{aligned} S_{ABK} = & \frac{1}{2} \tilde{\varphi} \cdot a_1^2 + \frac{1}{2} (a + b) a_1 \sin \tilde{\varphi} + \frac{1}{2} S_\delta [(a + b) \sin \varphi + a_1 \sin(\varphi + \tilde{\varphi})] - \frac{1}{2} (a + b + a_1)^2 \\ & \left[ \arcsin \left( \frac{(a + b) \sin \varphi + a_1 \sin(\varphi + \tilde{\varphi})}{a + b + a_1} \right) - \varphi + \arcsin \left( \frac{S_\delta \sin \varphi}{a + b + a_1} \right) \right] - \\ & - \frac{1}{2} S_\delta (a + b + a_1) \sin \left[ \varphi - \arcsin \left( \frac{S_\delta \sin \varphi}{a + b + a_1} \right) \right]. \end{aligned} \quad (1.12)$$

В исследованиях Подборнова И. В. установлены технологические условия для обеспечения требуемых показателей качества поверхностного слоя по шероховатости и глубине структурных превращений материала при ПТПШ [74, 82, 83, 84, 85]. Установлено, что превалирующее влияние на формирование шероховатости оказывает геометрический фактор, определяемый формой вершин абразивных зерен и кинематикой их перемещения. Показано, что шероховатость поверхности непостоянна по ширине детали и предложен способ ПТПШ со смещением оси детали в направлении вектора скорости ее перемещения относительно оси планетарной головки для уменьшения шероховатости. Подборнов И.В. получил аналитические выражения для определения силы резания при ПТПШ.

Выражение для расчета силы резания при различных положениях водила, определяемых углом  $\varphi$ , имеет вид [74]:



$$P_Z = 0,185HV \frac{AB}{\sqrt{AK}} \frac{V_k V_{nep}}{\sqrt{V_k^2 + V_{nep}^2 + V_\delta^2 + 2V_k \sqrt{V_{nep}^2 + V_\delta^2 - 2V_\delta(a+b+a_1)} \omega_\Gamma \cos\left(\frac{\pi}{2} \pm \varphi\right)}} \cdot \frac{K_\epsilon \left(\frac{t}{2}\right)^{n+1,5}}{K_\delta d_z^{n+0,5}} \sqrt{\frac{a+b}{2a_1(a+b+a_1)}} \cdot \psi_0 \sum_{i=0}^{E(N_0)} A_i K_i, \quad (1.13)$$

где  $\pm$  соответствует положениям круга выше и ниже оси  $z$ ,  $HV$  – твердость обрабатываемого материала по Виккерсу,  $AB$  и  $AK$  соответственно длина и ширина контакта (рис.1.11),  $V_k$  – скорость абразивного резания,  $V_{nep}$  – переносная скорость (скорость перемещения круга относительно детали),  $K_\epsilon$  – коэффициент формы вершины абразивного зерна,  $t$  – глубина резания,  $n=1\dots2,5$ , ( $n=1,5$  для кругов из электрокорунда на керамической связке [73]),  $K_\delta$  – коэффициент, учитывающий объемное строение шлифовального круга,  $K_\delta = K_n K_{ck} K_z$ ,  $K_n$  – коэффициент поверхностной пористости круга,  $K_{ck}$  – коэффициент структуры круга,  $K_z$  – коэффициент, учитывающий форму вершины зерна и его ориентацию после правки,  $d_z$  – размер зерна,  $\psi_0 \approx 6 \frac{\cos(\eta + \gamma)}{\cos \gamma} \frac{(1 + \sin \gamma)}{(3 \cos(\eta + \gamma) - 2 \sin \eta)}$ ,  $\eta$  – угол трения скольжения,  $\gamma$  – передний угол абразивного зерна,  $A_i K_i$  – ширина единичного резца,  $A_i K_i = a_i - O_i K_i$ ,

$$O_i K_i = -[(a+b) \cos \tilde{\varphi}_i + S_\delta \cos(\varphi + \tilde{\varphi}_i)] + \sqrt{[(a+b) \cos \tilde{\varphi}_i + S_\delta \cos(\varphi + \tilde{\varphi}_i)]^2 - (a+b)^2 + (a+b+a_1)^2 - S_\delta^2 - 2S_\delta(a+b) \cos \varphi},$$

$$\tilde{\varphi}_i = \frac{\tilde{\varphi} \cdot i}{N_0}, \quad i = 0, 1, 2, 3, \dots, E(N_0), \quad N_0 - \text{количество единичных резцов на дуге контакта,}$$

$$N_0 = \frac{AB}{\delta}, \quad \delta - \text{среднее расстояние между зернами, } E(N_0) - \text{целая часть } N_0.$$

Радиальная сила резания определяется по выражению

$$P_y = P_Z \operatorname{tg}(\eta + \gamma).$$

Таким образом, Степанов Ю.Н. и Подборнов И.В. разработали кинематическую и динамическую модели процесса ПТПШ. В результате экспериментальных исследований ПТПШ в сравнении с торцовым шлифованием

сплошными и прерывистыми кругами установлено, что среднеконтактная температура в зоне резания снижается в 2,5 – 4 раза по сравнению со сплошным и 1,8 – 2,3 раза по сравнению с прерывистым шлифованием. Такое снижение температуры в зоне резания улучшает одну из характеристик качества детали – качество поверхностного слоя.

Важнейшая характеристика качества детали – ее точность. Для полноты исследований технологических возможностей процесса ПТПШ необходимо продолжить работы по исследованию показателей точности. Как было указано выше, наиболее значимыми источниками возникающих погрешностей при шлифовании тонкостенных деталей являются их деформации от технологических остаточных напряжений. В настоящее время применительно к процессу ПТПШ отсутствуют исследования этих показателей качества. Это определило цель и задачи исследования.

#### 1.8. Выводы, постановка цели и задач исследования

Анализ научно-технической информации в области исследуемой проблемы показал, что системные исследования плоского торцового планетарного шлифования выполнены по кинематике и технологическому обеспечению требуемых показателей качества поверхностного слоя по шероховатости и глубине структурных превращений металла [56, 74, 96]. Известные исследования проводились для массивных деталей. До настоящего времени не исследованы модели ПТПШ, которые определили бы:

- величину, знак и глубину распространения остаточных напряжений при ПТПШ;
- погрешности формы шлифованных поверхностей от деформации деталей под действием технологических остаточных напряжений.

Так как наиболее проблемными в обеспечении качества являются тонкостенные детали, именно технологическое обеспечение их точности при обработке методом ПТПШ предопределило необходимость и актуальность выполнения данной работы.

Цель работы – исследование формирования геометрического показателя шлифованной поверхности – точности формы тонких пластин при плоском торцовом планетарном шлифовании.

На основании выполненного анализа состояния проблемы и в соответствии с целью работы определены следующие задачи исследования:

1. Исследовать температурное поле при ПТПШ в тонкостенных деталях;
2. Исследовать напряжения, возникающие при ПТПШ тонкостенных деталей от силового и температурного факторов;
3. Исследовать кинетику образования остаточных напряжений, т.е глубину залегания и характер их распределения при плоском торцовом планетарном шлифовании, установить аналитические выражения для их прогнозирования в зависимости от технологических условий ПТПШ;
4. Определить величину и знак суммарных остаточных напряжений после ПТПШ тонкостенных деталей;
5. Определить величину отклонений формы (прогиба) тонких пластин от технологических остаточных напряжений после ПТПШ;
6. Выполнить экспериментальное подтверждение достоверности результатов аналитического расчета величин технологических остаточных напряжений и прогиба тонких пластин;
7. Разработать методику выбора управляемых параметров режима обработки ПТПШ, обеспечивающих требуемую точность формы тонкостенных деталей;
8. Разработать руководящие технические материалы по проектированию технологических операций ПТПШ в части назначения параметров режима, обеспечивающих требуемые показатели качества тонких пластин по точности формы.

## ГЛАВА 2. ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОНаПРЯЖЕННОСТИ ПРОЦЕССА ПЛОСКОГО ТОРЦОВОГО ПЛАНЕТАРНОГО ШЛИФОВАНИЯ ТОНКОСТЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ

### 2.1. Постановка тепловой задачи и описание теплонапряженности процесса плоского торцового планетарного шлифования полубесконечного тела

Для постановки тепловой задачи при плоском торцовом планетарном шлифовании зону контакта круга с деталью схематизируем следующим образом (рис. 2.1): заменим площадь криволинейного треугольника  $ABK$  площадью прямоугольника  $A'K''A''$ , приняв  $A''K''=AK$ . В этом случае вторая сторона прямоугольника  $A'A'' = \frac{S_{ABK}}{AK}$ , а полуширина источника тепла  $h = \frac{A'A''}{2}$ , где  $S_{ABK}$  – площадь криволинейного треугольника  $ABK$  [29, 30, 74]. С учетом этого может быть поставлена следующая тепловая задача: по полупространству, теплофизические характеристики которого  $\lambda, c_v$ , со скоростью  $V_n'$  в положительном направлении оси  $z$  движется двумерный источник тепла (2П2) шириной  $A'A''$  и длиной  $A''K''$ , плотность теплового потока которого  $q$  равномерно распределена по площадке контакта  $A'K''A''$ . Требуется найти квазистационарное распределение температуры в поверхностном слое шлифуемой детали из решения дифференциального уравнения

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + V_n' \frac{\partial T}{\partial z} \quad (2.1)$$

при следующих начальных и граничных условиях:

$$T \Big|_{\substack{\tau=0 \\ y=\infty \\ x=\pm\infty \\ z=\pm\infty}} = 20; \quad -\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_{y=0} = q; \quad \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_{\substack{y=0 \\ \frac{A'A''}{2} \leq z \leq 0 \\ \frac{A'K''}{2} \leq x \leq -\frac{A''K''}{2}}} = 0,$$

где  $T$  – температура;  $\tau$  – время;  $a$  – коэффициент температуропроводности;  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности,  $q$  – плотность теплового потока, поступающего из зоны резания в среду. Скорость источника  $V_n'$  в зависимости от угловой

скорости водила планетарной головки  $\omega_r$  и размерных параметров планетарной головки определяется как

$$V_n' = \left( a + b + a_1 - \frac{AK}{2} \right) \cdot \omega_r.$$

Согласно методу источников тепла, дополненного методом отражения источников, решение дифференциального уравнения (2.1) в установившемся режиме шлифования полубесконечного тела без применения охлаждения для полосового источника имеет вид [89]

$$T = \int_0^{A'A''} dz' \int_{-\infty}^{\infty} dx' \int_0^{\infty} \frac{2q d\tau'}{c_v (4\pi a (\tau - \tau'))^{3/2}} \exp \left\{ - \frac{y^2 + (x - x')^2 + [z - z' + V_n' (\tau - \tau')]^2}{4a(\tau - \tau')} \right\},$$

где  $x'$ ,  $y'$ ,  $z'$  координаты точки тела, в котором мгновенно выделилось количество тепла  $dQ = q_1 dx' dz' d\tau'$ .

После интегрирования и преобразований

$$T(Y, Z) = \frac{2qa}{\pi \lambda V_n'} \int_{Z-H}^{Z+H} \exp(-\xi) K_0(\sqrt{Y^2 + \xi^2}) d\xi, \quad (2.2)$$

где введены безразмерные координаты  $Y = \frac{V_n' y}{2a}$  и  $Z = \frac{V_n' z}{2a}$ ; безразмерная

полуширина источника  $H = \frac{V_n' A'A''}{4a} = \frac{V_n' h}{2a}$ ;  $\xi = \frac{V_n' (z - z')}{2a}$  – новая переменная

интегрирования;  $K_0$  – интегральное представление модифицированной функции

Бесселя второго рода нулевого порядка;  $q = q_1 \beta$ ;  $q_1 = \frac{P_z V_k}{S_{ABK}}$ ;  $P_z$  – тангенциальная

составляющая силы резания,  $V_k$  – скорость абразивного резания;  $\beta$  – коэффициент теплового вклада в деталь.

Максимальная температура полосового источника достигается в районе его задней кромки при  $Z = -H$ . Для расчета поверхностной контактной температуры в формуле (2.2)  $Y = 0$ ,

$$T(0, Z) = \frac{2qa}{\pi \lambda V_n'} \int_{Z-H}^{Z+H} \exp(-\xi) K_0(\xi) d\xi. \quad (2.3)$$

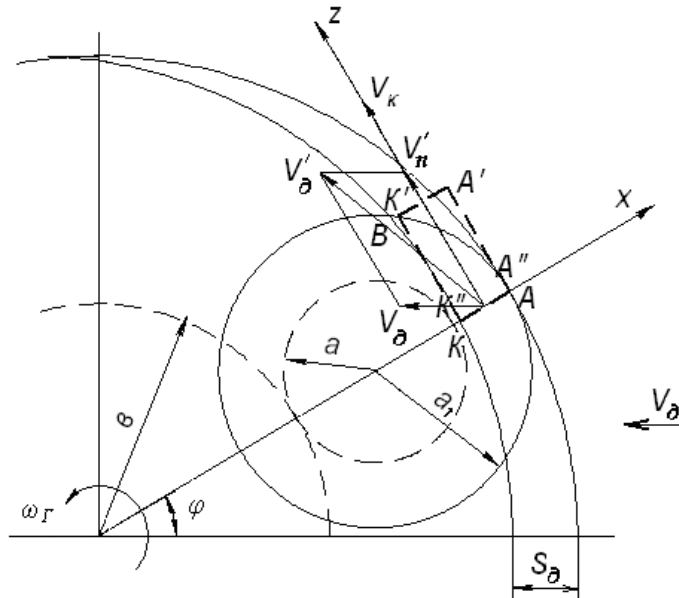


Рис. 2.1. Схема для расчета контактной температуры при ПТПШ

Среднеконтактная температура  $\bar{T}$  в зоне шлифования может быть получена интегрированием (2.3) по координате  $Z$ . При больших скоростях источника ( $H > 10$ ) можно пользоваться асимптотическим представлением интеграла, равном  $\sqrt{2\pi|H - Z|}$ . Тогда [74]

$$\bar{T} = \frac{8qa}{3\sqrt{\pi}\lambda V_n} \sqrt{H} .$$

## 2.2. Тепловой баланс при плоском торцовом планетарном шлифовании

При шлифовании почти вся механическая мощность микрорезания преобразуется в тепловую. Лишь незначительная часть мощности (десятые доли процента) переходит в скрытую энергию изменений кристаллической решетки обрабатываемого материала. При этом средняя контактная температура детали изменяется в пределах 20-450 °С, и мгновенная – от 1000 °С до температуры плавления обрабатываемого материала [40, 89]. Тепло, выделяемое при шлифовании, распределяется в основном между деталью, кругом и стружкой.

При обычном абразивном шлифовании основная доля тепла – до 86% уходит в деталь. По мнению большинства авторов в круг уходит не более 15% тепла. Наибольший разброс имеют данные по переходу тепла в стружку: от 0,5 до 30%.

Для обеспечения производительного бездефектного шлифования необходимо снижать долю тепла, отводимого в деталь за счет уменьшения температуры в зоне резания и увеличения теплоотвода.

Традиционные методы шлифования плоских поверхностей при варьировании сочетания параметров режима шлифования, обеспечивающих одинаковую производительность обработки, не дают существенного снижения теплоотвода в деталь вследствие небольших скоростей удаления шлифуемого материала. Решение этой проблемы может быть обеспечено применением процесса плоского торцового планетарного шлифования.

Рассмотрим тепловой баланс процесса плоского торцового планетарного шлифования (ПТПШ). Общее количества тепла  $Q$ , образующегося в процессе шлифования, распределяется между контактирующими телами

$$Q = Q_d + Q_k + Q_c + Q_{ж},$$

где  $Q_d$  – доля тепла, идущая в деталь;  $Q_k$  – доля тепла, идущая в круг;  $Q_c$  – доля тепла, идущая в стружку;  $Q_{ж}$  – доля тепла, идущая в охлаждающую жидкость.

В связи с тем, что исследование планетарного шлифования проводилось без охлаждения, всухую, доля тепла, идущая в охлаждающую жидкость из формулы исключается.

Расчетами, проведенными Сипайловым В.А. [89], установлено, что доля тепла, идущего в круг при шлифовании обычным абразивным инструментом, составляет не более 1% и ею можно пренебречь. Таким образом, тепло, выделяемое при шлифовании, распределяется в основном между деталью и стружкой. Сипайловым В.А. предложена формула безразмерного коэффициента  $\beta$ , который показывает, какая доля тепла от общего пойдет в деталь

$$\beta = \frac{1}{1 + \frac{2cta}{\pi\lambda V_d S} \int_{Z-H}^{Z+H} \exp(-\xi) K_0(\xi) d\xi}, \quad (2.4)$$

где  $c$  – удельная массовая теплоемкость шлифуемого материала;  $m$  – масса металла, удаляемого с поверхности в единицу времени,  $m = \nu V_d t l$ ;  $\nu$  – плотность шлифуемого металла;  $V_d$  – скорость продольной подачи;  $t$  – глубина резания;  $l$  – длина зоны контакта;  $a$  – коэффициент температуропроводности шлифуемого

металла,  $a = \frac{\lambda}{c\nu}$ ;  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности;  $S_{uu}$  – площадь зоны контакта,  $S_{uu} = 2hl$ ;  $h$  – полуширина полосового источника тепла.

Если учесть, что при шлифовании безразмерная полуширина источника тепла  $H = \frac{V_\delta h}{2a} > 10$ , то можно воспользоваться приближенным значением максимума интеграла в выражении (2.4), который равен  $2\sqrt{\pi H}$ . Тогда

$$\beta = \frac{1}{1 + \frac{2cma}{\pi\lambda V_\delta S} 2\sqrt{\pi H}}. \quad (2.5)$$

Подставляя  $m$  и  $H$  для обычного плоского торцового шлифования, получим

$$\beta = \frac{1}{1 + t\sqrt{\frac{2V_\delta}{\pi ah}}}. \quad (2.6)$$

Необходимо отметить, что в формуле массы металла, удаляемого с поверхности в единицу времени, скорость  $V_\delta$  при обычном и планетарном торцовом шлифовании имеет разные значения [29, 74]. При обычном торцовом шлифовании скорость  $V_\delta$  – скорость продольной подачи детали, а при планетарном шлифовании – это результирующая скорость продольной подачи детали и движения круга планетарной головки относительно детали  $V'_\delta$ , определяемая по формуле

$$V'_\delta = \sqrt{V_\delta^2 + (a + b + a_1)^2 \omega_r^2 - 2V_\delta(a + b + a_1)\omega_r^2 \cos\left(\frac{\pi}{2} \pm \varphi\right)},$$

где  $\pm$  соответствует положению круга выше и ниже оси  $x$  (см. рис. 1.11).

Следовательно, для плоского торцового планетарного шлифования выражение для коэффициента  $\beta$  после подстановки в формулу (2.5)  $H$  и  $m$  будет представлять вид

$$\beta = \frac{1}{1 + \frac{2c\nu V'_\delta t l a}{\pi\lambda V_\delta S} 2\sqrt{\pi \frac{V_\delta h}{2a}}} = \frac{1}{1 + V'_\delta t \sqrt{\frac{2}{\pi ah V_\delta}}}. \quad (2.7)$$

Рассмотрим пример расчета коэффициента  $\beta$  при следующих условиях ПТПШ: материал детали – сталь 30ХГСА, круги типа 11 50x25x13 24AF40K7V,



$t=0,04$  мм,  $h=0,00373$  м,  $\varphi=0^\circ$ ,  $a=7 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с,  $V_\delta=0,17$  м/с,  $\omega_r=150,72$  1/с,  $V'_\delta=11,62$  м/с:

$$\beta = \frac{1}{1 + 11,62 \cdot 4 \cdot 10^{-5} \sqrt{\frac{2}{3,14 \cdot 7 \cdot 10^{-6} \cdot 0,00373 \cdot 0,17}}} = 0,15.$$

При заданных условиях планетарного шлифования в деталь уходит 15% тепла, выделившегося в зоне шлифования. Доля тепла, поступившего в стружку, составляет около 85%.

Для обычного торцового шлифования при тех же значениях глубины шлифования, скорости продольной подачи и ширине торцовой части круга по (2.6) получим

$$\beta = \frac{1}{1 + 4 \cdot 10^{-5} \sqrt{\frac{2 \cdot 0,17}{3,14 \cdot 7 \cdot 10^{-6} \cdot 0,0025}}} = 0,91.$$

Доля тепла, поступающая в деталь при обычном плоском торцовом шлифовании при заданных условиях, составляет 91%, в стружку –9%. Таким образом, использование кинематических особенностей плоского торцового планетарного шлифования при заданных условиях позволяет уменьшить долю тепла, отводимую в деталь, с 91% до 15%.

Анализ формулы (2.7) показывает, что при заданном значении результирующей скорости  $V'_n$ , характеризуемой параметрами планетарной головки, на величину коэффициента  $\beta$  влияют глубина шлифования  $t$  и скорость продольной подачи  $V_\delta$ . Увеличение глубины шлифования уменьшает долю тепла, идущего в деталь и увеличивает теплоотвод через стружку. Увеличение скорости продольной подачи оказывает противоположное действие.

### 2.3. Аналитическое описание теплонапряженности процесса плоского торцового планетарного шлифования тонких пластин

Пластина относится к тонкой, если наличие противоположной поверхности влияет на температурное поле. Это свойство определяется не только абсолютной

толщиной пластины, а всей кинематикой процесса так, что одна и та же пластина при разных схемах и параметрах режима шлифования может оказаться и тонкой, и толстой. Для выяснения закономерностей распределения температуры в таких деталях процесс шлифования при постановке тепловой задачи схематизируем следующим образом.

По поверхности неограниченной пластины толщины  $d$  в положительном направлении оси  $z$  движется источник шириной  $2h$  с постоянной скоростью  $V_n$ . Теплообмен на плоскостях  $y=0$  и  $y=d$  отсутствует, а плотность теплового потока  $q$  на всей поверхности источника постоянна. Основания к принятию такой схемы те же, что и для задачи с полубесконечным телом.

Для выполнения поставленной задачи необходимо решить дифференциальное уравнение теплопроводности (2.1) при следующих начальных и граничных условиях:

$$T \Big|_{\substack{\tau=0 \\ 0 \leq y \leq d \\ x = \pm \infty \\ z = \pm \infty}} = 20, \quad -\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_{\substack{y=0 \\ 0 \leq z \leq A' A''; \\ \frac{A' K''}{2} \leq x \leq \frac{A'' K''}{2}}} = q; \quad \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_{\substack{y=0 \\ A' A'' \leq z \leq 0 \\ \frac{A' K''}{2} \leq x \leq \frac{A'' K''}{2}}} = \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_{y=d} = 0.$$

Решение этой задачи целесообразно выполнить применением метода источников, используемого для полубесконечного тела, дополнив его методом отражений [89].

Сущность метода отражений состоит в том, что для удовлетворения условия адиабатичности на плоскостях пластин необходимо строить относительно этих плоскостей отраженные источники, как в зеркале (рис.2.2).

На рисунке основной источник расположен на поверхности  $y=0$  и обозначен индексом ноль. Для удовлетворения условия адиабатичности этой поверхности достаточно удвоить интенсивность источника. Для выполнения условия адиабатичности на плоскости  $y=d$  необходимо поместить отраженный в этой плоскости источник той же интенсивности, что и на поверхности  $y=0$  (обозначен индексом 1).

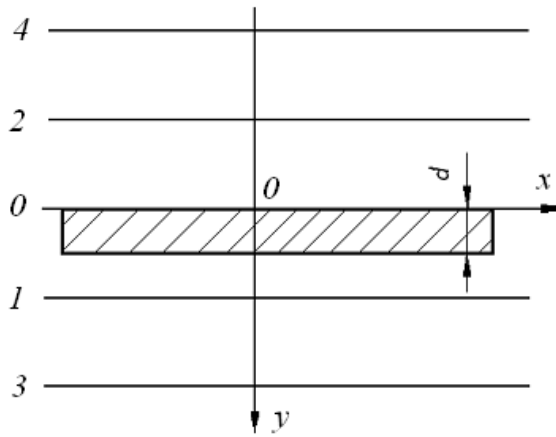


Рис. 2.2. Схема построения отраженных источников

Теперь наличие этого добавочного источника 1 нарушит условие адиабатичности на плоскости  $y=0$ . Чтобы скомпенсировать этот тепловой поток, необходимо построить отражение источника в плоскости  $y=0$ , т.е. источник с индексом 2 и т.д. Этот процесс последовательных отражений приводит к тому, что по обеим сторонам от плоскости  $y=0$  будет построено бесконечное количество источников, расположенных друг относительно друга с интервалами  $2d$ .

Таким образом, температурное поле в пластине при отсутствии охлаждения на ее поверхностях будет результатом воздействия всех построенных источников. Решением поставленной задачи будет сумма температурных полей от основного и всех отраженных источников, представляющая бесконечный ряд [89]

$$T_{II} = \int_{-h}^h \sum_{n \rightarrow -\infty}^{n \rightarrow \infty} \frac{q}{\pi\lambda} \exp\left[-\frac{V_n(z-z')}{2a}\right] K_0\left[\frac{V_n}{2a} \sqrt{(y-2dn)^2 + (z-z')^2}\right] dz' \quad (2.8)$$

Используя введенные обозначения  $Y, Z, \zeta$  и вводя относительную толщину пластины  $D = \frac{V_n d}{2a}$ , представим (2.8) в безразмерном виде

$$T_{II} = \frac{2qa}{\pi\lambda V_n} \sum_{n \rightarrow -\infty}^{n \rightarrow \infty} \int_{Z-H}^{Z+H} \exp(-\xi) K_0\left[\sqrt{(Y-2Dn)^2 + \xi^2}\right] d\xi \quad (2.9)$$

Анализ решения (2.9) удобнее проводить в виде известного решения для полубесконечного тела (2.2), умноженного на функцию, характеризующую ограниченность теплопроводящего пространства. Для этого (2.9) дополним

недостающим множителем  $K_0(\sqrt{Y^2 + \xi^2})$  и введем деление на эту же величину для функции ограниченности пространства. В результате получим

$$T_{II} = \frac{2qa}{\pi\lambda V_n'} \int_{Z-H}^{Z+H} \exp(-\xi) K_0(\sqrt{Y^2 + \xi^2}) \frac{1}{K_0(\sqrt{Y^2 + \xi^2})} \sum_{n \rightarrow -\infty}^{n \rightarrow \infty} K_0[\sqrt{(Y-2Dn)^2 + \xi^2}] d\xi .$$

Обозначим множитель, характеризующий влияние толщины пластины,

$$M(Y, D, \xi) = \frac{\sum_{n \rightarrow -\infty}^{n \rightarrow \infty} K_0[\sqrt{(Y-2Dn)^2 + \xi^2}]}{K_0(\sqrt{Y^2 + \xi^2})} .$$

Тогда решение (2.9) можно представить в виде

$$T_{II} = \frac{2qa}{\pi\lambda V_n'} \int_{Z-H}^{Z+H} M(Y, D, \xi) \exp(-\xi) K_0(\sqrt{Y^2 + \xi^2}) d\xi . \quad (2.10)$$

Для поверхности пластины, т.е. при  $Y=0$ ,

$$M(0, D, \xi) = \frac{\sum_{n \rightarrow -\infty}^{n \rightarrow \infty} K_0[\sqrt{(2Dn)^2 + \xi^2}]}{K_0(\sqrt{\xi^2})} .$$

Не приводя вычислений, можно сделать вывод о том, что при увеличении толщины пластины ( $D \rightarrow \infty$ ) множитель  $M(0, D, \xi) \rightarrow 1$ . Происходит это потому, что все члены суммы, содержащие  $D$ , при больших  $D$  равны нулю. Отличным от нуля будет только один член суммы, при котором  $n=0$ . Этот член вместе со знаменателем дроби дает единицу при всех значениях  $\xi$ .

На изменение температуры влияют толщина пластины, параметры режима шлифования и теплофизические характеристики материала шлифуемой детали. Определяющими параметрами, по которым можно судить, к какому классу следует отнести данную пластину, являются относительная толщина пластины  $D$  и относительная полуширина источника тепла  $H$ .

Значения  $D$  и  $H$  зависят от переносной скорости  $V_n'$ , которая существенно отличается при ПТПШ и обычном торцовом шлифовании [30]. В таблице 2.1 приведены значения  $D$  и  $H$  для пластин разной толщины при следующих условиях шлифования: материал 30ХГСА;  $a=7,0 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с;  $\lambda=35,98$  Вт/мС;  $t=0,04$  мм;  $V_d=0,17$  м/с,  $h=3,73$  мм.

$d, \text{ мм}$	ПТПШ			Обычное торцевое шлифование		
	$V_n', \text{ м/с}$	$D$	$H$	$V_n', \text{ м/с}$	$D$	$H$
0,3	11,58	248,28	3090,74	0,17	3,64	45,35
0,5		413,81			6,07	
1		827,61			12,14	
2		1655,23			24,29	

Точный расчет температуры по выражению (2.10) может вызвать чисто технические затруднения при больших значениях  $H$ . Однако для назначения параметров режима обработки бывает достаточно знать максимальную температуру процесса – температуру на задней кромке источника. Множитель, соответствующий этой температуре, может быть вынесен за знак интеграла [89]. Тогда расчетное выражение будет отличаться от соответствующего выражения для полубесконечного тела только наличием постоянного множителя. Обозначим этот множитель  $N(D, H)$ :

$$N(D, H) = \frac{\sum_{n \rightarrow -\infty}^{n \rightarrow \infty} K_0 \left[ \sqrt{(-2Dn)^2 + \xi^2} \right]}{K_0(\sqrt{\xi^2})} = \frac{\sum_{n \rightarrow -\infty}^{n \rightarrow \infty} K_0 \left[ \sqrt{(-2Dn)^2 + (-H)^2} \right]}{K_0(\sqrt{-H^2})}. \quad (2.11)$$

Тогда выражение (2.10) примет вид

$$T_{II} = N(D, H) \frac{2qa}{\pi \lambda V_n'} \int_{Z-H}^{Z+H} \exp(-\xi) K_0 \left( \sqrt{Y^2 + \xi^2} \right) d\xi =$$

$$\frac{\sum_{n \rightarrow -\infty}^{n \rightarrow \infty} K_0 \left[ \sqrt{(2Dn)^2 + H^2} \right]}{K_0(H)} \frac{2qa}{\pi \lambda V_n'} \int_{Z-H}^{Z+H} \exp(-\xi) K_0 \left( \sqrt{Y^2 + \xi^2} \right) d\xi. \quad (2.12)$$

Рассмотрим влияние параметров  $D$  и  $H$  на множитель  $N$ , представленный на рис. 2.3. Начиная с  $D=8$  практически для всех  $H$  множитель  $N$  стремится к единице, т. е. при больших значениях скорости источника и толщины пластины температура пластины не отличается от температуры полубесконечного тела.

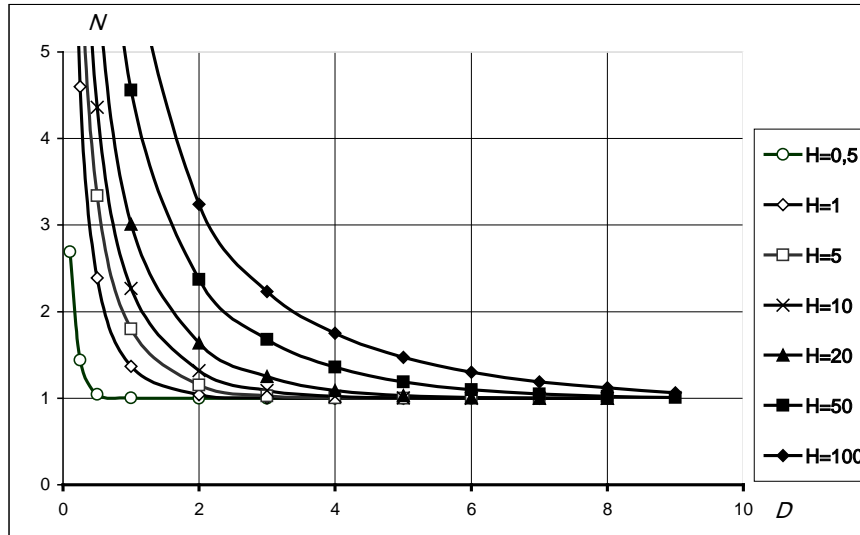


Рис. 2.3. Влияние толщины пластины на значение множителя  $N$  при максимальной температуре

Определим численным методом критические значения толщины пластины  $D_K$  при известных значениях  $H$  из выражения (2.11), при которых  $N$  превращается в единицу, т.е. начиная с какой толщины температура пластины не отличается от температуры полубесконечного тела. На рис. 2.4 представлены результаты расчета  $D_K$  в зависимости от  $H$  и определена линия тренда в виде степенной функции [30]

$$D_K = 3,098H^{0,47} \approx 3,1H^{0,5}. \quad (2.13)$$

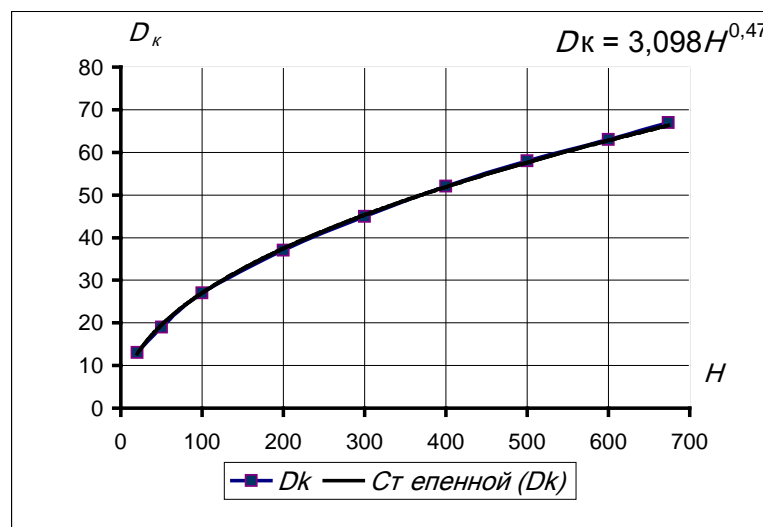


Рис. 2.4. Определение выражения линии тренда для расчета критической толщины пластины

Условие приравнивания пластины к полубесконечному телу будет следующим:

$$D > 3,1H^{0,5}. \quad (2.14)$$

Для значения  $H=3090,74$ , приведенного в табл. 2.1, по (2.13) критическая безразмерная толщина пластины  $D_K=172,34$ , что соответствует толщине пластины  $d=0,21$  мм. Все пластины толщиной более 0,21 мм могут рассматриваться как полубесконечное тело.

Затруднения при расчетах температуры в зависимости от значений  $H$  связаны с особенностями функции  $K_0$  – функции Бесселя, которая стремится к нулю при больших значениях аргумента (при  $|H|>600$ ). Для таких значений  $H$  критическая толщина пластины мала (для  $H = 600$   $D_K = 75$ , что соответствует  $d = 0,09$  мм), поверхностную температуру под источником можно определять как для полубесконечного тела по выражению [89]

$$T = \frac{2qa}{\pi\lambda V_n} \sqrt{2\pi|H-Z|}, \quad -H < Z < H, \quad (2.15)$$

а за источником – по выражению

$$T = \frac{2qa}{\pi\lambda V_n} \sqrt{2\pi} (\sqrt{H-Z} - \sqrt{|H+Z|}), \quad Z < -H. \quad (2.16)$$

Таким образом, определение теплонапряженности на поверхности пластины выполняется в следующей последовательности:

1. Определяется значение безразмерной величины полуширины источника тепла  $H = \frac{V_n' h}{2a}$ ;
2. При  $H < 600$  рассчитывается температура по (2.12) для пластины любой толщины, так как для нетонких пластин множитель  $N$  будет равняться единице;
3. При  $H > 600$  критическая толщина пластины  $D_K$  мала, пластина рассматривается как полубесконечное тело, и температуру определяем по (2.15) и (2.16).

Определим теплонапряженность на поверхности пластины в процессе ПТПШ при следующих условиях шлифования: материал детали – сталь 30ХГСА,  $d=0,5$  мм,  $a=7,0 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с,  $\lambda=35,98$  Вт/м<sup>2</sup>С, круги – типа 11 50x25x13 24AF25K7V,

$\omega_I=150,72$  1/с;  $V_\delta=0,17$  м/с;  $V_k=22,71$  м/с;  $V_n'=11,58$  м/с,  $\beta=0,15$ ,  $t=0,04$  мм,  $h=3,73$  мм,  $P_z=39,38$ Н. Сила резания  $P_z$  определена при значении угла поворота головки  $\varphi=0^\circ$ .

1. Определяем  $H = \frac{V_n' h}{2a} = \frac{11,58 \cdot 0,00373}{2 \cdot 7 \cdot 10^{-6}} = 3090,74$ ;

2.  $H > 600$ , этот пункт не выполняем;

3. Так как  $H > 600$ , температура пластины не отличается от температуры полубесконечного тела ( $D = \frac{V_n' d}{2a} = \frac{11,58 \cdot 0,0005}{2 \cdot 7 \cdot 10^{-6}} = 413,81$  и  $D_K = 3,1 \cdot 3090,74^{0,5} = 172,34$ . т.е.  $D > D_K$ ), температуру определяем по (2.15) и (2.16).

Результаты расчета температуры поверхности, которая совпадает для полубесконечного тела и пластины, в зависимости от координаты  $z$  по выражениям (2.15) и (2.16) приведены на рис.2.5.

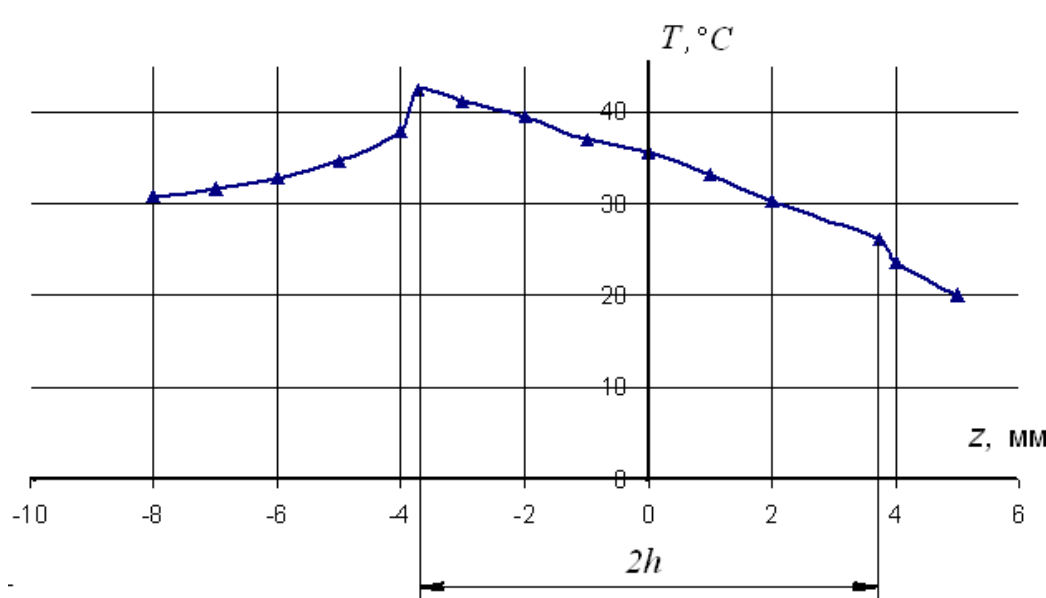


Рис. 2.5. Температура поверхности пластины в зависимости от координаты  $z$  при ПТПШ: сталь 30ХГСА;  $d=0,5$  мм;  $a=7,0 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с;  $\lambda=35,98$  Вт/м<sup>2</sup>°С;  $\omega_I=150,72$  1/с;  $\beta=0,15$ ; круги 11 50x25x13 24AF25K7V;  $V_\delta=0,17$  м/с;  $V_k=22,71$  м/с;  $t=0,04$  мм;  $P_z=39,38$  Н;  $\varphi=0^\circ$

Максимальная температура поверхности пластины равна 42,32 °С. Необходимо отметить, что при условиях планетарного шлифования при малых толщинах пластин при соблюдении условия (2.14) (в рассмотренном случае



$d > 0,21$  мм) температура пластины не отличается от температуры полубесконечного тела.

## 2.4. Выводы

1. Проведен анализ влияния технологических условий шлифования на изменение температуры на поверхности пластины при ПТПШ. При планетарном шлифовании основная доля тепла, выделенного в зоне обработки, уносится в стружку в отличие от обычного плоского торцового шлифования. Это объясняется тем, что в формуле массы металла, удаляемого с поверхности в единицу времени, скорость при обычном и планетарном торцовом шлифовании имеет разные значения. При обычном торцовом шлифовании скорость переноса массы материала – скорость продольной подачи детали  $V_d$ , а при планетарном шлифовании – это результирующая скорость продольной подачи детали и движения круга планетарной головки относительно детали.

2. Получена аналитическая зависимость для расчета критической относительной толщины пластины, начиная с которой при расчете температуры пластину можно рассматривать как полубесконечное тело. Для процесса ПТПШ значения критической толщины пластин небольшие: для пластины из стали 30ХГСА критическая толщина составляет 0,21 мм.

3. Дан пример расчета температуры на поверхности пластины для конкретных технологических условий шлифования. Развиваемые в зоне резания температуры невысокие. Как было отмечено, данный факт является результатом большей переносной скорости масс металла при ПТПШ, чем при обычном шлифовании.

### ГЛАВА 3. АНАЛИТИЧЕСКОЕ ОПИСАНИЕ ГЛУБИНЫ ЗАЛЕГАНИЯ И ХАРАКТЕРА РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ ПЛОСКОМ ТОРЦОВОМ ПЛАНЕТАРНОМ ШЛИФОВАНИИ

Аналитическое описание остаточных напряжений основано на теореме о разгрузке: в теле остаются деформации и напряжения, равные разностям их значений в истинном пластическом и фиктивном упругом состояниях.

Таким образом, первое, что необходимо определить при исследовании остаточных напряжений, это – установить картину деформаций и напряженного состояния поверхностного слоя детали. Эту задачу надо решить для упруго-пластического и упругого состояний.

Остаточные напряжения появляются под воздействием пластической деформации при силовом воздействии и неравномерном нагревании поверхностных слоев. В реальном процессе шлифования деформация поверхностного слоя под действием сил резания и тепловых процессов происходит одновременно. Зависимость силы резания от времени, как это следует из многочисленных литературных данных, является возрастающей функцией, что позволяет рассматривать процесс нагружения как простое, сводящееся к зависимости интенсивности напряжения  $\sigma_i$  от интенсивности деформации  $\varepsilon_i$ .

При шлифовании при малых временах до момента разгрузки температура возрастает по экспоненциальному закону, к которому приемлемы те же зависимости между напряжениями и деформациями, что и для простого нагружения. Таким образом, реализуется ситуация, в которой суммарные напряжения могут быть представлены как суперпозиция напряжений от температуры и силы резания [8, 24].

Для определения остаточных напряжений воспользуемся понятием фиктивной силы, предложенной Безуховым Н.И. [8, 9]. При вычислении суммарных напряжений неравномерность нагрева заготовки как бы равна появлению добавочной к силе резания фиктивной силы, пропорциональной температуре нагрева. Зная температуру и соответствующую ей деформацию для каждой точки тела, используя закономерности связи интенсивностей напряжения

и деформации, можно определить напряжения и величину фиктивной силы, вызывающей эти напряжения. Дальнейшие расчеты остаточных напряжений выполняются согласно теореме о разгрузке, принимая величину действующей нагрузки равной сумме силы резания и фиктивной температурной силы.

Таким образом, порядок расчета остаточных напряжений будет следующим:

1. Составляется описание напряженного состояния детали под действием силы резания. Определяются фиктивные упругие напряжения;

2. Определяются температурные деформации. По уравнениям связи интенсивностей напряжения и деформации определяются температурные напряжения;

3. Решается обратная задача – по известным температурным напряжениям определяется фиктивная сила, которая вызвала бы данные напряжения. Определяется суммарная сила сложением силы резания и фиктивной температурной силы;

4. Определяются истинные напряжения в конце нагружения и фиктивные упругие напряжения от действия суммарной силы. Рассчитываются остаточные напряжения как разность истинных и фиктивных упругих напряжений согласно теореме о разгрузке.

Рассмотрим приведенную последовательность применительно к аналитическому описанию развиваемых остаточных напряжений при ПТПШ.

### 3.1. Аналитическое описание напряженного состояния детали под действием силы резания

Процесс шлифования можно представить как процесс последовательного микрорезания отдельными сечениями круга, каждое из которых производит резание как резец с прямолинейной режущей кромкой. Такая формализация имеет значительное достоинство при построении модели деформации поверхностного слоя, происходящей под действием сил резания. Так как расстояние между сечениями круга, формирующими обобщенный резец, определяется средним расстоянием между зернами, то можно считать, что в каждый момент времени

деформация поверхностного слоя происходит только под действием одного сечения круга, перпендикулярного вектору скорости резания [24].

Если, кроме этого, учесть, что скорость перемещения  $V_\partial$  результирующей тангенциальной силы резания  $P_Z$  меньше скорости перемещения отдельных сечений  $V_K$ , которая и определяет скорость распространения пластической деформации при типичных режимах резания, то скоростью движения детали  $V_\partial$  можно пренебречь и считать действующую относительно нее силу неподвижной. Это позволяет свести задачу о напряженном состоянии полупространства под действием распределенной движущейся нагрузки к задаче о напряженном состоянии под действием линейной силы  $P$  в рамках теории малых упруго-пластических деформаций (рис.3.1,а).

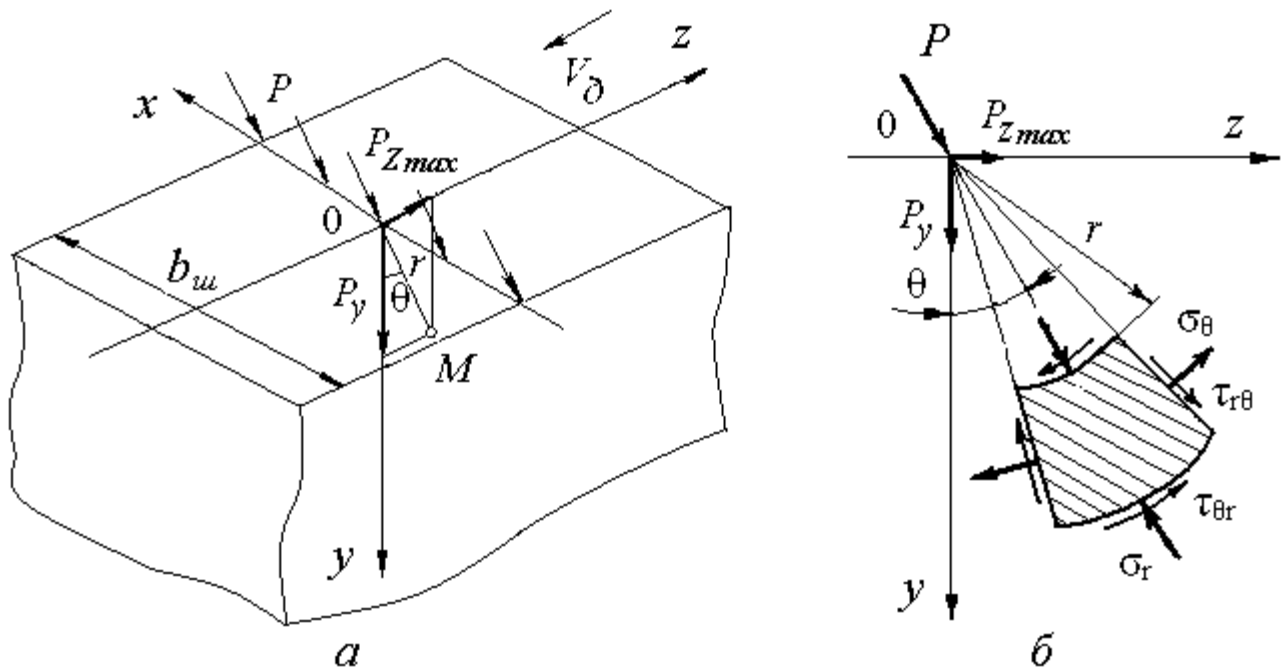


Рис. 3.1. Линейная сила на поверхности детали (а), силы резания и напряжения в плоскости  $z0y$  (б)

Основные уравнения, устанавливающие зависимости между напряжениями и деформациями в декартовой системе координат, следующие [23, 24, 37]:

$$\begin{aligned} \sigma_x - \sigma &= \frac{2}{3} \frac{\sigma_t}{\varepsilon_t} (\varepsilon_x - \varepsilon); & \sigma_y - \sigma &= \frac{2}{3} \frac{\sigma_t}{\varepsilon_t} (\varepsilon_y - \varepsilon); & \sigma_z - \sigma &= \frac{2}{3} \frac{\sigma_t}{\varepsilon_t} (\varepsilon_z - \varepsilon), \\ \sigma &= \frac{1}{3} (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z), & \varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z &= 0, \end{aligned} \quad (3.1)$$

где  $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$  – нормальные напряжения в рассматриваемой точке, параллельные осям  $x, y, z$ ;  $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$  – деформации, соответствующие нормальным напряжениям;  $\sigma$  и  $\varepsilon$  – средние напряжение и деформация,  $\sigma_i$  и  $\varepsilon_i$  – интенсивности напряжения и деформации.

Постановка задачи: по заданным линейным силам резания, действующим на поверхности, требуется определить напряжения в любой точке полупространства.

Введем полярную систему координат  $r\theta$ . Положение точки  $M$  полупространства определяется расстоянием  $r$  от начала координат  $O$  (рис.3.1,б) и углом  $\theta$  между этим направлением  $r$  и осью  $y$ .  $\theta =$  – угол действия силы резания. Составляющие главных напряжений в радиальном направлении обозначены  $\sigma_r$ , в тангенциальном –  $\sigma_\theta$ ,  $\tau_{r\theta}$  и  $\tau_{\theta r}$  – касательные напряжения.

Дифференциальные уравнения равновесия элемента среды на направление радиуса и на перпендикулярное к нему направление без учета объемных сил имеют вид [8, 92]:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial \theta} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} &= 0; \\ \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} + \frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial r} + \frac{2\tau_{r\theta}}{r} &= 0. \end{aligned}$$

Элемент среды на расстоянии  $r$  от точки приложения силы испытывает простое радиальное сжатие, т.е. тангенциальное напряжение  $\sigma_\theta = 0$ . Задача является симметричной, и поэтому в сечениях касательные напряжения  $\tau_{r\theta}$  не возникают. Учитывая эти условия, состояние равновесия сводится к одному уравнению

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\sigma_r}{r} = 0, \quad \text{или} \quad \frac{\partial}{\partial r}(r\sigma_r) = 0.$$

Связь напряжений от деформаций с упрочнением материала примем в виде степенной зависимости [24, 50, 51, 57, 86, 110]

$$\sigma_i = m\varepsilon_i^n, \quad (3.2)$$

где  $\sigma_i$  – интенсивность напряжения,  $\varepsilon_i$  – интенсивность относительной деформации;  $n$  – показатель деформационного упрочнения материала;  $m$  – значение напряжения течения (напряжения, превышающего предел текучести), при котором логарифмическая деформация  $\varepsilon_1 = \ln(l/l_0)$  равна единице,  $l$  и  $l_0$  –

конечная и исходная длины образца. Между логарифмической и относительной деформациями существует функциональная связь  $\varepsilon_i = \ln \frac{l}{l_0} = \ln \frac{1}{1 - \varepsilon_i}$ . Показатель упрочнения материала  $n$  для конструкционных закаленных и отпущенных сталей, легированных хромом, марганцем принимает значения  $n = 0,08 - 0,4$  [17, 24, 50, 51]. Интенсивность напряжения определяется по выражению

$$\sigma_i = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{[(\sigma_\theta - \sigma_x)^2 + (\sigma_x - \sigma_r)^2 + (\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + \tau_{r\theta}^2]}.$$

Для случая одноосного сжатия в полярных координатах связь между интенсивностями напряжения и деформации определяются следующим образом [24, 92]:

$$\sigma_i = |\sigma_r|, \quad \varepsilon_i = \frac{2}{3} |\varepsilon_r|, \quad \varepsilon_\theta = -\varepsilon_r \quad (\text{учитывая допущение о несжимаемости}$$

материала), где  $\varepsilon_\theta, \varepsilon_r$  – деформации по направлениям напряжений  $\sigma_\theta$  и  $\sigma_r$ .

Из уравнения равновесия следует, что величина  $r\sigma_r$  есть функция только от угла  $\theta$ . Интенсивность напряжения  $\sigma_i$  и радиальная компонента напряжения  $\sigma_r$  могут быть, следовательно, представлены как произведение некоторой функции  $g^n(\theta)$  на  $1/r$ , или

$$\sigma_i = \sigma_r = \frac{m}{r} g^n(\theta). \quad (3.3)$$

При этом интенсивность и компоненты деформаций определяются с учетом степенного упрочнения материала детали в виде

$$\varepsilon_i = \frac{g(\theta)}{r^{1/n}}, \quad \varepsilon_r = \text{sign} \sigma_r \frac{3}{2} \frac{g(\theta)}{r^{1/n}} = -\varepsilon_\theta, \quad (3.4)$$

где  $\text{sign}$  – оператор, определяющий направление деформации  $\varepsilon_r$  как соответствующее направлению напряжения  $\sigma_r$ .

Уравнение совместности деформаций для плоского напряженного состояния в полярных координатах имеет вид [92]

$$r \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial \varepsilon_\theta}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 \varepsilon_r}{\partial \theta^2} + r \frac{\partial}{\partial r} (\varepsilon_\theta - \varepsilon_r) = 2 \frac{\partial^2}{\partial r \partial \theta} (r \gamma_{r\theta}),$$

где  $\gamma_{r\theta}$  – деформация сдвига.

После подстановки соответствующих компонентов деформаций из (3.4) и учитывая, что  $\gamma_{r\theta} = \frac{\sigma_i}{\varepsilon_i} \tau_{r\theta} = 0$ , получим дифференциальное уравнение

$$\frac{d^2 g(\theta)}{d\theta^2} + \frac{2n-1}{n^2} g(\theta) = 0. \quad (3.5)$$

Для определения напряженного состояния тела необходимо решить уравнение (3.5) при следующих граничных условиях:

$$\sigma_{\theta}|_{y=0} = 0; \quad \tau_{r\theta}|_{y=0} = 0.$$

Решение уравнения (3.5) приводит к следующим выражениям для  $g(\theta)$  [24, 92]:

$$g(\theta) = C_1' \times \begin{cases} \cos\left(\frac{\sqrt{2n-1}}{n}\theta + C_2\right), & n > 0,5; \\ 1 + C_2\theta, & n = 0,5; \\ \operatorname{ch}\left(\frac{\sqrt{1-2n}}{n}\theta + C_2\right), & n < 0,5. \end{cases} \quad (3.6)$$

Тогда по (3.3)

$$\sigma_i = \sigma_r = \frac{m}{r} g^n(\theta) = \frac{m}{r} \left[ C_1' \times \cos\left(\frac{\sqrt{2n-1}}{n}\theta + C_2\right) \right]^n, \quad n > 0,5,$$

$$\sigma_i = \sigma_r = \frac{m}{r} g^n(\theta) = \frac{m}{r} [C_1' \times (1 + C_2\theta)]^n, \quad n = 1, \quad (3.7)$$

$$\sigma_i = \sigma_r = \frac{m}{r} g^n(\theta) = \frac{m}{r} \left[ C_1' \times \operatorname{ch}\left(\frac{\sqrt{1-2n}}{n}\theta + C_2\right) \right]^n, \quad n < 0,5.$$

Выполнимость граничных условий на свободной поверхности полупространства следует из равенства нулю компонентов напряжений  $\sigma_{\theta} = 0$  и  $\tau_{r\theta} = 0$ .

Вычислим постоянные  $C_1'$  и  $C_2$ . Приравнявая компоненты главного вектора напряжений, действующих в любом сечении радиуса  $r$ , заданным удельным силам  $P_y$  и  $P_z$ , получим

$$\frac{P_y}{b_u} = - \int_{\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \sigma_r \cos \theta r d\theta, \quad \frac{P_z}{b_u} = - \int_{\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \sigma_r \sin \theta r d\theta.$$

Подставим значение  $\sigma_r$  из (3.3):

$$\frac{P_y}{b_{uu}} = - \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \frac{m}{r} g^n(\theta) \cos \theta r d\theta, \quad \frac{P_z}{b_{uu}} = - \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \frac{m}{r} g^n(\theta) \sin \theta r d\theta,$$

где  $b_{uu}$  – ширина зоны контакта шлифовального круга и детали при плоском торцовом планетарном шлифовании (ПТПШ).

Отношение выражений  $\frac{P_z/P_y}{b_{uu}/b_{uu}} = P_z/P_y = f_{uu}$ . Задаваясь определенными значениями коэффициента шлифования  $f_{uu}$  ( $f_{uu} = 0,2; 0,3; 0,4; 0,42; 0,5$ ) и подставляя  $g(\theta)$  из (3.6), получаем уравнения, из которых можно определить значения  $C_2$  [31, 33]:

$$\frac{P_z}{P_y} = \frac{\int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} ch^n \left( \frac{\sqrt{1-2n}}{n} \theta + C_2 \right) \sin \theta d\theta}{\int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} ch^n \left( \frac{\sqrt{1-2n}}{n} \theta + C_2 \right) \cos \theta d\theta}, \quad n < 0,5, \quad (3.8)$$

$$\frac{P_z}{P_y} = \frac{-\frac{\pi}{2} \sin C_2}{\frac{\pi}{2} \cos C_2} = \operatorname{tg} C_2, \quad n = 1 \quad (n > 0,5).$$

При  $n < 0,5$   $C_2$  определяется численным методом, а при  $n = 1$   $C_2 = -\operatorname{arctg} \frac{P_z}{P_y}$ .

Значения постоянных  $C_2$  из уравнения (3.8) для  $n < 0,5$  приведены в табл. 3.1 и на рис. 3.2.

Таблица 3.1

Значения  $C_2$  при  $n < 0,5$

$n \backslash f_{uu}$	0,2	0,3	0,4	0,42	0,5
0,08	1,7	2,61	3,58	3,75	4,65
0,09	1,52	2,32	3,2	3,36	4,16
0,1	1,38	2,12	2,9	3,04	3,78
0,15	0,95	1,46	2,02	2,12	2,64
0,2	0,75	1,15	1,6	1,68	2,11
0,3	0,63	0,98	1,37	1,45	1,85
0,4	0,57	0,9	1,28	1,35	1,78



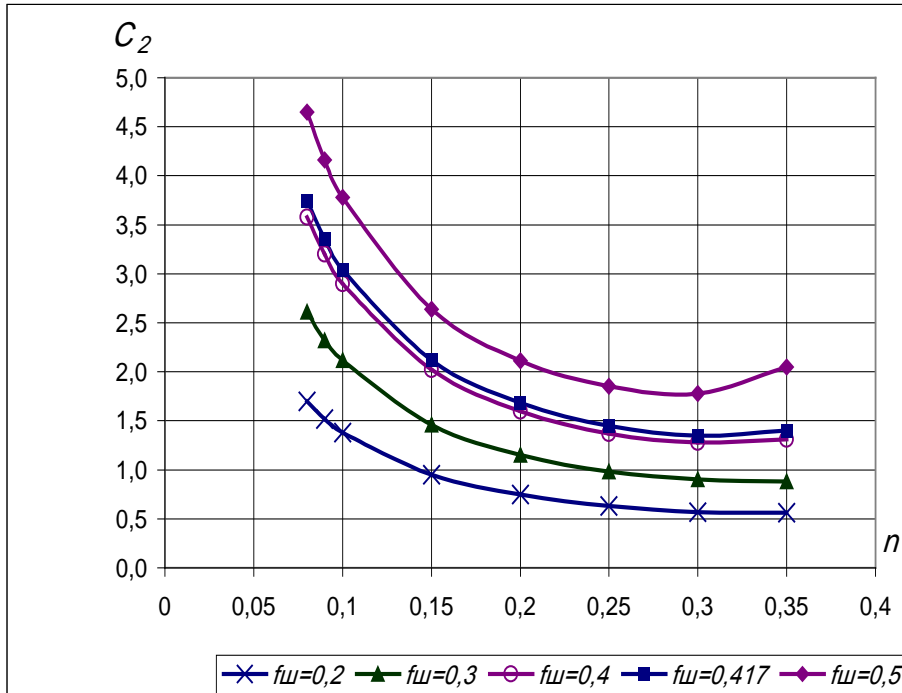


Рис. 3.2. Зависимость постоянной  $C_2$  от показателя кривой упрочнения при  $n < 0,5$

Постоянную  $C_1'$  определяем из уравнения (3.7), подставляя  $g(\theta)$  из (3.6):

$$C_1' = \left[ \frac{P_z}{mb_u \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} ch^n \left( \frac{\sqrt{1-2n}}{n} \theta + C_2 \right) \sin \theta d\theta} \right]^{\frac{1}{n}} = \left[ -\frac{P_z}{mb_u} \right]^{\frac{1}{n}} \times \left[ \frac{1}{\int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} ch^n \left( \frac{\sqrt{1-2n}}{n} \theta + C_2 \right) \sin \theta d\theta} \right]^{\frac{1}{n}}, \quad n < 0,5$$

$$C_1' = -\frac{2P_z}{\pi b_u f_u m} \sqrt{1 + f_u^2}, \quad n = 1.$$

Тогда по (3.7) выражение для расчета радиальных напряжений при  $n < 0,5$ :

$$\sigma_r = \frac{m}{r} \left\{ \left[ -\frac{P_z}{mb_u} \right]^{\frac{1}{n}} \left[ \frac{1}{\int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} ch^n \left( \frac{\sqrt{1-2n}}{n} \theta + C_2 \right) \sin \theta d\theta} \right]^{\frac{1}{n}} ch \left( \frac{\sqrt{1-2n}}{n} \theta + C_2 \right) \right\} =$$

$$= -\frac{P_z}{rb_u} \left[ \frac{1}{\int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} ch^n \left( \frac{\sqrt{1-2n}}{n} \theta + C_2 \right) \sin \theta d\theta} \right] ch^n \left( \frac{\sqrt{1-2n}}{n} \theta + C_2 \right).$$

Для исследования характера изменения напряжения в зависимости от величины силы резания, характеристики материала и удобства расчетов введем постоянные

$$C_1 = \frac{1}{\int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} ch^n \left( \frac{\sqrt{1-2n}}{n} \theta + C_2 \right) \sin \theta d\theta} \quad \text{при } n < 0,5, \quad C_3 = \frac{\sqrt{1-2n}}{n}. \quad (3.9)$$

Значения интеграла в (3.9) приведены в табл. 3.2.

Значения интеграла  $\int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} ch^n \left( \frac{\sqrt{1-2n}}{n} \theta + C_2 \right) \sin \theta d\theta$  Таблица 3.2

$n \backslash f_{\text{ш}}$	0,2	0,3	0,4	0,42	0,5
0,08	0,681	1,048	1,445	1,512	1,883
0,09	0,672	1,036	1,422	1,494	1,858
0,1	0,664	1,023	1,404	1,473	1,835
0,15	0,619	0,953	1,322	1,389	1,736
0,2	0,583	0,895	1,248	1,311	1,652
0,3	0,54	0,841	1,177	1,246	1,593
0,4	0,508	0,801	1,138	1,2	1,58

Тогда выражение для расчета радиальных напряжений при  $n < 0,5$  примет вид

$$\sigma_i = \sigma_r = -C_1 \frac{P_z}{rb_{\text{ш}}} ch^n (C_3 \theta + C_2). \quad (3.10)$$

Зависимость постоянных  $C_1$ ,  $C_2$  и  $C_3$  от показателя степени упрочнения  $n$  и уравнения связи приведены на рис. 3.3. С увеличением значения  $n$  значения постоянных  $C_2$  и  $C_3$  уменьшаются, а значение  $C_1$  незначительно возрастает.

Проекция тангенциальной силы резания  $P_z$  на направление координаты  $z$   $P_{Z_{\text{max}}}$  имеет максимальное значение при разных значениях угла поворота водила планетарной головки  $\varphi$  относительно оси  $z$  при различных скоростях детали  $V_d$  (рис. 3.4) [33, 122]. Значения этих углов  $\varphi_0$ ,  $P_{Z_{\text{max}}}$  по (1.13) при заданных ширины зоны контакта  $b_{\text{ш}}$ , скоростей детали  $V_d$  и глубин резания  $t$  для конструкционной

стали 30ХГСА, закаленной и отпущенной при температуре 500 °С, приведены в табл. 3.3.

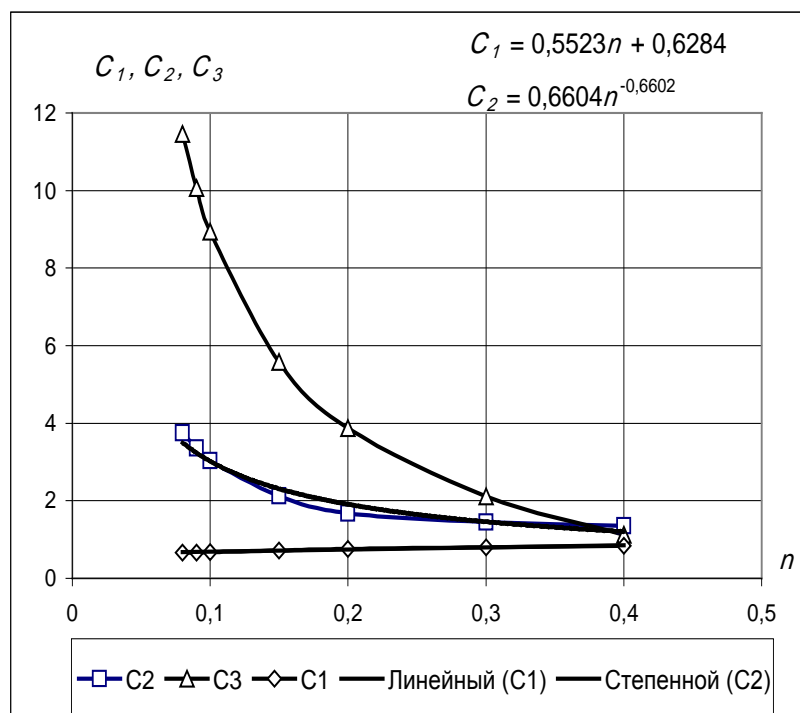


Рис.3.3. Зависимость постоянных  $C_1$ ,  $C_2$ , и  $C_3$  от показателя степени  $n$

Шлифование производится кругами 24AF25L7V. Для указанного диапазона скоростей детали  $V_d = 0,05 - 0,25$  м/с угол  $\varphi_0$  имеет значения  $-0,716 - -0,75$  рад ( $-41^\circ - -43^\circ$ ).

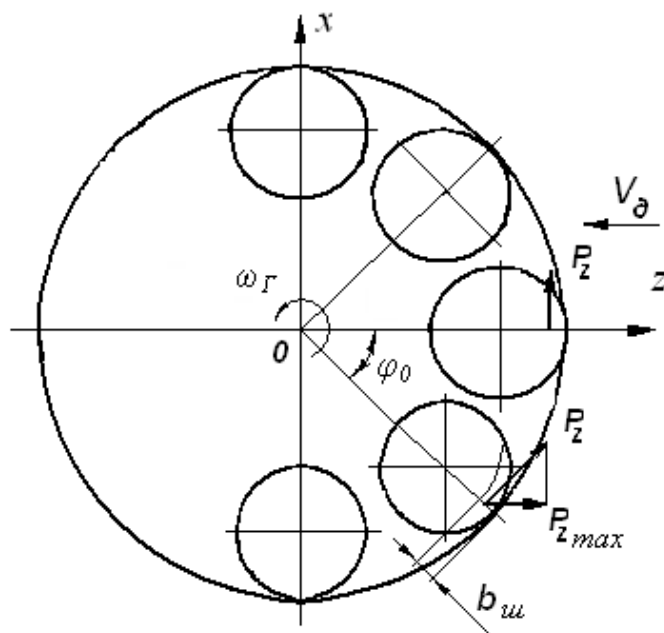


Рис. 3.4. Тангенциальная сила резания  $P_{Zmax}$  при ПТПШ

Параметры ПТПШ для расчета напряжений

$V_{\partial}$ , м/с	$\varphi_0$ , рад	$b_{uv}$ , мм	$P_{Zmax}$ , Н			
			$t=0,02$ мм	$t=0,03$ мм	$t=0,04$ мм	$t=0,06$ мм
0,05	-0,716	0,39	0,04	0,24	0,87	5,33
0,08	-0,724	0,63	0,13	0,79	2,86	17,60
0,17	-0,733	1,33	0,89	5,43	19,72	121,66
0,25	-0,75	1,93	2,40	14,70	53,55	330,70

Рассмотрим пример определения  $C_1$  и  $C_2$  для случая  $n < 0,5$  при  $f_u = 0,42$  для конструкционной стали 30ХГСА, закаленной и отпущенной при температуре 500°C, HRC=47,  $HV=471$  кг/мм<sup>2</sup> = 4621 МПа. Коэффициенты  $m$  и  $n$  в (3.2) определяются аппроксимацией условной диаграммы растяжения (рис. 3.5). Зависимость интенсивностей напряжения и деформации имеет вид степенной функции [31, 33, 86, 122]

$$\sigma_i = 1706,8 \varepsilon_i^{0,0886} \approx 1707 \varepsilon_i^{0,09}.$$

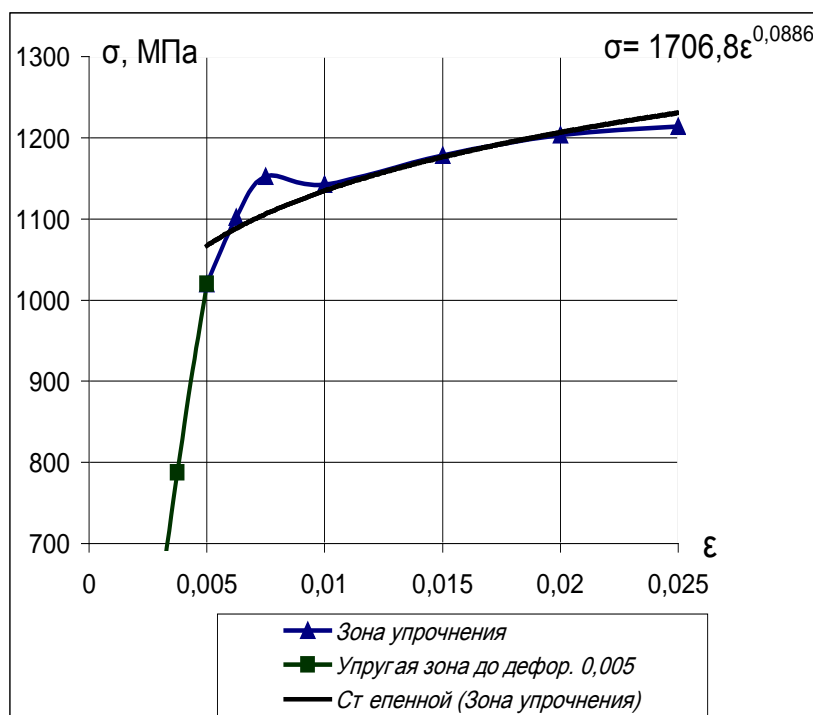


Рис. 3.5. Аппроксимация условной диаграммы растяжения стали 30ХГСА, закаленной и отпущенной при температуре 500 °С,  $n \approx 0,09$ ,  $m \approx 1707$

Значение  $C_2$  определяем по рис. 3.2, интеграла – по табл. 3.2:

$$C_2 = 3,36; \quad \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} ch^n \left( \frac{\sqrt{1-2n}}{n} \theta + 3,36 \right) \sin \theta d\theta = 1,494.$$

Следовательно,  $C_1$  и  $C_3$  по (3,9)  $C_1 = \left( \frac{1}{1,494} \right) = 0,669$ ,  $C_3 = \frac{\sqrt{1-2n}}{n} = 10,1$ .

По (3.10) получаем окончательный вид  $\sigma_r$  и  $\sigma_i$ :

$$\sigma_r = \sigma_i = -0,669 \frac{P_{Z_{max}}}{rb} ch^{0,09} (10,1\theta + 3,36). \quad (3.11)$$

Представляет интерес вид линий равных интенсивностей напряжений  $\sigma_r = f(r, \theta)$ , которые определяются из (3.11) при  $\sigma_r = const$ . На рис. 3.6 приведены результаты расчета  $\sigma_r(\theta)$  в полярной системе координат для значений тангенциальной силы резания  $P_{Z_{max}} = 19,72$  Н и 53,55 Н. Угол  $\theta$  меняется в пределах от  $-\pi/2$  до  $\pi/2$ . Напряжение сжатия  $\sigma_r = -1100$  МПа по абсолютной величине больше предела текучести  $\sigma_r = -1080$  МПа для закаленной и отпущенной стали 30ХГСА. Для  $P_{Z_{max}} = 53,55$  Н при глубине меньше 23 мкм развиваются пластические деформации сжатия. Для меньшей силы  $P_{Z_{max}} = 19,72$  Н пластические деформации и напряжения возникают лишь при глубине меньше 10 мкм.

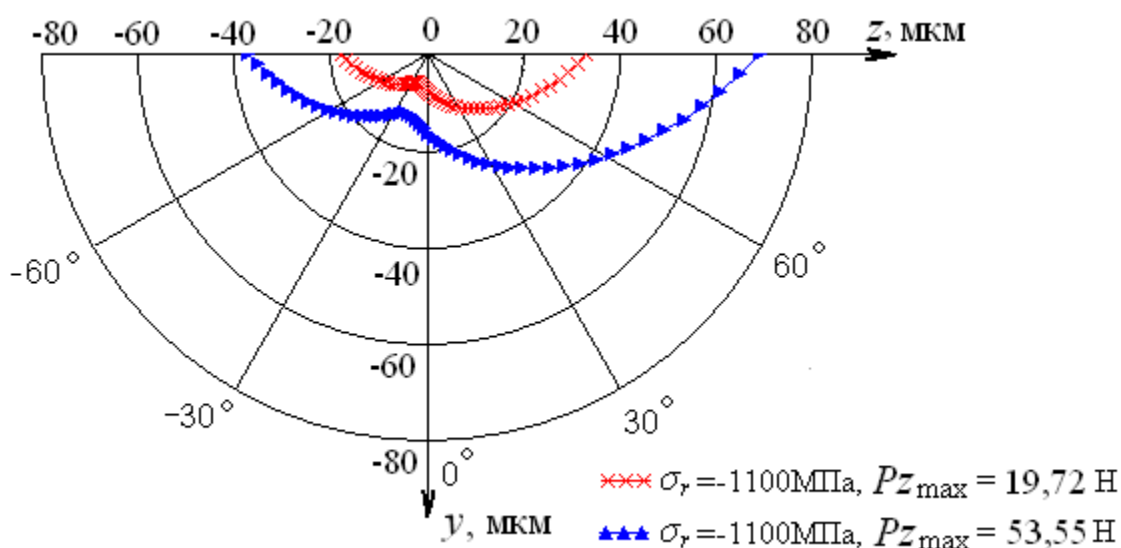


Рис. 3.6. Линии равных напряжений  $\sigma_r = -1100$  МПа в поверхностном слое при ПТПШ для различных значений силы резания: материал 30ХГСА; круги 24AF25L7V

Декартовы компоненты напряжений определяются по известным полярным компонентам в соответствии с уравнениями связи:

$$\sigma_y = \sigma_r \cos^2 \theta, \quad \sigma_z = \sigma_r \sin^2 \theta,$$

$$\sigma_y = -0,669 \frac{P_{Z\max}}{rb_{\text{ш}}} ch^{0,09} (10,1\theta + 3,36) \cos^2 \theta, \quad \sigma_z = -0,669 \frac{P_{Z\max}}{rb_{\text{ш}}} ch^{0,09} (10,1\theta + 3,36) \sin^2 \theta. \quad (3.12)$$

Под действием силы резания в поверхностном слое возникают напряжения сжатия. Определенные по выражению (3.11) напряжения прямо пропорциональны силе резания. Сила резания зависит от параметров режима шлифования, а соответственно величины и характер распределения напряжений также зависят от режимов. Увеличение скорости детали и глубины резания приводят к возрастанию напряжений. Увеличение скорости круга способствует их уменьшению, увеличение твердости материала уменьшает глубину проникновения зоны пластических деформаций. На рис. 3.7 приведены результаты расчета  $\sigma_y$  и  $\sigma_z$  при  $n < 0,5$  по выражениям (3.12) для материала 30ХГСА при различных скоростях детали, неизменной глубине шлифования  $t = 0,04$  мм и значении угла  $\theta = \arctg(f_{\text{ш}}) = 0,395$  рад для коэффициента  $f_{\text{ш}} = 0,42$ .

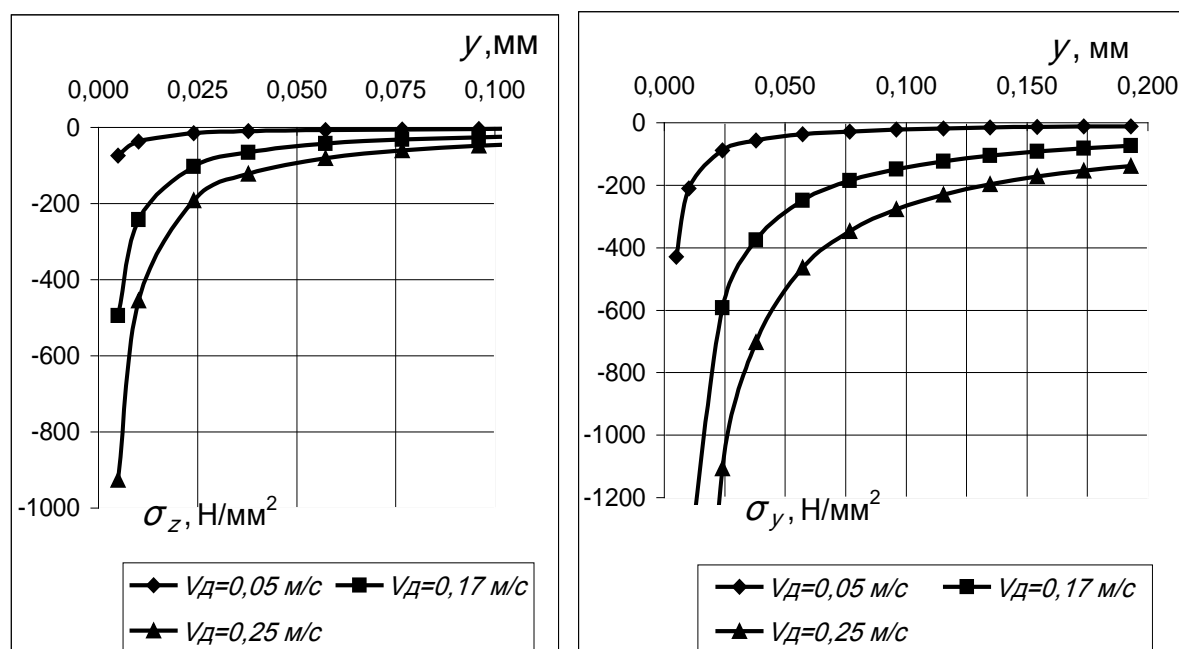


Рис. 3.7. Зависимость декартовых компонент напряжений от глубины  $y$ . Материал: сталь 30ХГСА,  $n=0,09$ ; параметры режима ПТПШ:  $t=0,04$  мм; при  $V_d=0,05$  м/с  $P_{Z\max}=0,87$  Н,  $b_{\text{ш}}=0,39$  мм; при  $V_d=0,17$  м/с  $P_{Z\max}=19,72$  Н,  $b_{\text{ш}}=1,33$  мм; при  $V_d=0,25$  м/с  $P_{Z\max}=53,55$  Н,  $b_{\text{ш}}=1,93$  мм;  $f_{\text{ш}}=0,42$ ;  $\theta=0,395$  рад; круг 24AF25L7V;

Приведенные на графиках максимальные тангенциальные напряжения сжатия  $\sigma_z$  и радиальные напряжения  $\sigma_y$  при  $V_\delta=0,05$  м/с соответствуют расстоянию от поверхности  $y=0,005$  мм, напряжения  $\sigma_y$  при  $V_\delta=0,17$  и  $V_\delta=0,25$  м/с – расстоянию  $y=0,01$  мм.

Как видно из графиков, тангенциальные напряжения  $\sigma_z$  для всех значений скорости детали являются упругими (предел текучести  $\sigma_T = -1080$  МПа). Пластический радиальный декартовый компонент напряжений  $\sigma_y$  развивается при скорости детали  $V_\delta=0,17$  и  $V_\delta=0,25$  м/с.

Влияние скорости детали  $V_\delta$  и глубины резания  $t$  на радиальное напряжение на расстоянии  $r=5$  мкм от точки приложения силы резания представлено на рис. 3.8. Как это видно из графиков, влияние глубины резания на напряжение более интенсивно. При возрастании скорости детали в два раза напряжения увеличиваются приблизительно в три раза, а при возрастании глубины резания в два раза при неизменной скорости детали напряжения увеличиваются в десять раз. При глубинах резания  $t > 0,04$  мм для  $r=5$  мкм расчетные значения напряжений превышают предел текучести и на рисунке не отражены.

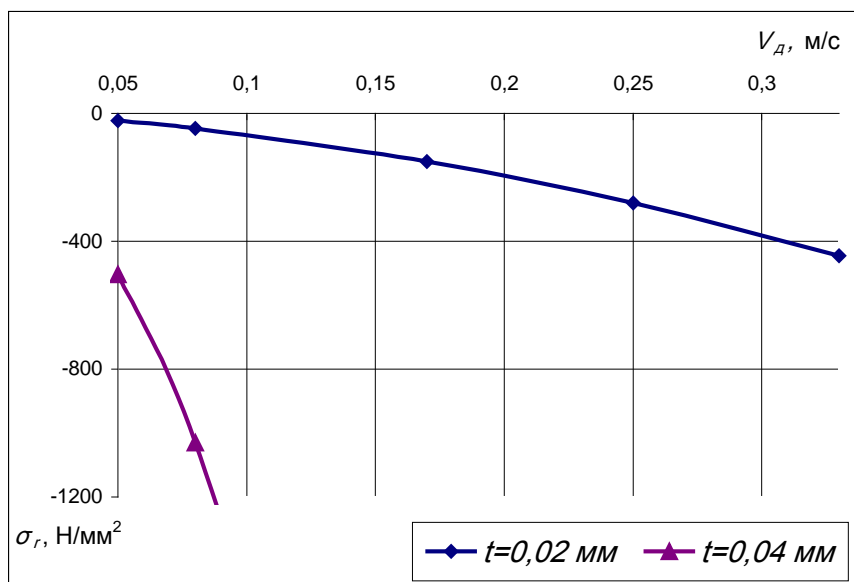


Рис.3.8. Зависимость напряжения  $\sigma_r$  от скорости детали при различных глубинах резания.

Материал: сталь 30ХГСА,  $n=0,09$ ;  $f_{uu}=0,42$ ;  $r = 0,005$  мм;  $\theta = 0,395$  рад; круг 24AF25L7V

Как было отмечено выше, согласно теореме о разгрузке остаточные напряжения равны разности между истинными напряжениями в упруго-

пластическом теле и теми напряжениями, которые создавались бы в нем при предположении об идеальной, фиктивной упругости материала.

Для определения компонентов напряжений и деформаций фиктивного состояния упругого равновесия, которое обозначим индексом «е», воспользуемся зависимостями (3.2...3.9) при  $n=1$  ( $n>0,5$ ). При расчете постоянных  $C_1$  и  $C_2$  берем максимальные значения проекции тангенциальной силы резания  $P_z$  на направление координаты  $z$   $P_{Zmax}$  (рис. 3.3):

$$C_2 = -\arctg \frac{P_{Zmax}}{P_{ymax}}, \quad C_1 = -\frac{2P_{Zmax}}{\pi b_u f_u m} \sqrt{1 + f_u^2}.$$

Подставляем значения  $C_1$  и  $C_2$  в (3.6), а  $g(\theta)$  – в (3.3) при  $n>0,5$ . После преобразований получаем выражение для определения фиктивных упругих напряжений [24]:

$$\sigma_r^e = \sigma_i^e = -\frac{2}{\pi r b_u} (P_{ymax} \cos \theta + P_{Zmax} \sin \theta) = -\frac{2P_{Zmax}}{\pi r b_u} \left( \frac{1}{f_u} \cos \theta + \sin \theta \right), \quad (3.13)$$

где  $P_{ymax}$  – радиальная составляющая силы резания,  $P_{ymax} = P_{Zmax} / f_u$ ,  $f_u$  – коэффициент шлифования.

По уравнениям связи декартовых и полярных координат определяем декартовые компоненты фиктивных упругих напряжений

$$\sigma_y^e = \sigma_r^e \cos^2 \theta = -\frac{2}{\pi r b_u} (P_{ymax} \cos \theta + P_{Zmax} \sin \theta) \cos^2 \theta, \quad (3.14)$$

$$\sigma_z^e = \sigma_r^e \sin^2 \theta = -\frac{2}{\pi r b_u} (P_{ymax} \cos \theta + P_{Zmax} \sin \theta) \sin^2 \theta.$$

### 3.2. Определение температурных деформаций и напряжений в поверхностном слое

После описания напряженного состояния поверхностного слоя под действием силы резания необходимо проводить подобные исследования от воздействия температурных полей.

Как уже было отмечено, связь интенсивностей напряжения и деформации при нагреве можно представить так же, как и от внешней силовой нагрузки [8, 24]:



$$\sigma_{it} = \begin{cases} E\varepsilon_{it}, & \varepsilon_{it} < \varepsilon_T; \\ m\varepsilon_{it}^n, & \varepsilon_{it} \geq \varepsilon_T, \end{cases} \quad (3.15)$$

где  $E$  – модуль упругости;  $\sigma_{it}$  и  $\varepsilon_{it}$  – интенсивности температурного напряжения и деформации,  $\varepsilon_T$  – деформация, соответствующая пределу текучести.

Для расчета напряжений по (3.15) достаточно знать деформацию в каждой точке полубесконечного тела. Таким образом, следующая задача при определении остаточных напряжений – задача о температурных деформациях при принятой тепловой схеме с быстродвижущимся источником тепла, приведенной на рис.2.1.

Кристаллическая решетка твердого тела реагирует на воздействия температур через  $10^{-8}$ – $10^{-5}$  секунд, т.е. практически мгновенно [24]. Время же установления теплового процесса при шлифовании составляет, как правило,  $10^{-4}$ – $10^{-3}$  секунд. Поэтому перестройка поверхностного слоя под действием внешних тепловых нагрузок происходит именно в процессе установления температурного поля. К моменту достижения установившейся температуры поверхностный слой уже находится под действием тех или иных остаточных напряжений. Поскольку при шлифовании за один проход детали температура успевает восстановиться до начальной, то нагружение поверхностного слоя происходит один раз, и максимум температуры достигается в момент разгрузки  $\tau_l$ .

Зависимость  $\sigma_i = m\varepsilon_i^n$  выражает скалярные пластические свойства твердых тел [24, 37, 92.], тесно связанные с физической природой материала и термодинамическими условиями процесса деформирования. Для применения их к процессам нагревания необходимо учитывать, что при изменении температуры тела и отсутствии структурных превращений, согласно проверенной экспериментально гипотезе Неймана, относительное изменение объема, равное  $3\varepsilon$ , состоит из упругой объемной деформации и объемной деформации за счет изменения температуры

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{3K} + \alpha_0(T - T_0), \quad (3.16)$$

где  $\varepsilon$  – среднеарифметическое значение деформации,  $\alpha_0$  - коэффициент линейного расширения материала. В случае, когда объемными упругими деформациями можно

пренебречь ( $K = \infty$ ) и начальная температура  $T_0=0$ , уравнение (3.14) упрощается:

$$\varepsilon = \alpha_0 T. \quad (3.17)$$

Сумма деформаций  $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$  может быть приравнена  $3\varepsilon$ , т.е.

$$\varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z = 3\varepsilon = 3\alpha_0 T.$$

Следует заметить, что деформации и напряженное состояние поверхностного слоя зависят от схемы установки и закрепления детали. В работах [75, 102] Подзей А.В. анализирует две схемы закрепления. При первой схеме закрепления деталь шлифуется по свободной поверхности; при обработке она не имеет возможности расширяться в направлениях  $z$  и  $x$  (рис. 3.9).

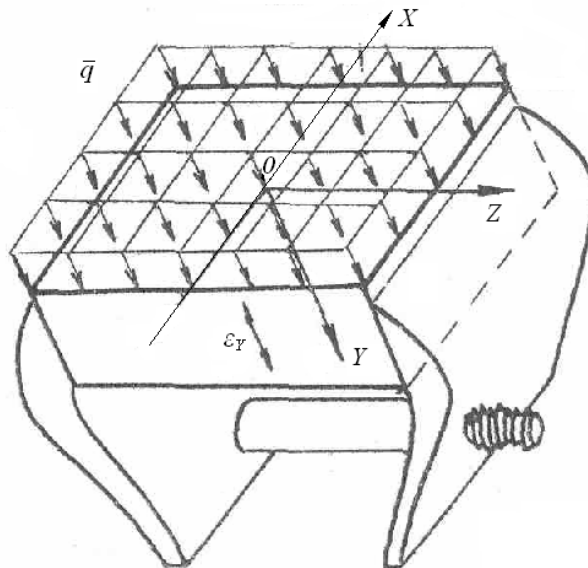


Рис. 3.9. Схема температурных деформаций поверхностного слоя

При второй схеме закрепления деталь установлена на магнитной плите, усилия закрепления с боковых сторон отсутствуют, т.е. деформация ничем не стеснена. В этом случае напряжения и глубина их распространения снижаются. Мы рассмотрим более неблагоприятный вариант – закрепление по первой схеме.

Для первой схемы закрепления  $\varepsilon_x = \varepsilon_z = 0$ ,  $\varepsilon_y = 3\varepsilon = 3\alpha_0 T$ .

Интенсивность деформации выражается через главные деформации в виде

$$\varepsilon_{iT} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_x - \varepsilon_y)^2 + (\varepsilon_y - \varepsilon_z)^2 + (\varepsilon_z - \varepsilon_x)^2} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{2\varepsilon_y^2} = \frac{2}{3} |\varepsilon_y| = 2\alpha_0 T. \quad (3.18)$$

Таким образом, интенсивность деформации при постоянном коэффициенте линейного расширения прямо пропорциональна температуре в данной точке. Вследствие этого момент начала разгрузки в точке совпадает с моментом достижения максимальной температуры [24, 102].

Максимальная температура поверхности смещена к задней кромке источника. Температура глубинных слоев также имеет максимум, смещенный назад по ходу источника, тем больше, чем глубже слой. Температура под источником определяется по (2.13). При значениях относительной полуширины источника  $H > 10$  (при ПТПШ  $H > 3000$ ) можно считать, что максимальная температура находится на задней кромке источника при  $Z = -H$  [89]:

$$T = \frac{2qa}{\pi\lambda V_n} \sqrt{2\pi|H - Z|} = \frac{4qa}{\pi\lambda V_n} \sqrt{\pi H}.$$

Распределение температуры по  $y$  можно рассчитать по выражению [116]

$$T_y = T \left[ 1 - \operatorname{erf} \left( \frac{y\sqrt{V_n}}{2\sqrt{ah}} \right) \right], \quad (3.19)$$

где  $T$  – температура поверхности,  $\operatorname{erf} \left( \frac{y\sqrt{V_n}}{2\sqrt{ah}} \right)$  – функция ошибок, родственная интегралу вероятности.

Тогда максимальная интенсивность температурной деформации

$$\varepsilon_{it} = 2\alpha_0 T_y = \frac{8qa\alpha_0}{\pi\lambda V_n} \sqrt{\pi H} \left[ 1 - \operatorname{erf} \left( \frac{y\sqrt{V_n}}{2\sqrt{ah}} \right) \right]. \quad (3.20)$$

Интенсивность температурного напряжения определяется по (3.15)

$$\sigma_{it} = E\varepsilon_{it} = E \left[ \frac{8qa\alpha_0}{\pi\lambda V_n} \sqrt{\pi H} \left[ 1 - \operatorname{erf} \left( \frac{y\sqrt{V_n}}{2\sqrt{ah}} \right) \right] \right], \quad \varepsilon_{it} < \varepsilon_T, \quad (3.21)$$

$$\sigma_{it} = m\varepsilon_{it}^n = m \left[ \frac{8qa\alpha_0}{\pi\lambda V_n} \sqrt{\pi H} \left[ 1 - \operatorname{erf} \left( \frac{y\sqrt{V_n}}{2\sqrt{ah}} \right) \right] \right]^n, \quad \varepsilon_{it} \geq \varepsilon_T.$$

Для определения знака напряжений воспользуемся известными из теории малых упруго-пластических деформаций соотношениями (3.1). Вычитаем из третьего соотношения второе. Так как  $\sigma_y = 0$  и  $\varepsilon_x = \varepsilon_z = 0$ , получаем [102]

$$\sigma_z = \frac{2}{3} \frac{\sigma_t}{\varepsilon_t} (-\varepsilon_y).$$

Учитывая (3.18),

$$\sigma_z = \frac{2}{3} \frac{\sigma_t}{\frac{2}{3} \varepsilon_y} (-\varepsilon_y) = -\sigma_t.$$

Следовательно, при нагружении вплоть до момента начала разгрузки знаки у напряжений отрицательные, т.е. имеют место сжимающие напряжения.

Определим напряжения, возникающие от температурного воздействия, уже для приведенных ранее условий планетарного шлифования: материал детали – конструкционная сталь 30ХГСА, закаленная и отпущенная при температуре 500°C ( $HV=4621$  МПа); показатель степени упрочнения  $n=0,09$ ;  $m=1707$ ; модуль упругости  $E=205000$  МПа;  $\sigma_T=1080$  МПа; коэффициент линейного расширения  $\alpha_0 = 11,70 \cdot 10^{-6}$  1/°C; коэффициент температуропроводности  $a=7,0 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с; коэффициент теплопроводности  $\lambda=35,98$  Вт/°C; коэффициент теплового расширения в деталь  $\beta=0,15$ ; шлифовальный круг 24AF25L7V; глубина шлифования  $t=0,04$  мм; скорость детали  $V_d=0,05$  м/с ( $b_{ш}=0,39$  мм,  $h=1,89$  мм,  $P_{Zmax}=0,87$  Н),  $V_d=0,17$  м/с ( $b_{ш}=1,33$  мм,  $h=3,73$  мм,  $P_{Zmax}=19,72$  Н),  $V_d=0,25$  м/с ( $b_{ш}=4,37$  мм,  $h=3,73$  мм,  $P_{Zmax}=53,55$  Н); коэффициент шлифования  $f_{ш}=0,42$ . Результаты расчета по (3.19) приведены на рис. 3.10.

При ПТПШ температуры невысокие: на поверхности детали  $T_n \approx 22 \dots 42$  °C в зависимости от скорости детали  $V_d$  (см. рис.2.5), развиваемые деформации и напряжения являются упругими.

### 3.3. Определение фиктивной силы от воздействия температуры

Для определения знака температурных напряжений и соответствующей им фиктивной силы сопоставим напряжения и деформации, возникающие под действием силы резания и температуры (табл. 3.4).

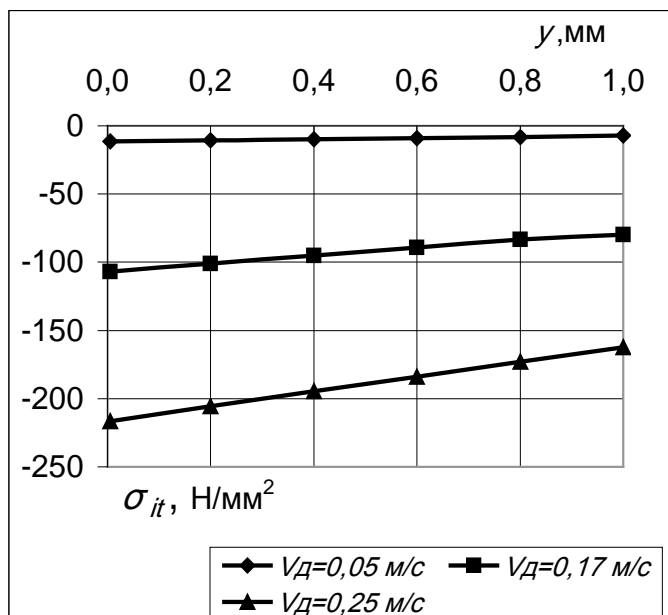


Рис. 3.10. Зависимости интенсивности температурного напряжения  $\sigma_{it}$  от глубины  $y$  при ПТПШ. Материал: сталь 30ХГСА,  $\alpha_0 = 11,7 \cdot 10^{-6} \text{ 1/}^\circ\text{C}$ ,  $n=0,09$ ,  $E = 205000 \text{ МПа}$ ; параметры режима ПТПШ:  $t=0,04 \text{ мм}$ , при  $V_\delta=0,05 \text{ м/с}$   $P_{Z\max}=0,87 \text{ Н}$ , при  $V_\delta=0,17 \text{ м/с}$   $P_{Z\max}=19,72 \text{ Н}$ , при  $V_\delta=0,25 \text{ м/с}$   $P_{Z\max}=53,55 \text{ Н}$ ;  $f_{ш}=0,42$ ;  $\theta=0,395 \text{ рад}$ ; круг 24AF25L7V

Как было отмечено выше, температурные напряжения и деформации зависят от способа закрепления заготовки. В таблице приведены параметры для случая, когда заготовка закреплена в направлениях  $x$  и  $z$  и шлифуется по свободной поверхности в направлении  $y$ . Под действием силы резания к концу нагружения в детали развиваются напряжения и деформации сжатия ( $\sigma_y < 0$ ,  $\sigma_z < 0$ ,  $\varepsilon_y < 0 \dots$ ).

Таблица 3.4

### Напряжения и деформации при шлифовании

Фактор Состояние	Сила резания				Температура			
	В конце нагружения	$\sigma_x < 0$	$\sigma_y < 0$	$\sigma_z < 0$	$\sigma_i =  \sigma_r $	$\sigma_x < 0$	$\sigma_y = 0$	$\sigma_z < 0$
$\varepsilon_x < 0$		$\varepsilon_y < 0$	$\varepsilon_z < 0$	$\varepsilon_i =  \varepsilon_r $	$\varepsilon_x = 0$	$\varepsilon_y > 0$	$\varepsilon_z = 0$	$\varepsilon_i = \frac{2}{3}  \varepsilon_y $
Разгрузка при $\sigma_i > \sigma_T$	$\sigma_x < 0$	$\sigma_y < 0$	$\sigma_z < 0$	$\sigma_i =  \sigma_r $	$\sigma_x > 0$	$\sigma_y = 0$	$\sigma_z > 0$	$\sigma_i =  \sigma_z $
	$\varepsilon_x < 0$	$\varepsilon_y < 0$	$\varepsilon_z < 0$	$\varepsilon_i =  \varepsilon_r $	$\varepsilon_x = 0$	$\varepsilon_y < 0$	$\varepsilon_z = 0$	$\varepsilon_i = 0$

При нагреве к моменту достижения максимальной температуры деформация расширения возможна только по  $y$ , при этом напряжение  $\sigma_y = 0$ ; появляются напряжения сжатия в плоскости шлифования  $xz$  ( $\sigma_x = \sigma_z < 0$ ) при отсутствии возможности деформации из-за крепления. Таким образом, тангенциальное напряжение  $\sigma_z$  при нагружении имеет один и тот же знак и от силового, и температурного факторов ( $\sigma_z < 0$ ). Это значит, что фиктивная сила от температуры  $P_t$  направлена в ту же сторону, что и сила резания  $P_Z$ . В этом случае результирующая сила определяется как сумма силы резания и фиктивной силы от нагрева.

При полном охлаждении происходит сжатие по  $y$  ( $\varepsilon_y < 0$ ), размеры заготовки возвращаются к прежним, напряжения в плоскости  $xz$  меняют знак на противоположный, т.е. появляются растягивающие напряжения  $\sigma_x = \sigma_z > 0$  [10, 24, 63, 102].

Для определения фиктивной силы резания решается обратная задача – составляется уравнение, приравнивая (3.13) или (3.10) к (3.15) в зависимости от того, процесс термоупругий или нет. В уравнении заменяем  $P_{Zmax}$  на  $P_t$ . Учитывая, что  $P_y = P_Z / f_u$ , определяем напряжения от фиктивной силы:

$$\begin{cases} \sigma_t^e = -\frac{2P_t^e}{\pi r b_u} \left( \frac{1}{f_u} \cos \theta + \sin \theta \right) = -E \varepsilon_t, & \varepsilon_t < \varepsilon_T, \\ \sigma_t = -C_1 \frac{P_t}{r b_u} ch^{0,09} (C_3 \theta + C_2) = -m \varepsilon_t^n, & \varepsilon_t \geq \varepsilon_T. \end{cases} \quad (3.22)$$

Фиктивная температурная сила вычисляется в упругом и упруго-пластическом состояниях из (3.22):

$$\begin{aligned} P_t^e &= \frac{\pi r b_u \sigma_t^e}{2 \left( \frac{1}{f_u} \cos \theta + \sin \theta \right)}, & \varepsilon_t < \varepsilon_T, \\ P_t &= \frac{\sigma_t r b_u}{C_1 ch^{0,09} (C_3 \theta + C_2)}, & \varepsilon_t \geq \varepsilon_T. \end{aligned} \quad (3.23)$$

При расчете остаточных напряжений необходимо учитывать оба фактора: силовой и температурный. Для этой цели определяется суммарная фиктивная сила резания как сумма расчетной силы резания по (1.13) и фиктивной силы от

температуры по (3.23) в зависимости от того, являются ли деформации термоупругими ( $\varepsilon_t < \varepsilon_T$ ) или нет:

$$P_{Z\Sigma}^e = P_{Z \max} + P_t^e, \quad \varepsilon_t < \varepsilon_T, \quad (3.24)$$

$$P_{Z\Sigma} = P_{Z \max} + P_t, \quad \varepsilon_t \geq \varepsilon_T.$$

### 3.4. Суммарные остаточные напряжения от силового и температурного факторов

Суммарные декартовы компоненты напряжений от силы резания и температуры определяются по аналогии с (3.10)

$$\sigma_{y\Sigma} = -C_1 \frac{P_{Z\Sigma}}{rb_u} ch^{0,09} (C_2 \theta + C_3) \cos^2 \theta, \quad (3.25)$$

$$\sigma_{z\Sigma} = -C_1 \frac{P_{Z\Sigma}}{rb_u} ch^{0,09} (C_2 \theta + C_3) \sin^2 \theta,$$

и для фиктивного упругого состояния – по аналогии с (3.13)

$$\sigma_{y\Sigma}^e = -\frac{2}{\pi rb_u} \left( \frac{P_{Z\Sigma}}{f_{III}} \cos \theta + P_{Z\Sigma} \sin \theta \right) \cos^2 \theta, \quad (3.26)$$

$$\sigma_{z\Sigma}^e = -\frac{2}{\pi rb_u} \left( \frac{P_{Z\Sigma}}{f_{III}} \cos \theta + P_{Z\Sigma} \sin \theta \right) \sin^2 \theta,$$

где  $\theta$  – угол резания (см. рис. 3.1).

Остаточные напряжения равны разности декартовых компонент напряжений по (3.25) и напряжений фиктивного упругого состояния по (3.26):

$$\sigma_{yост} = \sigma_{y\Sigma} - \sigma_{y\Sigma}^e, \quad (3.27)$$

$$\sigma_{zост} = \sigma_{z\Sigma} - \sigma_{z\Sigma}^e.$$

Определим остаточные напряжения для условий шлифования: материал сталь 30ХГСА, закаленная и отпущенная при температуре 500 °С (HRC=47, HV=4621 МПа).

Порядок расчета следующий:

1. Определяются напряжения в поверхностном слое детали под действием силы резания по (3.11), аналогичной (3.10).

2. Определяются температурные деформации по (3.18).
3. Вычисляются температурные напряжения по (3.21).
4. Решается обратная задача – составляется уравнение, приравнивая (3.13) или (3.11) к (3.22) в зависимости от того, процесс термоупругий или нет определяется фиктивная сила, которая вызвала бы данные напряжения.
5. Определяется суммарная сила сложением силы резания по (1.13) и фиктивной температурной силы по (3.24).
6. Определяются истинные напряжения в конце нагружения от действия суммарной силы по (3.25) фиктивные упругие напряжения по (3.26).
7. Определяются остаточные напряжения согласно теореме о разгрузке по (3.27).

Для анализа возникающих напряжений в поверхностном слое результаты расчета температуры  $T$ , температурных деформаций  $\varepsilon_t$  и напряжений  $\sigma_t$ , фиктивной силы от температуры  $P_t$ , максимальные значения проекций тангенциальной силы резания  $P_z$  на направление координаты  $z$   $P_{zmax}$ , суммарной силы  $P_{z\Sigma}$  для глубины резания  $t= 0.04$  мм и разных скоростей детали  $V_d$  на глубине  $y=5$  мкм для стали 30ХГСА приведены в табл. 3.5

Таблица 3.5

Параметры ПТПШ для расчета остаточных напряжений

$V_d$ , м/с	$T$ , °С	$\varepsilon_t$	$\sigma_t$ , Мпа	$P_t$ , Н	$P_{zmax}$ , Н	$P_{z\Sigma}$ , Н
0,05	2,40	0,000056	-11,52	0,015	0,87	0,88
0,08	5,63	0,00013	-27,03	0,056	2,86	2,92
0,17	22,29	0,00051	-106,93	0,48	19,72	20,19
0,25	45,19	0,0011	-216,48	1,37	53,55	54,92
0,33	75,05	0,0018	-360,03	2,98	110,59	113,57

На рис. 3.11 приведены зависимости суммарных напряжений от силового и температурного факторов от угла  $\theta \left[ -\frac{\pi}{2}, \frac{\pi}{2} \right]$  на глубине  $y=8$  мкм:  $\sigma_{y\Sigma}$  – нормальный декартовый компонент радиальных напряжений  $\sigma_r$ ;  $\sigma_{y\Sigma}^e$  – фиктивное упругое радиальное напряжение по выражению (3.26),  $\sigma_{yocm}$  – остаточные



радиальные напряжения,  $\sigma_{zост}$  – остаточные тангенциальные напряжения. Анализ результатов расчета, приведенных на рис.3.11, показывает, что максимумы  $\sigma_y$  и  $\sigma_y^e$  соответствуют различным значениям угла  $\theta$  (соответственно  $\theta_0$  и  $\theta_1$ ). Поэтому для определения максимальных значений остаточных напряжений  $\sigma_{yост} = \sigma_y - \sigma_y^e$  для любой заданной глубины  $y$  необходимо определить значения  $\theta_0$  и  $\theta_1$ . Величины этих углов определяются по максимумам декартовых компонент напряжений в пластической и упругой зоне [24, 33].

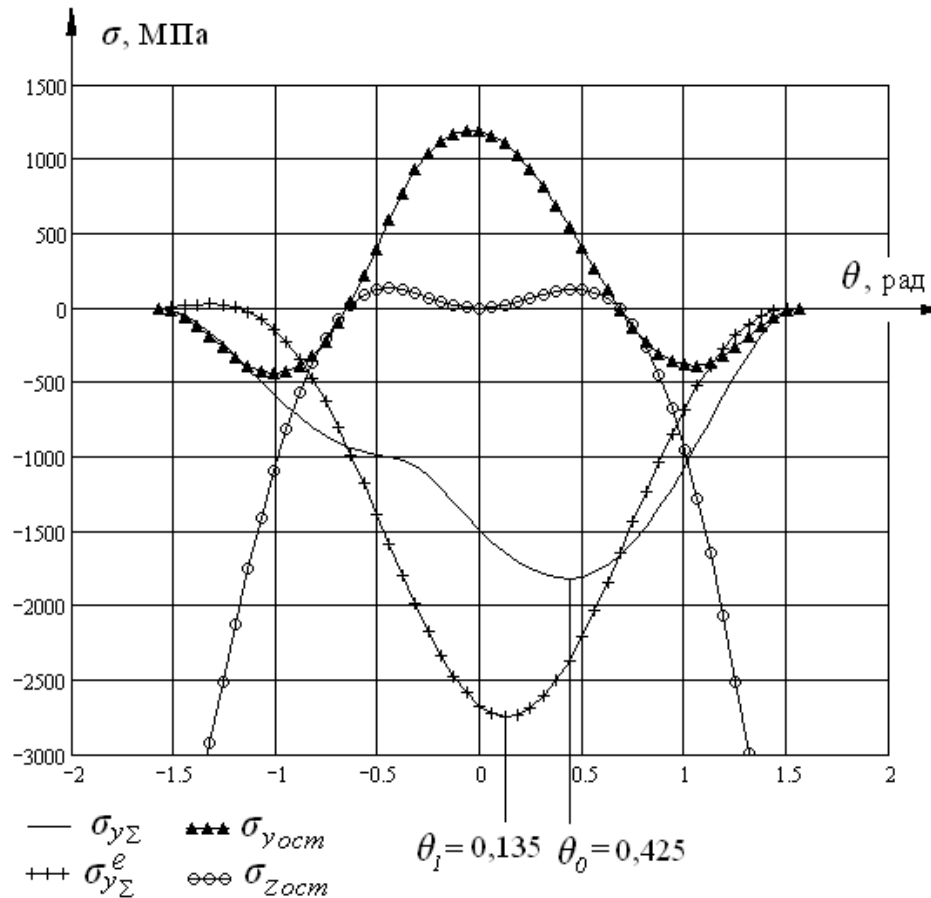


Рис.3.11. Суммарные напряжения от силового и температурного факторов на глубине  $y=8$  мкм. Материал: сталь 30ХГСА,  $n=0,09$ ; параметры режима ПТПШ:  $t=0,04$  мм,  $V_d=0,17$  м/с,  $P_{Z\Sigma}=20,19$  Н,  $b_{ш}=1,33$  мм;  $f_{ш}=0,42$ ; круг 24AF25L7V

Для определения этих углов продифференцируем по  $\theta$  выражения (3.25) и (3.26) и приравняем к нулю. После преобразований получаем уравнение для пластического состояния

$$\operatorname{tg}(\theta_0) = \frac{1}{2} \sqrt{1-2n} \cdot \operatorname{th} \left( \frac{\sqrt{1-2n}}{n} \theta_0 + 3,36 \right)$$

и уравнение для упругого состояния

$$\frac{P_{z\Sigma}}{P_{y\Sigma}} = \frac{3 \cos \theta_1 \sin \theta_1}{\cos^2 \theta_1 - 2 \sin^2 \theta_1}.$$

Значения углов  $\theta_0$  и  $\theta_1$  определены численным методом из приведенных уравнений. Зависимость угла  $\theta_0$  от коэффициента упрочнения  $n$  (рис.3.12) и угла  $\theta_1$  от коэффициента шлифования следующие:

$$\theta_0 \approx -0,674 n + 0,482, \tag{3.28}$$

$$\theta_1 \approx 0,14 \ln(f_u) + 0,268.$$

Для стали 30ХГСА ( $n = 0,09$ )  $\theta_0 = 0,425$  рад, для  $f_u = 0,42$   $\theta_1 = 0,135$  рад.

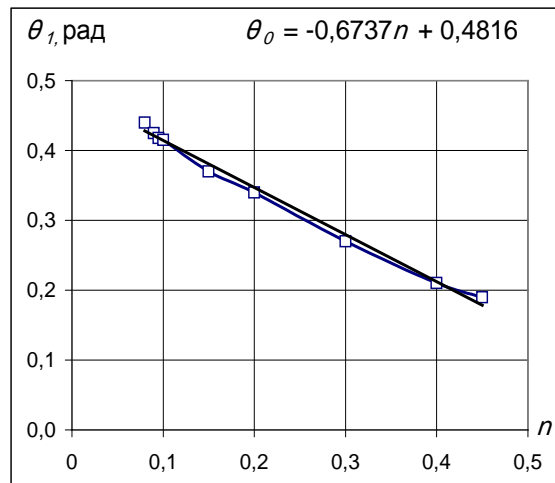


Рис. 3.12. Зависимость угла  $\theta_0$  от коэффициента упрочнения  $n$

Учитывая уточненные углы, компоненты остаточных напряжений в декартовых координатах как разность напряжений, соответствующих действию первоначальной силы, и упругих напряжений, которые развивались бы при приложении такой же силы, определяются:

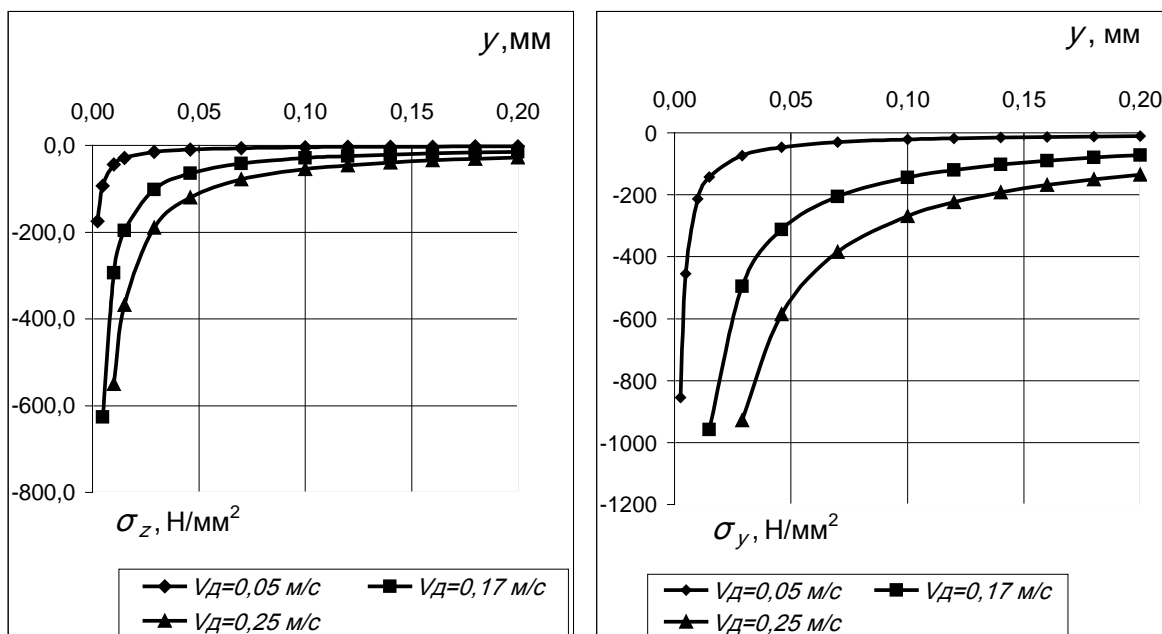
$$\left. \begin{aligned} \sigma_{yocm} &= \frac{1}{y} \left[ -C_1 \frac{P_{z\Sigma}}{b_u} ch^{0,09} (C_3 \theta_0 + C_2) \cos^3 \theta_0 + \frac{2P_{z\Sigma}}{\pi b_u} \left( \frac{1}{f_{III}} \cos \theta_1 + \sin \theta_1 \right) \cos^3 \theta_1 \right] \\ \sigma_{zocm} &= \frac{1}{y} \left[ -C_1 \frac{P_{z\Sigma}}{b_u} ch^{0,09} (C_3 \theta_0 + C_2) \sin^2 \theta_0 \cos \theta_0 + \frac{2P_{z\Sigma}}{\pi b_u} \left( \frac{1}{f_{III}} \cos \theta_1 + \sin \theta_1 \right) \sin^2 \theta_1 \cos \theta_1 \right] \end{aligned} \right\} \sigma > \sigma_T,$$

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{yocm} &= 0 \\ \sigma_{zocm} &= 0 \end{aligned} \right\} \sigma \leq \sigma_T. \tag{3.29}$$

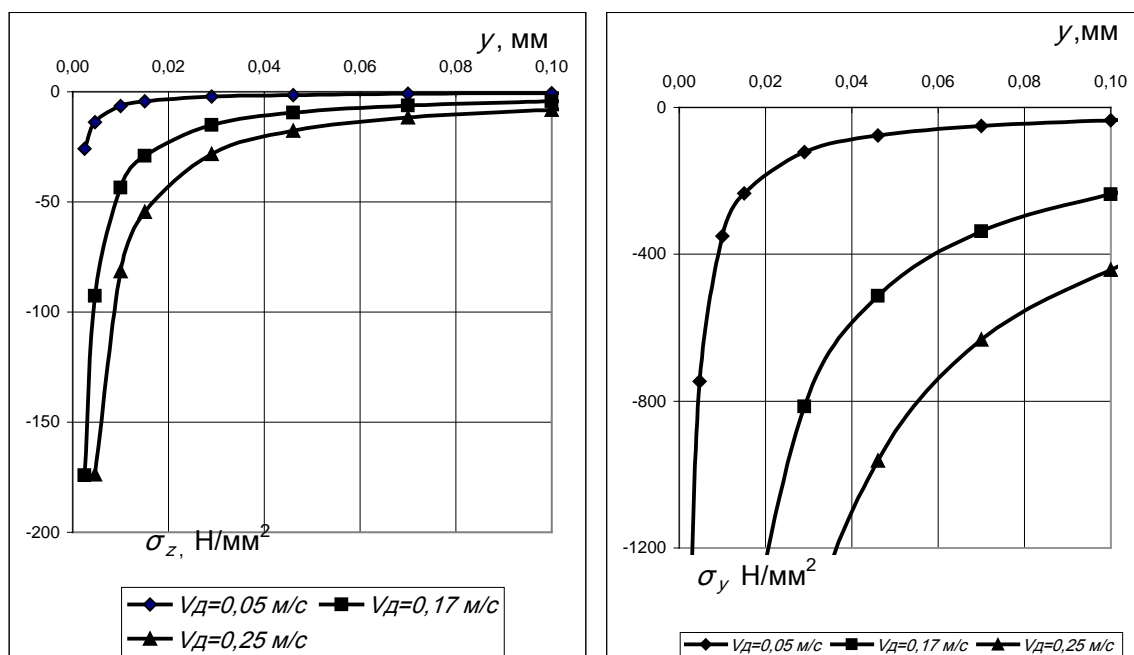
При значениях напряжений, меньших предела текучести материала  $\sigma_T$ , остаточные напряжения не развиваются. Выражение (3.29) следует из принятой

модели деформации поверхностного слоя, которая предполагает одинаковое распределение напряжений по глубине в любой точке поверхности детали.

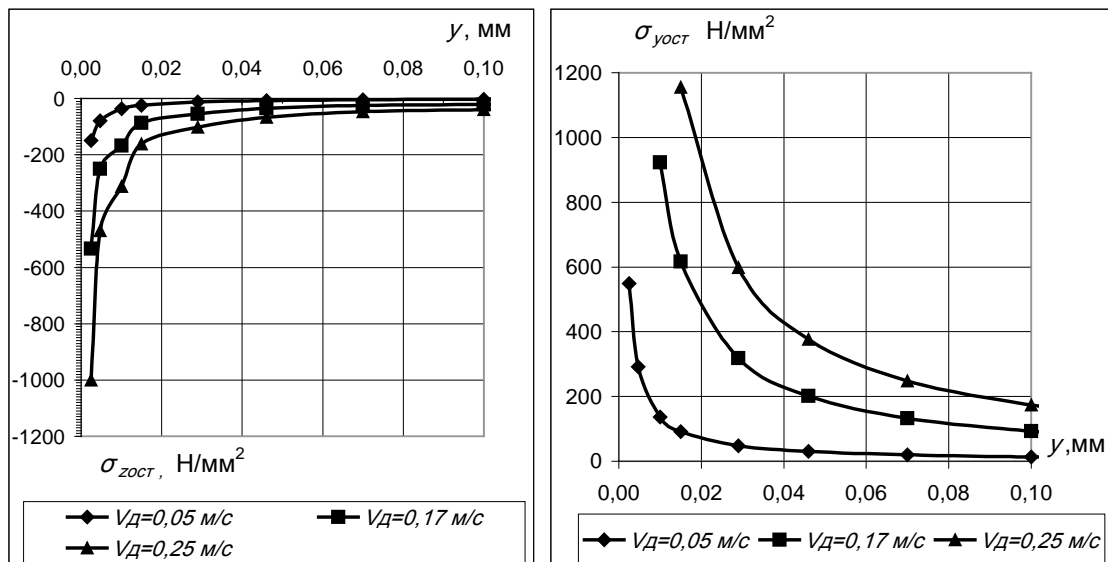
Определим остаточные напряжения в зависимости от глубины поверхностного слоя детали  $y$ . Для этого необходимо рассчитать декартовы компоненты пластических и упругих напряжений от суммарной силы. Результаты расчета приведены на рис. 3.13, а, 3.13, б. Далее необходимо найти их разность – суммарные остаточные напряжения (рис.3.13,в).



а



б



6

Рис.3.13. Зависимости суммарных декартовых компонент пластических напряжений (а), суммарных декартовых компонент упругих напряжений (б), декартовых компонент остаточных напряжений (в) от силы резания и от температуры от глубины  $y$ . Материал: сталь 30ХГСА,  $n=0,09$ ; параметры режима ПТПШ:  $t=0,04$  мм; при  $V_d=0,05$  м/с  $P_{Z\Sigma}=0,88$  Н,  $b_{ш}=0,39$  мм; при  $V_d=0,17$  м/с  $P_{Z\Sigma}=20,19$  Н,  $b_{ш}=1,33$  мм; при  $V_d=0,25$  м/с  $P_{Z\Sigma}=54,92$  Н,  $b_{ш}=1,93$  мм;  $f_{ш}=0,42$ ; круг 24AF25L7V

Минимальная расчетная глубина  $y=0,0025$  мм для тангенциальных пластических напряжений сжатия  $\sigma_z$  для скорости детали  $V_d=0,05$  м/с,  $y=0,005$  мм для  $V_d=0,17$  м/с и  $y=0,01$  мм для  $V_d=0,25$  м/с. Для радиальных пластических  $\sigma_y$  – при  $V_d=0,05$  м/с минимальная глубина  $y=0,0025$  мм, при  $V_d=0,17$  м/с –  $y=0,015$  мм и для  $V_d=0,25$  м/с –  $y=0,05$  мм. Значения минимальных расчетных глубин  $y$  определены из условия, что возникающие напряжения принимают значения, меньшие предела текучести.

Условия шлифования следующие: материал детали – конструкционная сталь 30ХГСА, закаленная и отпущенная при температуре 500 °С ( $HV=4621$  МПа); показатель степени упрочнения  $n=0,09$ ; шлифовальный круг 24AF25L7V; глубина шлифования  $t=0,04$  мм; скорость детали  $V_d=0,05$  м/с ( $b_{ш}=0,39$  мм,  $P_{Z\Sigma}=0,88$  Н),  $V_d=0,17$  м/с ( $b_{ш}=1,33$  мм,  $P_{Z\Sigma}=20,19$  Н),  $V_d=0,25$  м/с ( $b_{ш}=1,93$  мм,  $P_{Z\Sigma}=54,92$  Н); коэффициент шлифования  $f_{ш}=0,42$ . Максимум радиальных пластических

напряжений  $\sigma_{y\Sigma}$  достигается при  $\theta_0 = 0,425$  рад, максимум упругих  $\sigma_{y\Sigma}^e$  – при  $\theta_l = 0,135$  рад (см. рис.3.11).

В конце процесса – при полном охлаждении и до раскрепления детали радиальные остаточные напряжения – растягивающие, и распространяются на глубину до 60 мкм. При скоростях детали  $V_\partial = 0,17$  м/с,  $V_\partial = 0,25$  м/с и при глубине резания  $t = 0,04$  мм их величина значительная – 800...1100 Н/мм<sup>2</sup>. Принятые для расчета режимы обработки относятся к разряду «тяжелых». Как установлено расчетами, глубина  $t = 0,04$  допустима при  $V_\partial < 0,17$  м/с, при большей скорости детали необходимо назначать меньшие глубины резания.

Возникающие тангенциальные остаточные напряжения  $\sigma_{zост}$  – сжимающие, их величина до 1000 Н/мм<sup>2</sup>, т.е. в большинстве случаев меньше предела текучести  $\sigma_T = 1080$  Н/мм<sup>2</sup>.

Зависимости величины остаточных напряжений, возникающих под действием сил резания, от режимов шлифования определяются зависимостями сил резания от режимов обработки. Увеличение глубины резания и скорости детали приводит к возрастанию как глубины проникновения, так и величины остаточных напряжений, увеличение скорости круга способствует их уменьшению.

По приведенной выше методике определим остаточные напряжения для быстрорежущей стали P18 (закаленной и отпущенной при температуре 560°C, HRC=63). Механические и физические свойства сталей приведены в табл. 3.4. Эти стали являются упрочняемыми и для них связь интенсивностей напряжения и деформации можно выразить в виде степенной функции (3.2).

Для стали P18 коэффициенты  $m$  и  $n$  в (3.2) определим аппроксимацией условной диаграммы растяжения (рис. 3.14). Зависимость интенсивностей напряжения и деформации имеет вид степенной функции [16, 17, 51]

$$\sigma_i \approx 5017 \varepsilon_i^{0,11}.$$

Значение  $C_2$  определяем по рис. 3.2, интеграла – по табл. 3.2 и рассчитываем

$$C_1 \text{ и } C_3 \text{ по (3.9): } C_2 = 2,8; \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} ch^n \left( \frac{\sqrt{1-2n}}{n} \theta + 2,8 \right) \sin \theta d\theta = 1,43, \quad C_1 = 0,7, \quad C_3 = 7,27.$$

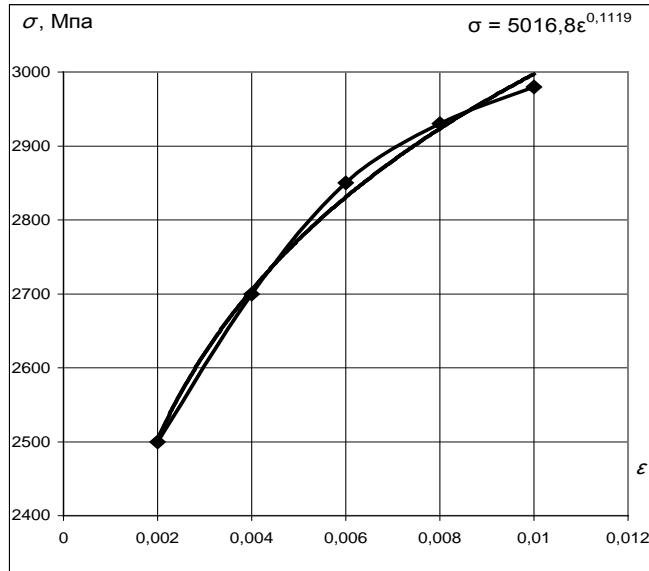


Рис. 3.14. Аппроксимация условной диаграммы деформации стали P18 после закалки и отпуска

Тогда по (3.10) получаем окончательный вид  $\sigma_r$  и  $\sigma_i$  для стали P18:

$$\sigma_r = \sigma_i = -0,69 \frac{P_{Z\max}}{rb_{iu}} ch^{0,11} (8,03\theta + 2,83). \quad (3.30)$$

Декартовы компоненты напряжений определяются по известным полярным компонентам в соответствии с уравнениями связи:

$$\sigma_y = \sigma_r \cos^2 \theta, \quad \sigma_z = \sigma_r \sin^2 \theta, \quad (3.31)$$

$$\sigma_y = -0,69 \frac{P_{Z\max}}{rb_{iu}} ch^{0,11} (8,03\theta + 2,83) \cos^2 \theta, \quad \sigma_z = -0,69 \frac{P_{Z\max}}{rb_{iu}} ch^{0,11} (8,03\theta + 2,83) \sin^2 \theta.$$

На рис. 3.15 приведены зависимости температурных напряжений  $\sigma_{it}$  от глубины  $y$  для стали P18, рассчитанные по (3.21). Температура рассчитана при максимальных значениях силы резания  $P_{Z\max}$ . Напряжения, возникающие от действия силы резания и температуры, представлены на рис. 3.16 при глубинах шлифования  $t = 0,03; 0,05$  мм. При  $t = 0,03$  напряжения являются упругими; при  $t = 0,05$  тангенциальные напряжения  $\sigma_z$  являются пластическими до глубины 0,002 мм (предел текучести при сжатии  $\sigma_T = 2400$  МПа [16]), радиальные напряжения  $\sigma_y$  – до глубины 0,007 мм.

Таблица 3.4

## Обрабатываемость, механические и физические свойства сталей

стали			обра-баты-вае-мость	Механические свойства					Физические свойства					Значения параметров в выражении (3.2)	
Группа		марка		Прочность, МПа		Пластич-ность	Твердость		Модуль упругости E, Мпа	Тепло-провод-ность λ, Вт/(м·°С)	Коеф. тепло-вого рас-ширения <math>\alpha <math>10^6 1/°С	Теплое-мкость, Дж/(кг·°С)	Темпера-туропро-водность ах10^4, м^2/с	Коеф. упроч-нения m	Показа-тель упроч-нения n
ISO	по ГОСТ			$\sigma_B$	$\sigma_T/\sigma_{0,2}$	$\delta, \%$	HB, HRC	HV, Мпа							
P отжиг	конст. легир. марганцем	65Г	0,66						210000	31	12,1				
	конст. легир. хромом, марганцем кремнием.	30ХГСА	1,15/ 0,8	780	315	17	HB 210		194000	37	11,7	493	0,07		0,17
	инстр. углеродистая	У8А	1/-	740	270	21	HB179		209000	34,73	11,4	477	0,071		0,18-0,19
	быстро-режущая	P18	/0,85	840	730	5	HB 255		221000	27,2	13,5	420	0,057		0,135-0,147
H закал-ка+ отпуск	конст. легир. марганцем	65Г	0,66	880	/ 685	8	HRC31	6300	215000	31	12,1				
	конст. легир. хромом, марганцем кремнием.	30ХГСА	0,66	1200	1080	10	HRC47	4621	205000	33	11,7	493	0,07	1707	0,09
	инстр. углеродистая	У8А	0,66	1620	1375	9	HRC61	7350	209000	49	11,4	477	0,071		
	быстро-режущая	P18	0,24	3000	2500	4	HRC63	8500	228000	26	13,5	420	0,057	5018	0,11

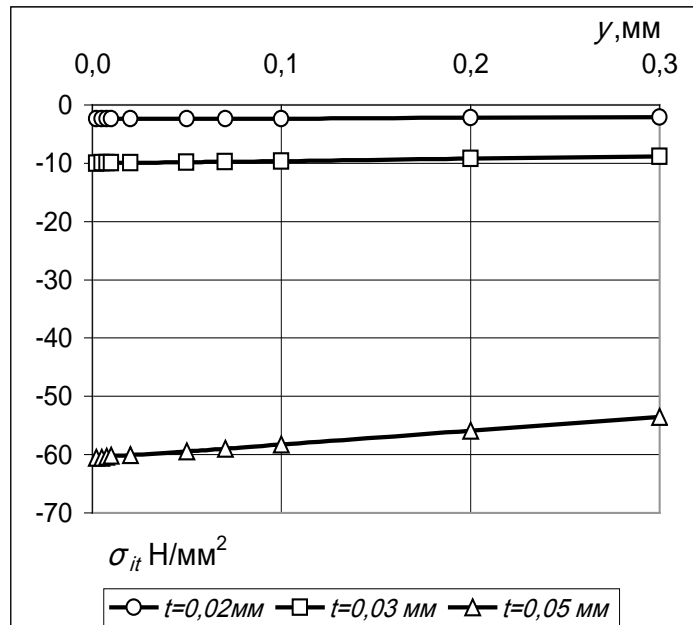
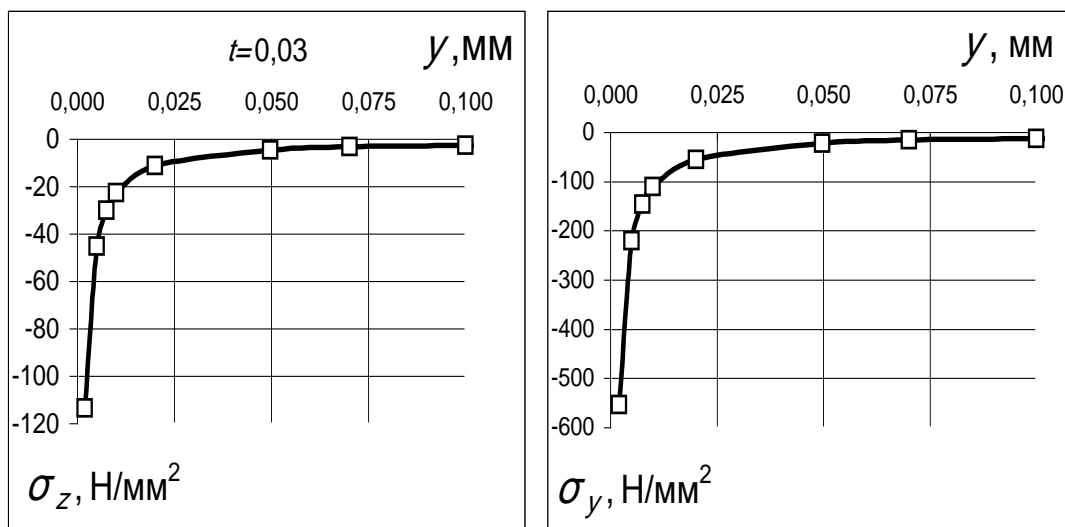


Рис. 3.15. Зависимость температурных напряжений  $\sigma_{it}$  от глубины  $y$ . Материал: сталь P18,  $n=0,11$ ; параметры режима ПТПШ:  $V_{\delta}=0,05$  м/с;  $b_{uu}=0,39$  мм; (а) – при  $t=0,02$  мм  $P_{Z\Sigma}=0,072$  Н; (б) – при  $t=0,03$  мм  $P_{Z\Sigma}=0,43$  Н (в)– при  $t=0,05$  мм и  $P_{Z\Sigma}=4,23$  Н ;  $f_{ш}=0,42$ ; круг 24AF40K7V

Суммарные остаточные напряжения от силового и температурного факторов как разность пластических по (3.25) и фиктивных упругих напряжений по (3.26) для стали P18 при скорости детали  $V_{\delta}=0,05$  м/с, глубине шлифования  $t= 0,05$  мм и значении угла  $\theta=arctg(f_{uu})=0,395$  рад для коэффициента шлифования  $f_{uu}=0,42$  представлены на рис. 3.17.



а



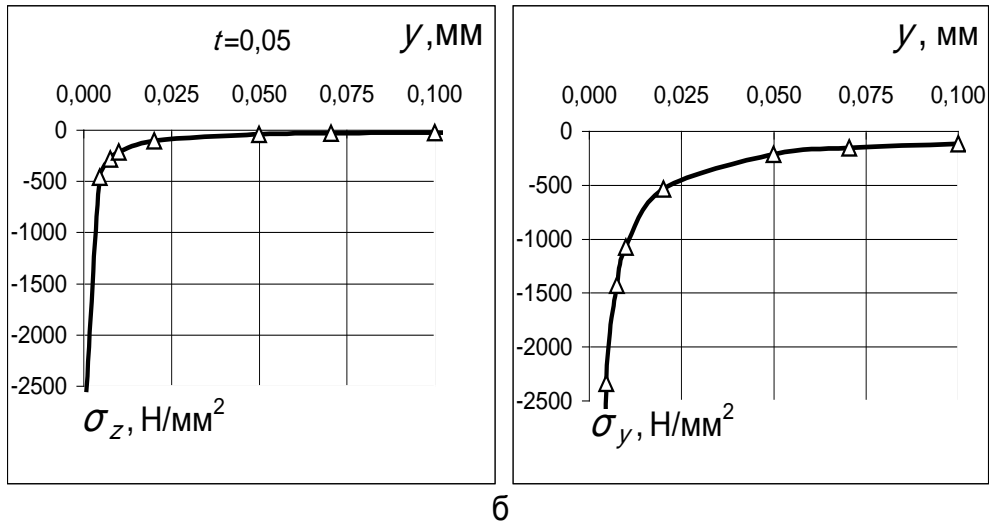


Рис. 3.16. Зависимость суммарных пластических напряжений от глубины  $y$ . Материал: сталь P18,  $n=0,11$ ; параметры режима ПТПШ:  $V_{\delta}=0,05$  м/с;  $b_{ш}=0,39$  мм; (а) – при  $t=0,03$  мм  $P_{z\Sigma}=0,45$  Н; (б) – при  $t=0,05$  мм  $P_{z\Sigma}=4,32$  Н;  $f_{ш}=0,42$ ; круг 24AF40K7V

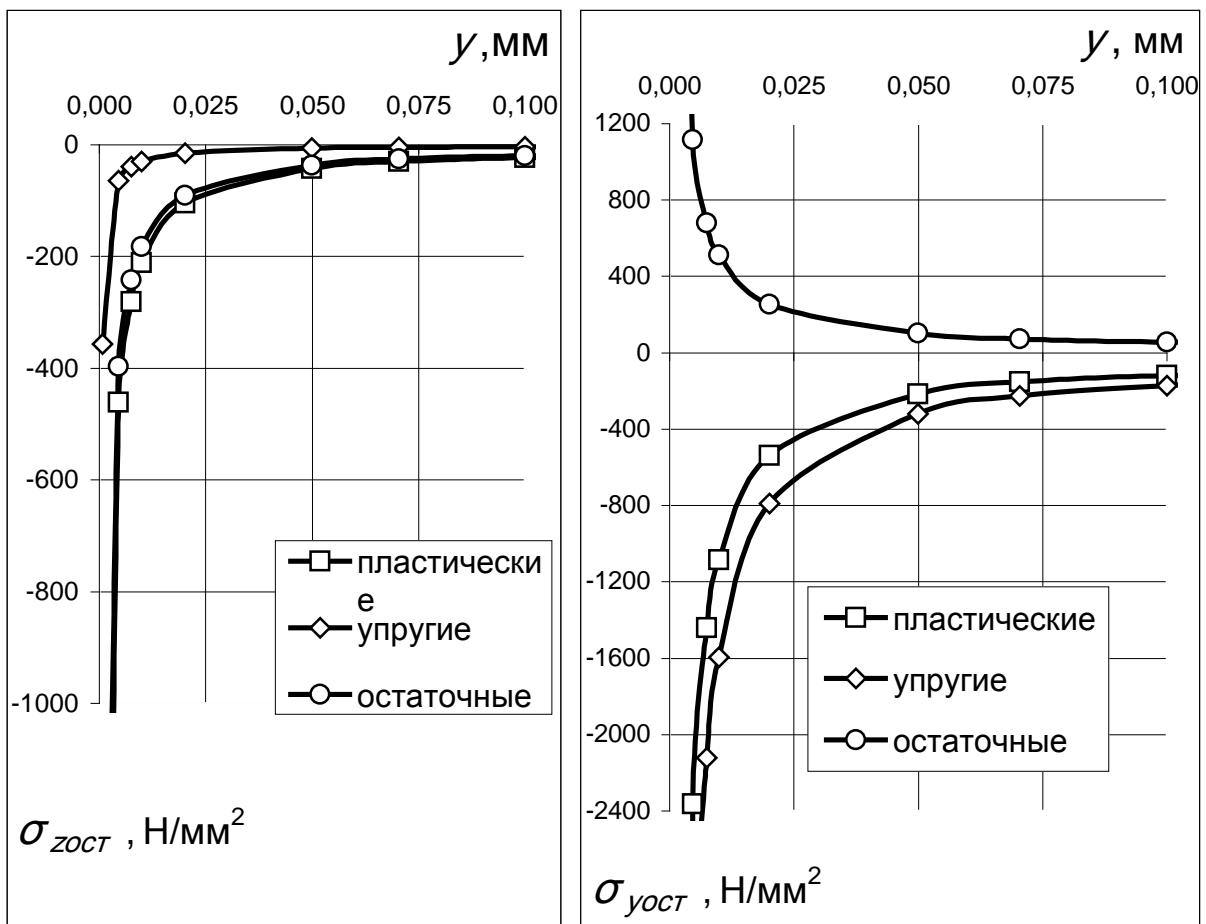


Рис. 3.17. Зависимость суммарных остаточных напряжений от глубины  $y$ . Материал: сталь P18,  $n=0,11$ ; параметры режима ПТПШ:  $V_{\delta}=0,05$  м/с;  $b_{ш}=0,39$  мм;  $t=0,05$  мм  $P_{z\Sigma}=4,32$  Н;  $f_{ш}=0,42$ ; круг 24AF40K7V

Как это видно из графиков, остаточные напряжения  $\sigma_{zост}$  являются сжимающими и распространены только до глубины 2 мкм, радиальные  $\sigma_{yост}$  – растягивающими до глубины 7 мкм. Небольшие значения остаточных напряжений связаны со свойствами быстрорежущей стали P18, теплостойкой, высокой твердости и имеющей повышенное сопротивление деформации [16].

### 3.5. Выводы

1. Дано аналитическое описание напряженного состояния детали под действием силы резания при упругом и упруго пластическом состояниях. Связь напряжений и деформаций с упрочнением материала принята в виде степенной зависимости. Определен алгоритм определения остаточных напряжений на базе теоремы о разгрузке с учетом силового и температурного факторов.

2. Дана методика определения добавочной фиктивной силы, учитывающей неравномерный нагрев поверхностных слоев детали при шлифовании. Для этой цели определена температурная деформация детали по уравнениям связи интенсивностей напряжения и деформации. Далее по известным температурным напряжениям определена фиктивная сила, которая вызвала данные напряжения, т.е. решена обратная задача.

3. Суммарная сила, вызывающая напряженное состояние детали, определена как сумма силы резания и фиктивной температурной силы.

4. Описано напряженное состояние детали от суммарной силы для упругого и упруго пластического состояний. Это дает возможность определить остаточные напряжения от двух факторов – силы резания и температуры по теореме о разгрузке: остаточные напряжения равны разности напряжений в истинном пластическом и фиктивном упругом состояниях.

5. Даны примеры расчета температурной деформации, фиктивной температурной силы, напряженного состояния от суммарной силы и остаточных напряжений для конкретных технологических условий шлифования. Постоянные величины материала определены аппроксимацией условной диаграммы растяжения.

# ГЛАВА 4. ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ОТКЛОНЕНИЯ ФОРМЫ ТОНКОСТЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ ПРИ ПЛОСКОМ ТОРЦОВОМ ПЛАНЕТАРНОМ ШЛИФОВАНИИ

## 4.1. Определение деформации пластины

В предыдущей главе решены задачи о силовых и температурных напряжениях в любой точке полубесконечного тела. По принятой расчетной модели деформация в радиальном направлении  $\varepsilon_r$  для показателя степени упрочнения  $n < 0,5$  определяется по (3.4) подстановкой  $g(\theta)$  из (3.6):

$$\varepsilon_r = -\frac{3}{2r^{1/n}} \times C_1 \times ch\left(\frac{\sqrt{1-2n}}{n}\theta + C_2\right).$$

Декартовый компонент деформации  $\varepsilon_y$  в направлении оси  $y$  определяется как

$$\varepsilon_y = \varepsilon_r \cos^2 \theta,$$

$$\varepsilon_y = -\frac{3}{2\left(\frac{y}{\cos \theta}\right)^{1/n}} \times C_1 \times ch\left(\frac{\sqrt{1-2n}}{n}\theta + C_2\right) \cos^2 \theta,$$

где  $y$  – расстояние от поверхности до рассматриваемой точки,  $y = r \cos \theta$  (см. рис. 3.1).

Так как деформация  $\varepsilon_y$  определяется через перемещение  $v$  как  $\varepsilon_y = \frac{dv}{dy}$ , и  $dv = \varepsilon_y dy$ , перемещение точки пластины  $v$  можно определить интегрированием  $dv$  по координате  $y$ :

$$v = \int_0^y \varepsilon_y dy = - \int_0^y \frac{3}{2\left(\frac{y}{\cos \theta}\right)^{1/n}} \times C_1 \times ch\left(\frac{\sqrt{1-2n}}{n}\theta + C_2\right) \cos^2 \theta dy.$$

После интегрирования

$$v = \frac{3 \cos(\theta)^{2+1/n}}{2} \times C_1 \times ch\left(\frac{\sqrt{1-2n}}{n}\theta + C_2\right) \times \left(\frac{n}{n-1} y^{1-\frac{1}{n}}\right).$$

Определим перемещения для следующих условий ПТПШ: материал детали – конструкционная сталь 30ХГСА, закаленная и отпущенная при температуре 500°C ( $HV=4620,5$  МПа); показатель степени упрочнения  $n=0,09$ ,  $m=1707$  (рис. 3.4); шлифовальный круг 24AF25L7V, глубина шлифования  $t=0,04$  мм, скорость детали  $V_d=0,17$  м/с ( $b_{ш}=1,33$  мм,  $P_{zmax}=19,72$  Н),  $V_d=0,25$  м/с ( $b_{ш}=1,93$  мм,  $P_{zmax}=53,55$  Н),  $V_d=0,33$  м/с ( $b_{ш}=2,51$  мм,  $P_{zmax}=110,59$  Н), коэффициент шлифования  $f_{ш}=0,42$ .

После подстановок значений  $n = 0,09$ , постоянной  $C_2 = 3,36$  и интеграла, равного 1,494, из таблиц 3.1 и 3.2, расчета  $C_1$  по (3.9) и преобразований получим

$$v = -0,471 \times \left( \frac{P_{zmax}}{mb_{ш}} \right)^{11,1} \times (y^{-10,1}). \quad (4.1)$$

Рассчитанные перемещения (величины сжатия) точек поверхностного слоя по (4.1) приведены на рис. 4.1.

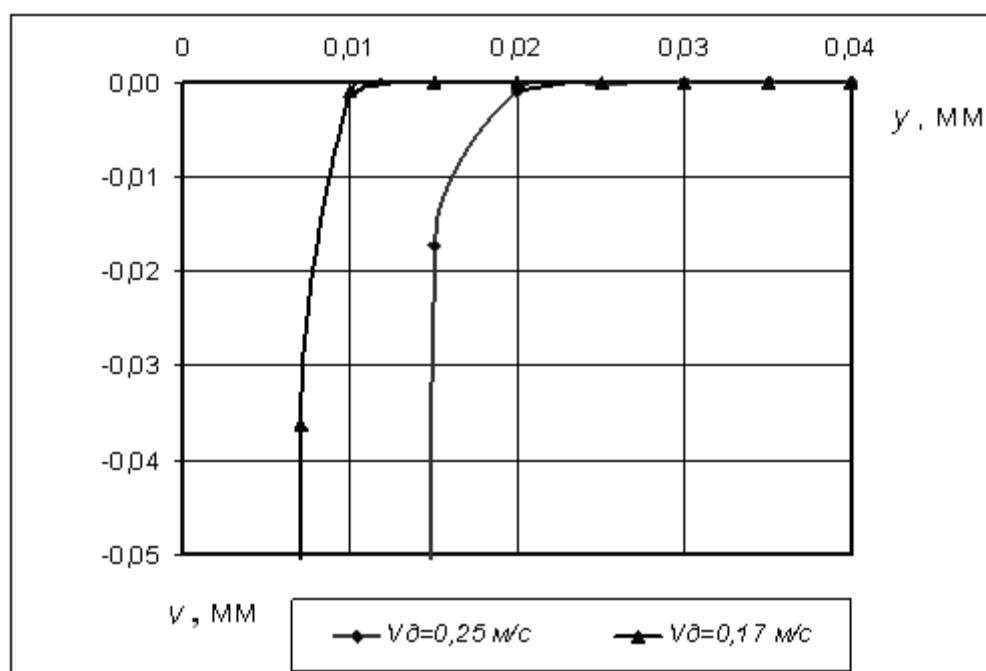


Рис. 4.1. График перемещений в поверхностном слое детали по глубине  $y$ . Материал: сталь 30ХГСА,  $n=0,09$ , параметры режима ПТПШ:  $t=0,04$  мм, при  $V_d=0,17$  м/с ( $b_{ш}=1,33$  мм,  $P_{Zmax}=19,72$  Н), при  $V_d=0,25$  м/с ( $b_{ш}=1,93$  мм,  $P_{Zmax}=53,55$  Н),  $f_{ш}=0,42$ ; круг 24AF25L7V

Минимальная глубина, для которой выполнен расчет на рисунке, составляла 5 мкм. Материал детали после закалки обладает малой податливостью, соответственно и сжатие происходит на небольшой глубине: при  $V_{\delta}=0,17$  м/с на глубине до 10 мкм, при  $V_{\delta}=0,25$  до 15 мкм. При меньших скоростях детали ( $V_{\delta}<0,17$  м/с) и глубинах шлифования ( $t<0,04$  мм) сжатие на глубинах больше 3 мкм практически не наблюдается.

#### 4.2. Определение прогиба прямоугольной пластины

К погрешности формы поверхности пластины относится отклонение от плоскостности, частными случаями которого являются вогнутость или выпуклость.

В предыдущей главе установлено, что при ПТПШ возникают радиальные растягивающие остаточные напряжения. После снятия детали с приспособления остаточные напряжения приводят пластину к деформации подобно тому, как пластина деформируется при внешнем нагружении. Для исследования возникающих деформаций пластины необходимо определить эквивалентное остаточным напряжениям внешнее усилие  $p$ , развивающее аналогичную деформацию (рис. 4.2).

Остаточные напряжения уменьшаются по глубине тем быстрее, чем меньше скорость детали (см. рис. 3.13). В точке приложения силы резания напряжения оказались бы бесконечно большими, что не соответствует действительности – их значение ограничено пределом текучести обрабатываемого материала  $\sigma_T$  [10]. Поэтому принимаем, что напряжения на глубине менее и равно  $y_{\sigma T}$  равны пределу текучести ( $\sigma_r=\sigma_T$ ).

Величина глубины  $y_{\sigma T}$ , соответствующей распространению радиальных напряжений, равных пределу текучести, зависит от приложенной силы резания, и ее можно определить численным методом как

$$y_{\sigma T} = 0,0017 P_{\Sigma\Sigma}^{0,58}. \quad (4.2)$$

По принятой ранее модели усилие  $p$  распределено равномерно, направлено в положительном направлении оси  $y$  – действует как растягивающее усилие. Таким образом, для определения  $p$  выражение (3.29) необходимо интегрировать по  $y$  от  $y_{\sigma T}$  до  $d$  – толщины пластины – и прибавить напряжения, равные  $\sigma_T$  и распространенные по глубине от 0,002 мм до  $y_{\sigma T}$ :

$$p = \int_{y_{\sigma T}}^d \sigma_{y_{ocm}} dy = \int_{y_{\sigma T}}^d \frac{1}{y} \left[ -C_1 \frac{P_{z\bar{z}}}{b_{uu}} ch^n (C_3 \theta_0 + C_2) \cos^3 \theta_0 + \frac{2P_{z\bar{z}}}{\pi b_{uu}} \left( \frac{1}{f_{uu}} \cos \theta_1 + \sin \theta_1 \right) \cos^3 \theta_1 \right] dy + \sigma_T (y_{\sigma T} - 0,002).$$

Величина 0,002 мм принята для исключения неоднородности поверхностного слоя. После интегрирования получаем

$$p = \left[ -C_1 \frac{P_{z\bar{z}}}{b_{uu}} ch^n (C_3 \theta_0 + C_2) \cos^3 \theta_0 + \frac{2P_{z\bar{z}}}{\pi b_{uu}} \left( \frac{1}{f_{uu}} \cos \theta_1 + \sin \theta_1 \right) \cos^3 \theta_1 \right] \times (\ln d - \ln y_{\sigma T}) + \sigma_T (y_{\sigma T} - 0,002). \quad (4.3)$$

Для стали 30ХГСА выражение (4.3) примет вид

$$p = P_{z\bar{z}} \left[ - (0,669 \frac{1}{b_{uu}} ch^{0,09} (10,1\theta_0 + 3,36) \cos^3 \theta_0 + \frac{2}{\pi b_{uu}} \left( \frac{1}{f_{uu}} \cos \theta_1 + \sin \theta_1 \right) \cos^3 \theta_1 \right] (\ln d - \ln y_{\sigma T}) + \sigma_T (y_{\sigma T} - 0,002)$$

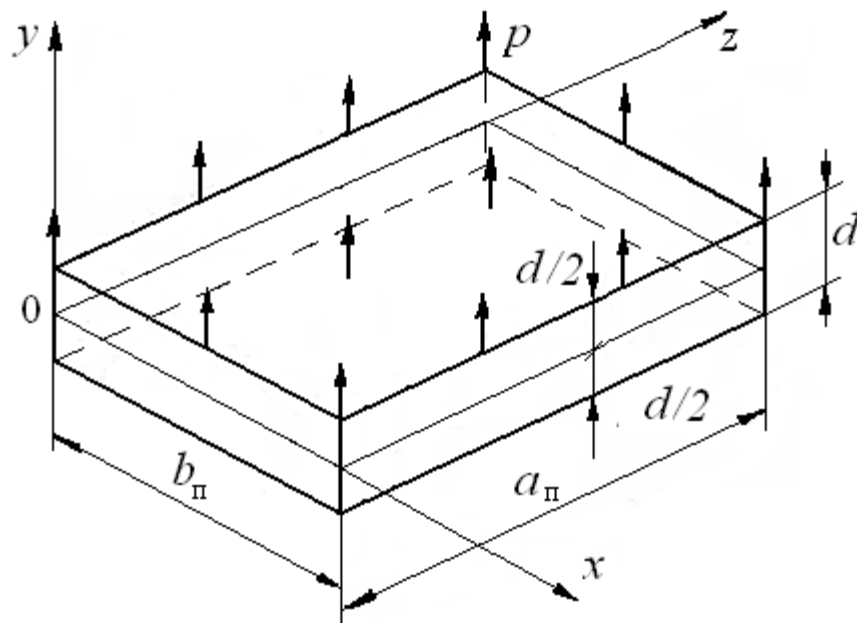


Рис.4.2. Прямоугольная пластина с равномерно распределенной нагрузкой  $p$

Результаты расчета значений усилия  $p$  по (4.3) для условий ПТПШ стали 30ХГСА ( $H_V=4621$  МПа,  $\sigma_T=1080$  МПа),  $n=0,09$ , при глубине резания  $t=0,03$  мм, для разных скоростей детали  $V_0$  и соответствующих ширинах зоны контакта  $b_{uu}$ ,

значениях глубины приложения усилия  $y_{от}$  и максимальных силах резания  $P_{zmax}$  и  $P_{ymax} = P_{zmax} f_{ui}$  приведены в таблице 4.1. Усилие  $p$  определено для значений толщины пластины  $d=10$  мм и  $d=1,3$  мм (см. рис. 1.9 – эскиз контрольной пластины).

Таблица 4.1

Значения усилия  $p$  и параметров ПТПШ

$V_{\partial}$ , м/с	$b_{ui}$ , мм	$y_{от}$ , мкм	$P_{zmax}$ , Н	$P_{ymax}$ , Н	$p$ , Н/мм <sup>2</sup>	
					$d=10$ мм	$d=1,3$ мм
0,05	0,39	0,7	0,24	0,57	3,52	2,77
0,08	0,63	1,6	0,79	1,88	6,32	4,78
0,17	1,33	4,3	5,43	12,53	18,94	13,95
0,25	1,93	8,0	14,7	35,00	32,50	23,20

Изменение значения усилия  $p$  при возрастании толщины пластины для разных скоростей детали  $V_{\partial}$  проиллюстрировано на рис. 4.4. Сравнивая характер изменения радиальных остаточных напряжений  $\sigma_{y_{ост}}$  по глубине  $y$  на рис. 4.3 и изменение  $p$  на рис. 4.4, можно сделать вывод, что для толщин пластины свыше 10 мм возрастание усилия и изменение остаточных напряжений незначительны. Рис.4.3 аналогичен с рис. 3.13 для больших значений глубины  $y$ .

При построении расчетных моделей деформации тонких пластин в инженерной практике применяются две основные гипотезы [8, 11, 23, 105]. Обе они используют то обстоятельство, что толщина пластины мала по сравнению с ее размерами в плане,  $d/a_{п} < 0,1$  и  $d/b_{п} < 0,1$  (рис. 4.2).

Первая гипотеза утверждает, что нормаль к срединной поверхности пластины остается нормалью к ней после деформации. Совокупность точек, лежавших до деформации на прямой, перпендикулярной к срединной плоскости, остается на прямой, нормальной к деформированной поверхности. Считается, что прямолинейный элемент при перемещениях сохраняет свою длину. Эта гипотеза – гипотеза жесткой нормали.

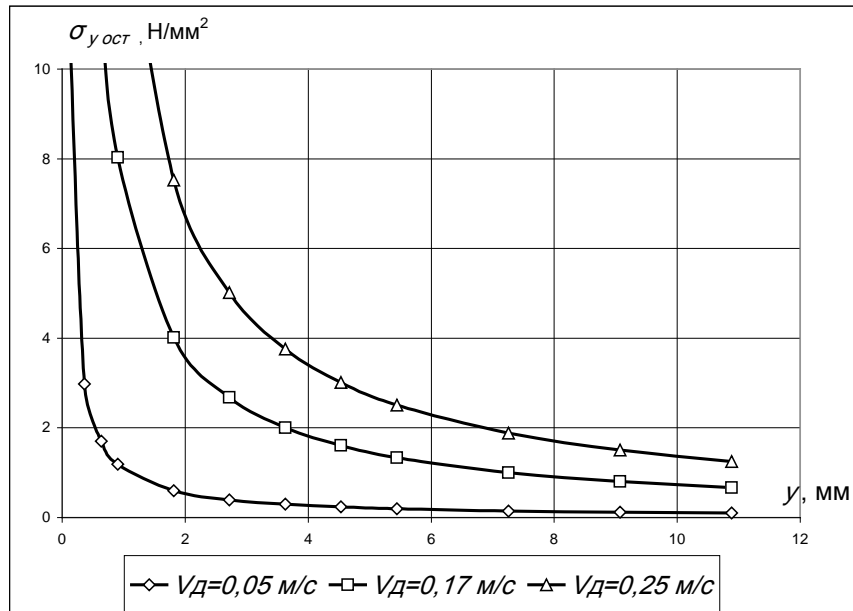
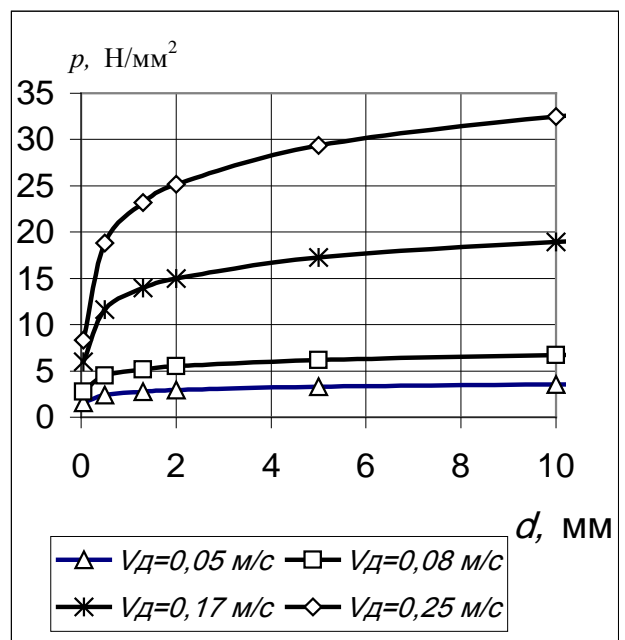
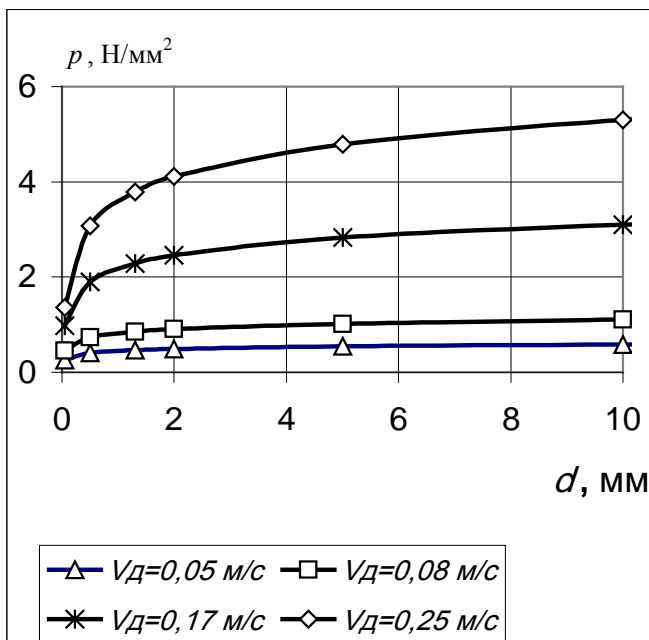


Рис.4.3. Зависимость декартовых компонент остаточных напряжений от силы резания и глубины  $y$ . Материал: сталь 30ХГСА,  $n=0,09$ ; параметры режима ПТПШ:  $t=0,04$  мм; при  $V_d=0,05$  м/с ( $P_{zmax}=0,87$  Н,  $b_{ш}=0,39$  мм); при  $V_d=0,17$  м/с ( $P_{zmax}=19,72$  Н,  $b_{ш}=1,33$  мм); при  $V_d=0,25$  м/с ( $P_{zmax}=53,55$  Н,  $b_{ш}=1,93$  мм);  $f_{ш}=0,42$ ; круг 24AF25L7V



а

б

Рис. 4.4. Изменение внешнего усилия  $p$  как интегральной суммы остаточных напряжений в зависимости от толщины пластины  $d$ : (а) – при глубине резания  $t=0,02$  мм, (б) – при  $t=0,03$  мм



По второй гипотезе напряженное состояние в точке пластины является двуосным; нормальными напряжениями в площадках, параллельных поверхности в плане, можно пренебречь.

Напряжения и деформации тела определяются построением и дальнейшим решением разрешающего уравнения. Порядок расчета следующий:

- определение уравнений, описывающих геометрию деформаций;
- построение физических уравнений, устанавливающих связь деформаций и напряжений;
- построение статических уравнений равновесия и разрешающего уравнения;
- решение разрешающего уравнения.

Рассмотрим прямоугольную пластину в системе координат  $x, y, z$  (рис. 4.5). До деформации показан элемент пластины и срединная поверхность в плоскостях  $xu$  (а) и  $zy$  (б). После деформации изображена только срединная плоскость.

Точка  $A_0$  лежит на срединной поверхности, после деформации она получает смещения  $u_0$  по координате  $x$ ,  $v_0$  по координате  $y$  и  $w_0$  по координате  $z$ . Точка  $A$ , до деформации отстоящая на расстоянии  $y, z$  от точки  $A_0$ , после деформации переходит в точку  $A^*$ , перемещается по трем координатам на величины  $u, w, v$ :

- по  $x$   $u = u_0 + y \cdot \sin \varphi_x \approx u_0 + y \varphi_x$  (из-за малой величины угла поворота нормали  $\sin \varphi_x \approx \varphi_x$ );
- по  $z$   $w = w_0 + y \cdot \sin \varphi_z \approx w_0 + y \varphi_z$  ( $\sin \varphi_z \approx \varphi_z$ );
- по  $y$   $v = v_0$  (в связи с допущением о том, что прямолинейный нормальный элемент сохраняет свою длину, перемещение  $v$  является общим для всех точек прямолинейного элемента).

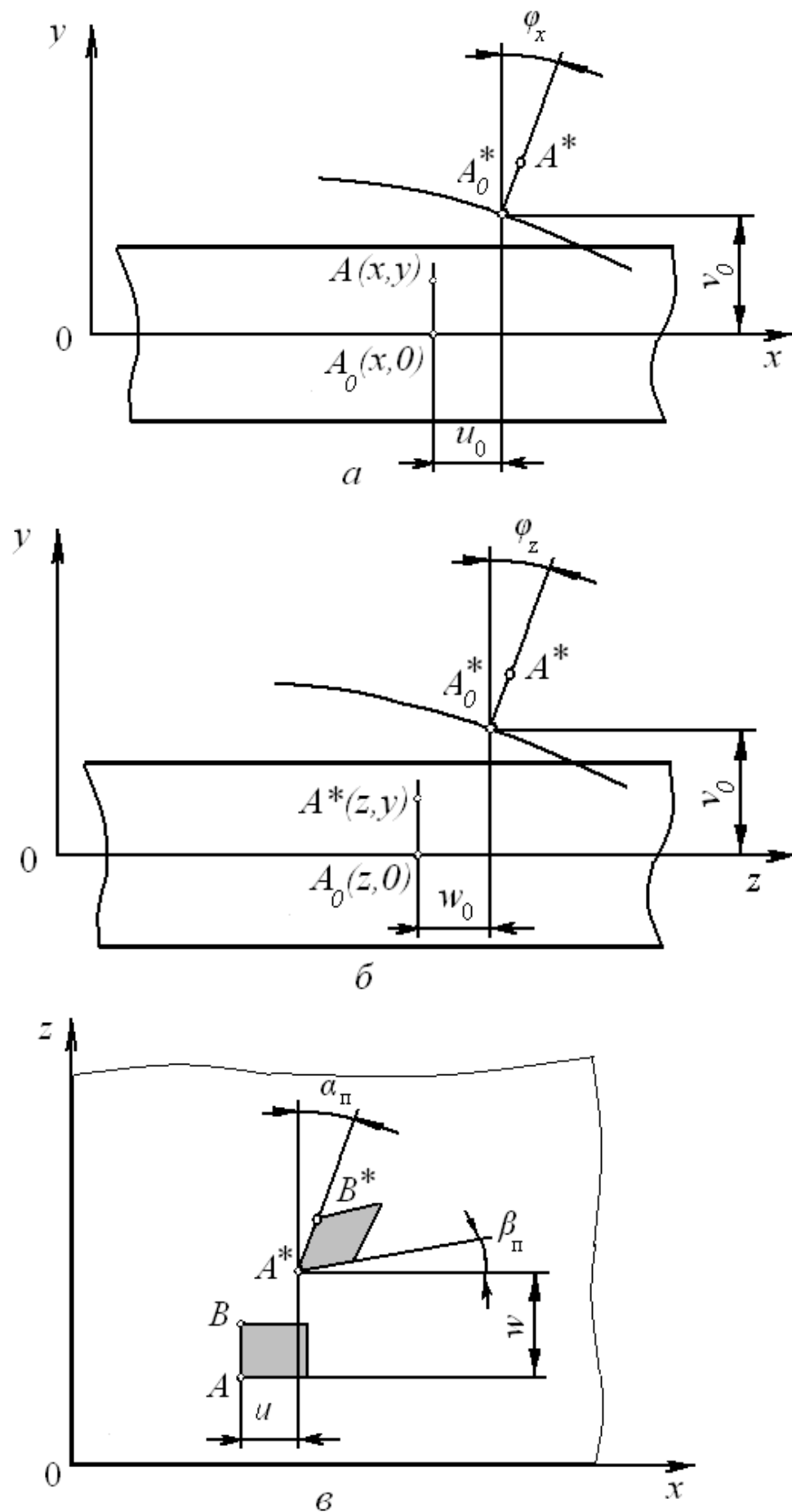


Рис. 4.5. Деформации изгиба прямоугольной пластины: *a* – в плоскости  $xy$ ,  
*б* – в плоскости  $zy$ , *в* – в плоскости  $xz$

В результате воздействия усилия  $p$  возникает также деформация сдвига:  $\gamma_{xz}$  – угол поворота проекции элементарного параллелепипеда на плоскость  $zx$ .  $\gamma_{xz}$  определяется как сумма двух углов  $\alpha_{\Pi}$  и  $\beta_{\Pi}$  (рис. 4.5, в),  $\gamma_{xz} = \alpha_{\Pi} + \beta_{\Pi}$ .

Так как углы  $\alpha_{\Pi}$  и  $\beta_{\Pi}$  малы и для них справедливы соотношения

$$\alpha_{\Pi} \approx \operatorname{tg} \alpha_{\Pi} \text{ и } \beta_{\Pi} \approx \operatorname{tg} \beta_{\Pi},$$

то угол поворота [8, 11]

$$\gamma_{xz} = \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} = \gamma_{xz0} + y \left( \frac{\partial \varphi_x}{\partial z} + \frac{\partial \varphi_z}{\partial x} \right).$$

Учитывая, что

$$\varphi_x = -\operatorname{arctg} \frac{\partial v}{\partial x} \approx -\frac{\partial v}{\partial x}, \quad \varphi_z = -\operatorname{arctg} \frac{\partial v}{\partial z} \approx -\frac{\partial v}{\partial z},$$

получаем геометрические уравнения данной задачи

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} = \varepsilon_{x0} - y \frac{\partial \varphi_x}{\partial x}, \quad \varepsilon_z = \varepsilon_{z0} - y \frac{\partial \varphi_z}{\partial z}, \quad \varepsilon_y = \varepsilon_{y0}, \quad \gamma_{xz} = \gamma_{xz0} - 2 \frac{\partial^2 v}{\partial x \partial z}.$$

Физические уравнения – соотношения напряжений и деформаций по закону Гука при двусосном напряженном состоянии определяются как [8, 11]

$$\sigma_x = \frac{E}{1-\mu^2} (\varepsilon_x + \mu \varepsilon_z), \quad \sigma_z = \frac{E}{1-\mu^2} (\varepsilon_z + \mu \varepsilon_x), \quad \tau_{xz} = \frac{E}{2(1+\mu)} \gamma_{xz}.$$

Уравнения равновесия представляются в виде [8]

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} &= 0, \\ \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} &= 0, \\ \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} &= 0. \end{aligned} \tag{4.4}$$

Интегрируя первое и третье уравнения (4.4) и используя граничные условия на верхней и нижней поверхностях пластины (при  $y = \pm d/2$   $\tau_{xy} = \tau_{zy} = 0$ ) для определения постоянной интегрирования, находим касательные напряжения  $\tau_{xy}$  и  $\tau_{zy}$ . Для определения разрешающего дифференциального уравнения изогнутой срединной поверхности из второго уравнения (4.4) найдем  $\sigma_y$ , подставляя найденные выражения для  $\tau_{xy}$ ,  $\tau_{zy}$ . Интегрируя  $\sigma_y$ ,

получаем искомое разрешающее уравнение – уравнение изогнутой поверхности [8]

$$\frac{\partial^4 v}{dx^4} + \frac{2\partial^4 v}{\partial x^2 \partial z^2} + \frac{\partial^4 v}{\partial z^4} = \frac{p}{J}, \quad (4.5)$$

где  $J = \frac{Ed^3}{12(1-\mu^2)}$  – жесткость пластины при изгибе.

Решение разрешающего уравнения определяет величину прогиба пластины  $v$  по координате  $y$ . Уравнение (4.5) может иметь множество решений в виде функций переменных  $x$  и  $z$ . Для того чтобы решение являлось единственным решением поставленной задачи, оно должно одновременно удовлетворять начальным и граничным условиям. Начальные условия задаются распределением напряжений в начальный момент времени. Граничные условия определяются видом крепления пластины. Рассмотрим метод определения прогиба опертой по краям прямоугольной пластины. В этом случае отсутствуют деформации по периметру.

#### 4.3. Расчет прогиба прямоугольной пластины

На опертую по краям пластину действует равномерно распределенная нагрузка  $p$  (рис. 4.6). Для определения прогиба используем метод Б.Г. Галеркина [8].

Зададимся уравнением изогнутой поверхности пластины так, чтобы удовлетворить только граничные условия, примем [8]

$$v = C \sin \frac{\pi z}{a_n} \sin \frac{\pi x}{b_n}. \quad (4.6)$$

Действительно, при таком уравнении для  $v$  прогиба и вторые производные от  $v$  для всех четырех краев пластины равняются нулю. Однако, подставляя производные от (4.6) в левую часть (4.5), имеем

$$\frac{\partial^4 v}{dx^4} + \frac{2\partial^4 v}{\partial x^2 \partial z^2} + \frac{\partial^4 v}{\partial z^4} = C\pi^4 \left( \frac{1}{a_n^2} + \frac{1}{b_n^2} \right)^2 \sin \frac{\pi z}{a_n} \sin \frac{\pi x}{b_n}. \quad (4.7)$$

Таким образом, при выбранном уравнении для  $v$ , хотя и удовлетворяются граничные условия, левая часть (4.7) получена переменной величиной, тогда как по (4.5) она должна быть величиной постоянной, а именно  $p/J$ . Поэтому попытаемся удовлетворить (4.5) в интегральном смысле или в среднем для всей площади пластины. Для этого обе части уравнения (4.5) умножим на принятое уравнение (4.6) для  $v$ , проинтегрируем результат для всей площади пластины. Приравнявая интегральные величины

$$C\pi^4\left(\frac{1}{a_n^2} + \frac{1}{b_n^2}\right)^2 \frac{a}{2} \cdot \frac{b}{2} = \frac{p}{J} \cdot \frac{2a}{\pi} \cdot \frac{2b}{\pi},$$

получаем выражение для постоянной  $C$ :

$$C = \frac{16p}{\pi^6 J \left(\frac{1}{a_n^2} + \frac{1}{b_n^2}\right)^2}.$$

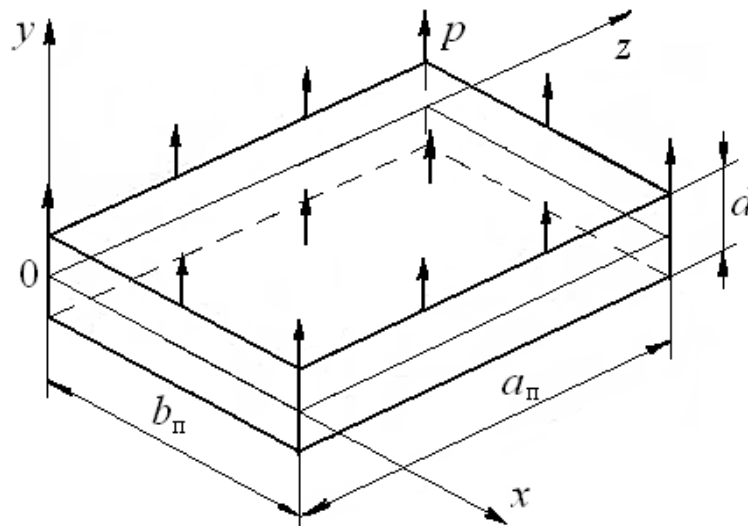


Рис. 4.6. Схема определения прогиба прямоугольной пластины

Подставляя  $C$  в (4.6), получаем окончательное выражение для определения прогиба

$$v = \frac{16pa_n^4b_n^4}{\pi^6J(a_n^2 + b_n^2)^2} \sin \frac{\pi z}{a_n} \sin \frac{\pi x}{b_n}. \quad (4.8)$$

Определим прогиб в геометрическом центре пластины для приведенных в таблице 4.1 параметров ПТПШ в зависимости от толщины пластины и скорости детали. Длина пластины  $a_{\text{п}}=76$  мм, ширина  $b_{\text{п}}=19$  мм, толщина  $d=1,3; 2; 3$  мм, глубина шлифования  $t=0,02; 0,03$  мм. Так как остаточные напряжения и усилие

$\rho$  возрастают с увеличением скорости детали  $V_d$  и глубины шлифования  $t$ , прогиб также имеет аналогичную зависимость – возрастает с увеличением  $V_d$  и  $t$  (рис. 4.7). Влияние на прогиб толщины пластины значительно, что объясняется тем, что значение момента инерции  $J$  по (4.5) прямо пропорционально значению толщины пластины в третьей степени.

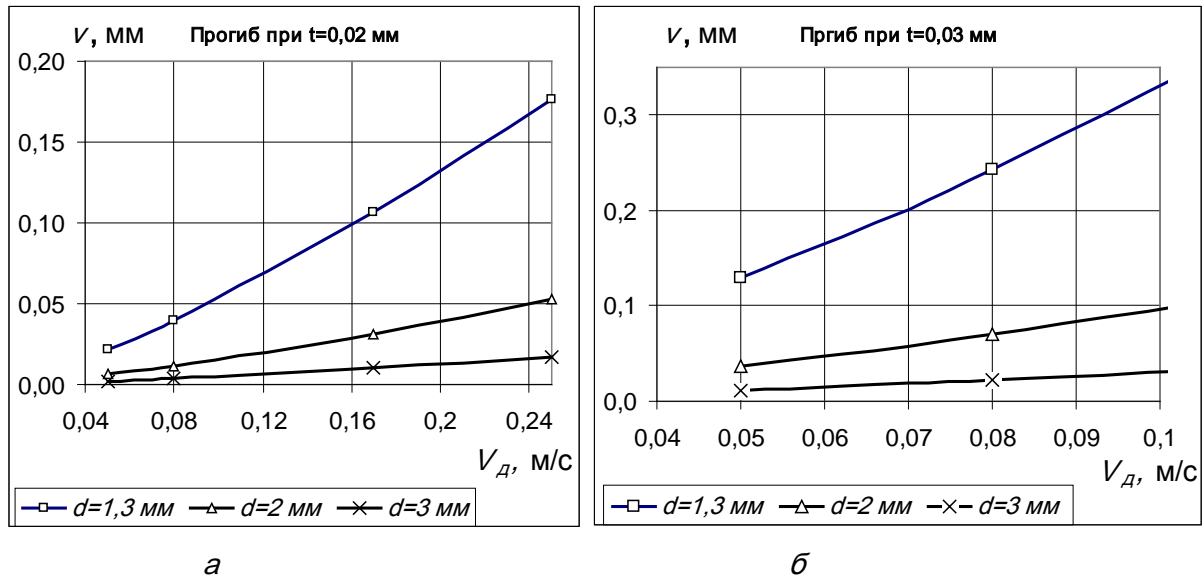


Рис. 4.7. Прогиб от остаточных напряжений после ПТПШ в геометрическом центре опертой прямоугольной пластины в зависимости от толщины пластины  $d$  и скорости детали  $V_d$ , при глубине шлифования  $t=0,02$  мм (а), при  $t=0,03$  мм (б)

Для контрольной пластины, приведенной на рис. 1.9, необходимо обеспечить отклонение от плоскостности не более 0,03 мм. Величина отклонения определяется прогибом, рассчитанным по (4.8). По рис. 4.7 видно, что такое требование обеспечивается только при глубине резания не более  $t=0,02$  мм и при скорости детали не более  $V_d = 0,05$  м/с. При таких режимах по (4.8) прогиб  $v=0,021$  мм, который меньше допустимого, равного 0,03 мм.

#### 4.4. Выводы

1. Определены деформации и перемещения пластины при ПТПШ. Установлено, что пластина испытывает деформацию сжатия, происходящую на глубине до 15 мкм для пластин из закаленной стали при скорости детали

$V_{\delta}=0,25$  м/с и глубине шлифования  $t=0,04$  мм. При меньших скоростях детали ( $V_{\delta}<0,17$  м/с) и глубинах шлифования ( $t<0,04$  мм) сжатие на глубинах больше 3 мкм практически не наблюдается

2. Получено аналитическое выражение для определения эквивалентного остаточным напряжениям внешнего усилия, приводящего пластину к аналогичной деформации. По принятой модели внешнее усилие распределено равномерно, направлено в положительном направлении оси  $y$  – действует как растягивающее усилие. Установлено, что для толщин пластины свыше 10 мм возрастание усилия, эквивалентного остаточным напряжениям, незначительно.

3. Рассчитан прогиб в геометрическом центре опертой по краям прямоугольной пластины. В этом случае отсутствуют деформации по периметру. Для решения разрешающего уравнения использован метод Б.Г. Галеркина.

4. Даны примеры расчета прогиба пластин толщиной 1,3...3 мм от воздействия остаточных напряжений при разных режимах процесса ПТПШ. Установлено, что, так как эквивалентное усилие возрастает с увеличением скорости детали  $V_{\delta}$  и глубины шлифования  $t$ , прогиб также имеет аналогичную зависимость – возрастает с увеличением  $V_{\delta}$  и  $t$ . Влияние на прогиб толщины пластины значительно – обратно пропорционально значению толщины пластины в третьей степени.

## ГЛАВА 5. ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ПОКАЗАТЕЛЕЙ КАЧЕСТВА ТОНКОСТЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ ПРИ ПЛОСКОМ ТОРЦОВОМ ПЛАНЕТАРНОМ ШЛИФОВАНИИ

В предыдущих главах работы, используя найденные значения составляющей силы резания  $P_{zmax}$  по (1.13) при значениях угла поворота водила планетарной головки, соответствующих максимальному значению проекции  $P_z$  на направление вектора скорости детали по табл.(3.3), коэффициента тепловода в деталь  $\beta$  по (2.7) и теплонапряженности процесса плоского торцового планетарного шлифования пластин по (3.19) для различных параметров режима шлифования, определены по (3.29) суммарная фиктивная сила резания  $P_{z\Sigma}$ , величины и знаки остаточных напряжений по (3.32), а также аналитически по (4.8) рассчитана характеристика точности пластин (отклонение от плоскостности) – прогиб в геометрическом центре.

Проведенный теоретический анализ позволил прогнозировать выходные характеристики процесса и установить пути управления ими для повышения качества обработки при требуемой производительности.

Так как при постановке решаемых задач производится определенная схематизация процесса, отличающаяся от реальных условий ПТПШ, действительные функциональные и качественные характеристики процесса могут отличаться от рассчитываемых. Оценкой достоверности выбора расчетных схем и адекватности построенных моделей служит сопоставление расчетных данных с данными, получаемыми экспериментально.

### 5.1. Методика проведения экспериментальных исследований

#### 5.1.1. Оборудование и инструмент

Исследования процесса ПТПШ проводились на плоскошлифовальном станке модели 3Г71 (рис. 5.1). Образцы устанавливаются и закрепляются на



магнитной плите 100x250 7208-0001 ГОСТ 16528-87, установленной на специальном кронштейне, закрепленном на столе станка.

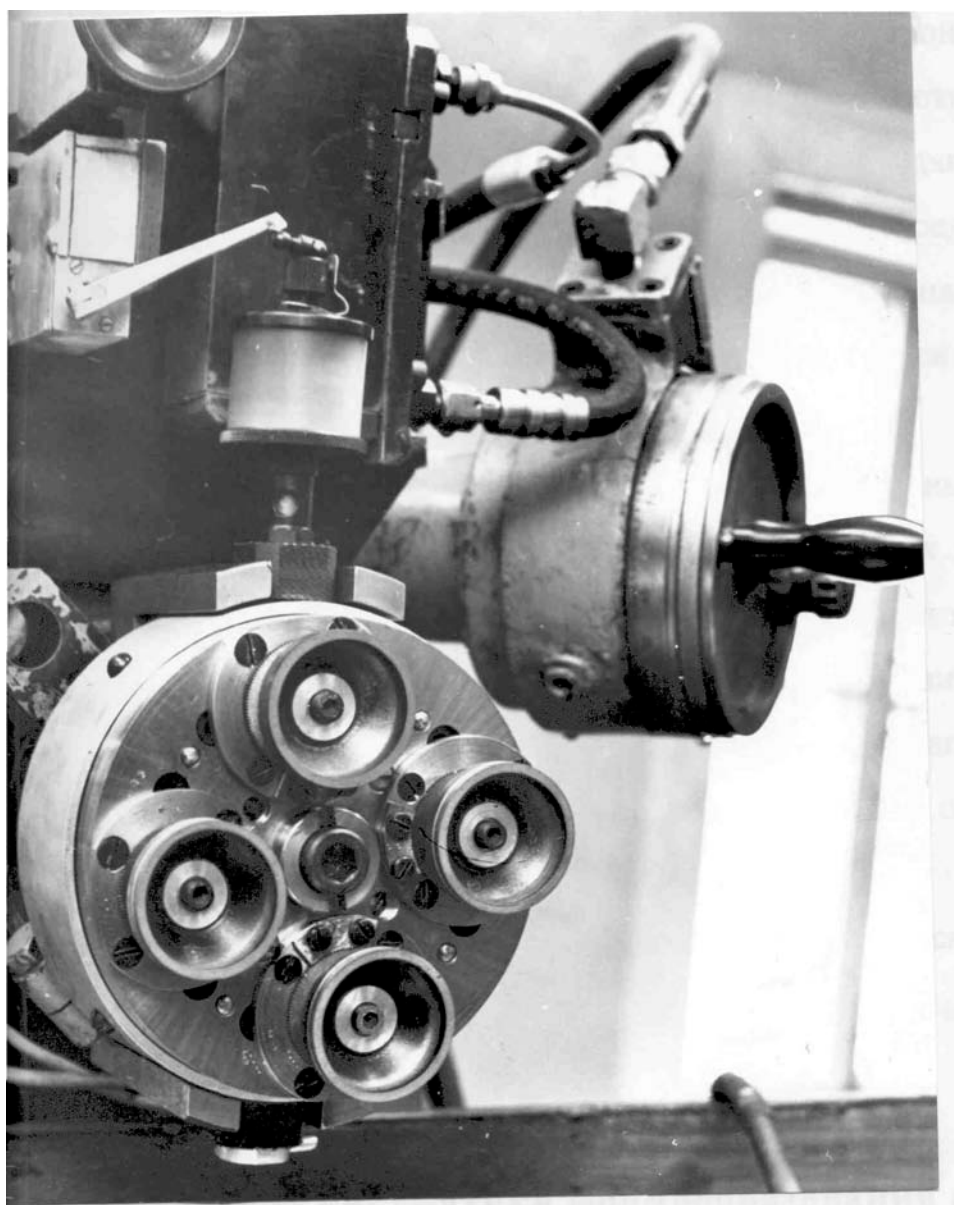


Рис. 5.1. установка планетарной головки на плоскошлифовальный станок 3Г71

Для экспериментов использовались отечественные шлифовальные круги чашечной формы типа 6 50x25x13 24AF (25, 40) L7V: шлифовальный абразивный материал – электрокорунд белый марки 24А; зернистости F25 и F40, твердость круга – L; номер структуры – 7; связка – V – керамическая. Круги устанавливались на осях сателлитов планетарной головки. Круги были проверены на пескоструйном приборе на соответствие величины их фактической твердости к указанной маркировке. Проверялась также плотность

кругов, и проводились их испытания на разрыв на стенде. Правка кругов производилась алмазно-металлическим карандашом на режимах, рекомендуемых в работах [7, 96, 113]: поперечная подача 0,01- 0,03 мм /ход, продольная подача 0,1 – 0,3 мм/мин, число ходов 2-3.

### 5.1.2. Исследуемые материалы и образцы

Экспериментальные исследования проводились на термообработанных (закалка, отпуск) по серийным технологиям образцах из следующих материалов:

- сталь инструментальная быстрорежущая P18 (термообработка – закалка, стабилизирующий отпуск  $T= 160$  °С, HRC 62...64). Размер, материал и технические условия на изготовление образцов приведены на рис. 5.2.

- сталь конструкционная легированная 30ХГСА (термообработка – закалка, стабилизирующий отпуск,  $T= 500$  °С, HRC 45...50). Размеры и технические условия на изготовление образцов приведены на рис. 1.9;

- сталь углеродистая инструментальная У8А (термообработка – закалка, стабилизирующий отпуск  $T= 160$  °С, HRC 45...50).

Образцы вырезались электроэрозионным способом, исключая их деформации и изменение исходного физико-механического состояния поверхностного слоя.

С целью устранения неоднородности поверхностного слоя материала после термообработки (повышенное содержание карбидов в поверхностном слое, возможное обезуглероживание) образцы предварительно шлифовались со снятием припуска 0,05-0,08 мм на легких режимах (глубина резания  $t=0,01$  мм, скорость детали  $V_d=0,05$  м/с).

### 5.1.3. Исследуемые факторы и условия проведения эксперимента

С целью установления технологических возможностей процесса ПТПШ исследовались остаточные напряжения от силового и температурного факторов в шлифованных образцах.

Режимы шлифования устанавливались с учетом рекомендаций литературных источников [95], руководящих технических материалов и производственного опыта (табл. 5.1). Шлифование проводилось без охлаждения, торцами кругов, рабочая поверхность которых перед каждым опытом заправлялась алмазно-металлическим карандашом. Образцы устанавливались перед шлифованием таким образом, чтобы их продольная ось совпадала с геометрическим центром планетарной головки, что обеспечивает соответствие реального процесса шлифования принятым расчетным моделям для теоретического описания силовых и температурных характеристик.

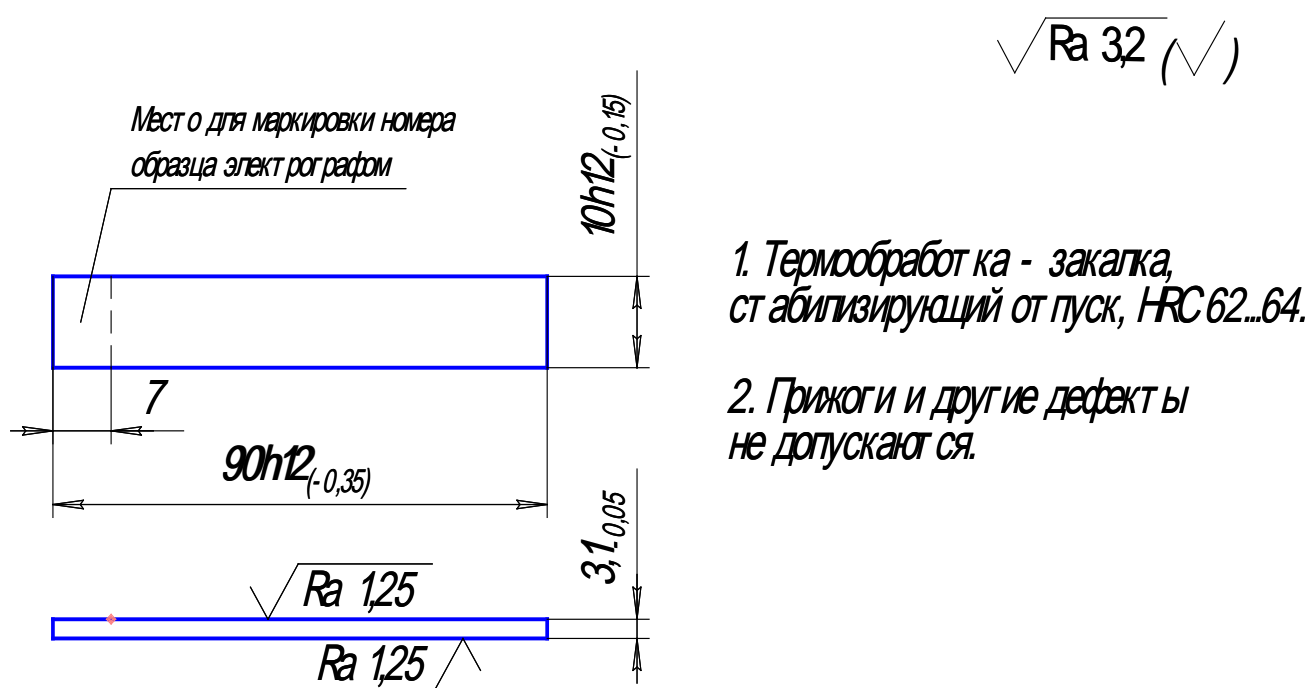


Рис. 5.2. Размеры и технические условия на изготовление образцов из стали P18

Шлифование производилось без выхаживания. Это делалось с целью получения более объективной картины формирования качественных показателей обрабатываемой поверхности для выбранных параметров режима обработки.

Таблица 5.1

Режимы чистового плоского торцового шлифования сталей на станках с прямоугольным столом

Стали			Обра- баты-вае- мость	Свойства сталей					Шлиф. круг	Режимы шлифования		
Группа		Марка		прочность, Мпа		плас.	Мод. упр. Е, Мпа	Тверд.		$V_k$ , м/с	$V_d$ , м/мин	$t$ , мм
ISO	по ГОСТ			$\sigma_B$	$\sigma_T$	$\delta, \%$						
Р отжиг	сталь конструкторная легированная хромом, марганцем, кремнием.	<b>30ХГСА</b>	1,15	615	315	17	194000	НВ 210	24AF25L7V			
	сталь инструментальная углеродистая	<b>У8А</b>	1	750	290	20	209000	НВ 179				
	сталь быстрорежущая	<b>Р18</b>	0,85	840	730	5	221000	НВ 255				
Н закалка+ отпуск	сталь конструкторная легированная хромом, марганцем, кремнием.	<b>30ХГСА</b>	0,66	1620	1080	9	205000	HRC47				
	сталь инструментальная углеродистая	<b>У8А</b>	0,66	1620	1950	9	209000	HRC47				
	сталь быстрорежущая	<b>Р18</b>	0,24	2350	2100	4	228000	HRC63				

Параметры режимов в скобках - рекомендуемые по справочной литературе [ 95 ]

#### 5.1.4. Методика измерения остаточных напряжений

Остаточные напряжения измерялись с использованием метода Н.Н. Давиденкова. Этот метод является разрушающим и основан на измерении деформаций, образующихся в оставшейся части плоского образца по мере удаления травлением деформированных слоев металла. Одновременно с травлением производилась автоматическая запись кривой деформации на приборе ПИОН-2 (рис.5.3).

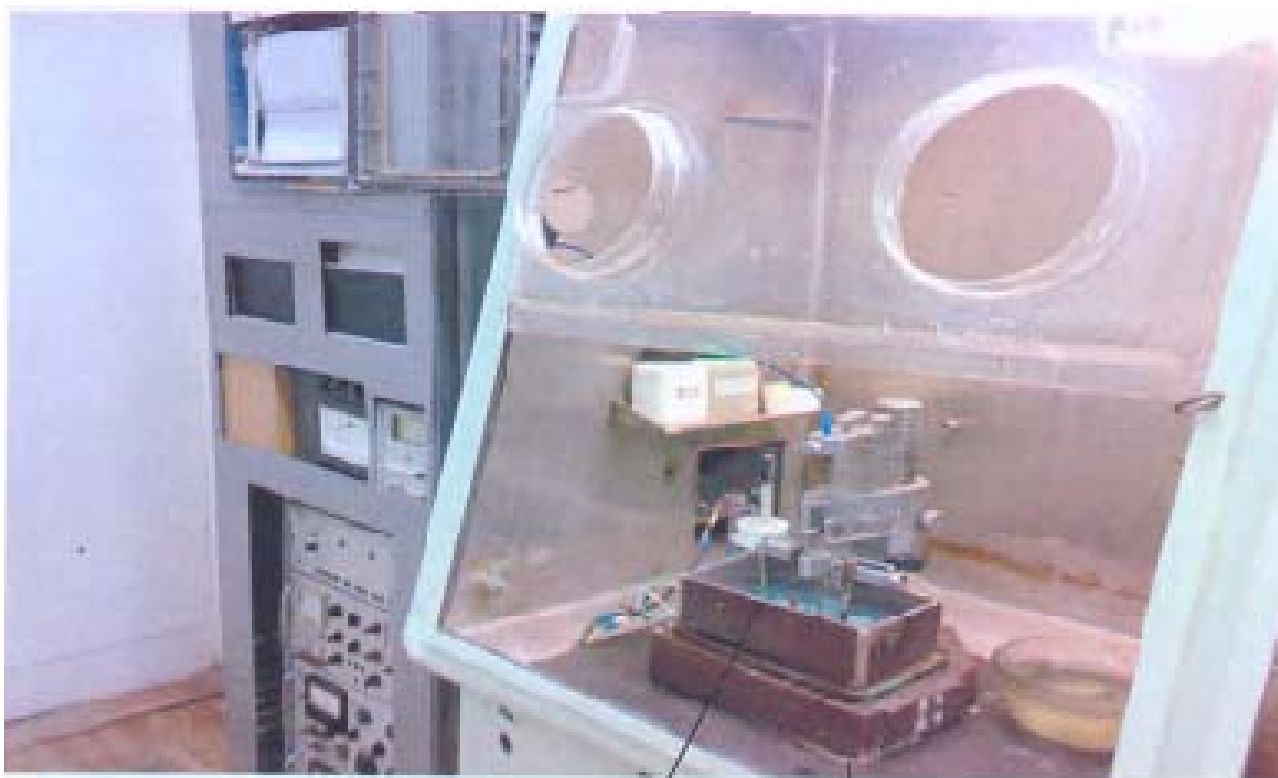


Рис.5.3. Прибор разрушающего контроля остаточных напряжений ПИОН-2

Травление производилось в электролите следующего состава:

- серная кислота  $H_2SO_4$  – 45%;
- фосфорная кислота  $H_3PO_4$  – 51%;
- вода – остальное.

Режим травления:

- плотность тока –  $16 \text{ А/дм}^2$  ;
- температура электролита –  $20^\circ \text{ С}$ .
- скорость травления –  $1 - 1,5 \text{ мкм /мин}$ .

Для построения эпюры распределения остаточных напряжений по глубине необходимо снять травлением слой толщиной  $100 - 120 \text{ мкм}$ .

Перед травлением образцов была удалена окисная пленка, образующаяся при термообработке и плохо поддающаяся стравливанию при нормальных режимах травления. Окисная пленка снимается в печи при температуре  $450-500^\circ \text{ С}$  в течение  $5-25 \text{ мин}$  в электролите следующего состава:  $\text{NaOH}$  (безводный) –  $2/3$  по весу,  $\text{NaCO}_3$  (безводный) –  $1/3$  по весу.

Травление образца на приборе ПИОН-2 выполнялось в следующей последовательности.

1. Образец заливался воском, с нижней (исследуемой) поверхности образца воск удалялся, поверхность обезжиривалась.

2. Образец закреплялся в снятую с прибора подвеску исследуемой поверхностью вниз, измерялось расстояние  $2L$  между пластинами подвесок согласно схеме крепления образца (рис.1.7), и подвеска с образцом установилась на приборе.

3. Ванна с электролитом поднималась на высоту, при которой образец погружается в электролит до половины своей толщины, включался прибор, прогревался в течение  $2-5 \text{ мин}$ , включались ручки управления самописца «запись», «бумага» и ток травления.

4. После окончания травления выключается цепь питания и записи, образец снимается, промывается теплой водой и обезжиривается.

В результате работы прибора и самописца получается зависимость деформации образца от времени.

Для расчета остаточных напряжений по (1.8) величина  $dF/da$  определялась путем проведения ряда касательных к кривой деформации в точках, лежащих на расстояниях от поверхности  $5, 10, 15, 20 \text{ мкм}$ , и далее через  $10 \text{ мкм}$ . Знак напряжений определяется знаком  $dF/da$ . Прогиб считается положительным, если

он направлен выпуклостью в сторону снятого слоя. По условиям  $da$  всегда отрицательно. Так как измерительному стержню прибора сообщается движение со стороны образца, противоположной исследуемой, то необходимо знак  $dF/da$  изменить на обратный. Масштабный коэффициент  $k$  определяется с учетом увеличения прибора, скорости передвижения ленты самописца и скорости травления. На основе полученных значений напряжений строится эпюра остаточных напряжений по глубине образца.

#### 5.1.5. Методика измерения прогиба шлифованного образца

Под действием остающихся в образце напряжений тонкие пластины испытывают деформации в виде прогиба. Схема измерения прогиба с помощью приспособления приведена на рис.5.4.

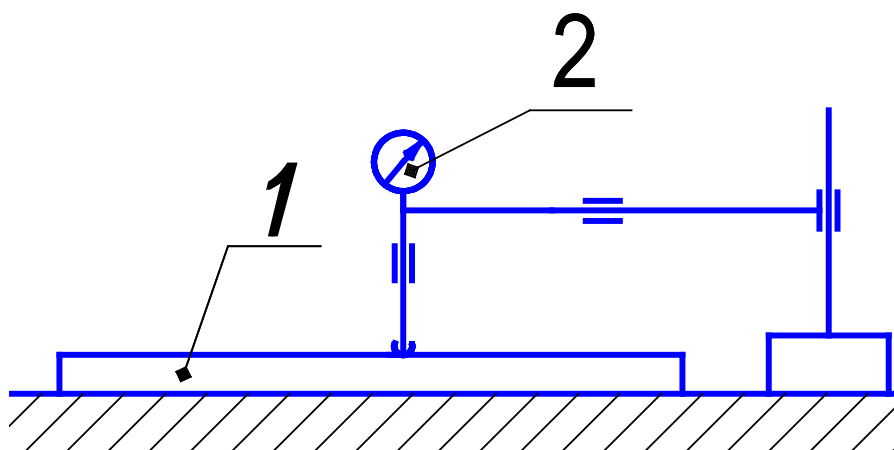


Рис. 5.4. Схема измерения прогиба пластины. 1 – образец (пластина),  
2 – измерительная головка

Пластина  $1$  кладется на контрольный стол. Установленный на кронштейне и консоли прецизионный индикатор часового типа TESA MCA8-1-150 0,0005 (позиция  $2$ ) настраивается на ноль на поверхности стола. Передвигая пластину, измеряем прогиб (вместе с толщиной) по середине пластины. Величина прогиба пластины определяется вычетом из измеренной величины действительной толщины пластины.

### 5.1.6. Математическая обработка результатов экспериментальных исследований

Для получения достоверных результатов экспериментов при исследовании влияния управляемых технологических параметров режима ПТПШ на величину остаточных напряжений и прогиб было проконтролировано не менее пяти образцов.

Результаты пассивного эксперимента по исследованию остаточных напряжений и прогиба обрабатывались с использованием методов математической статистики [26, 42, 94, 112]. При этом рассчитывались следующие характеристики:

- среднее арифметическое значение  $\bar{X}$  исследуемой величины  $x$

$$\bar{X} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i,$$

где  $n$  – общее число наблюдений;

- дисперсия

$$S^2 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{X})^2;$$

- среднеквадратическое отклонение

$$S = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{X})^2};$$

- доверительный интервал  $\Delta X$  – дает представление о точности и надежности оценок,

$$\Delta X = \pm \frac{t_{\alpha, m} S}{\sqrt{n}},$$

где  $t_{\alpha, m}$  – критерий Стьюдента,  $\alpha$  – уровень значимости – вероятность выхода значения параметра за границы принятого распределения;  $m$  – число степеней свободы,  $m = n-1$ ;

- коэффициент вариации

$$v = \frac{S}{\bar{X}},$$



характеризующий стабильность измеряемого параметра. Меньшие значения коэффициента вариации соответствуют большей стабильности.

Статистическая обработка результатов экспериментов проводилась на основании протоколов экспериментальных исследований технологических возможностей процесса ПТПШ. Экспериментальные данные и рассчитанные по приведенным выражениям статистические характеристики приведены в таблицах приложения 1, пример одной из них – в таблице 5.2.

Таблица 5.2

Результаты экспериментальных исследований деформаций образцов и статистическая обработка выборки

$n$	5		
	$V_d = 0,05 \text{ м/с}, t = 0,03 \text{ мм}$		
$N_{обп}$	$x_i, \text{ мм}$	$x_i - x_{cp}, \text{ мм}$	$(x_i - x_{cp})^2, \text{ мм}^2$
1	0,0011	-0,00012	0,0000000144
2	0,001	-0,00022	0,0000000484
3	0,0013	0,00008	0,0000000064
4	0,0015	0,00028	0,0000000784
5	0,0012	-0,00002	0,0000000004
сумма			0,000000148
$\overline{X}_{\text{мм}}$	0,00122		
$S^2, \text{ мм}^2$			0,000000037
$S, \text{ мм}$			0,0001924
$t_{0,05;4}$			2,78
$\Delta X, \text{ мм}$			0,00024
$\nu$			0,1577
Доверительная вероятность			95%

## 5.2. Технологические возможности процесса плоского торцового планетарного шлифования

### 5.2.1. Результаты исследования остаточных напряжений в шлифованных образцах

Эпюры остаточных напряжений в поверхностном слое образцов из стали P18 после плоского торцового планетарного шлифования приведены на рис. 5.5: а – расчетные остаточные напряжения по (3.34), б – экспериментальные.

Относительная погрешность  $\Delta$  расчетных значений остаточных напряжений к экспериментальным на глубине  $y = 0,005$  мм

$$\Delta = \left| \frac{\sigma_{Z_{ост\ экс}} - \sigma_{Z_{ост\ рас}}}{\sigma_{Z_{ост\ экс}}} \right| \cdot 100\% = \left| \frac{-16 - (-13,78)}{-16} \right| \cdot 100\% = 13,9\% .$$

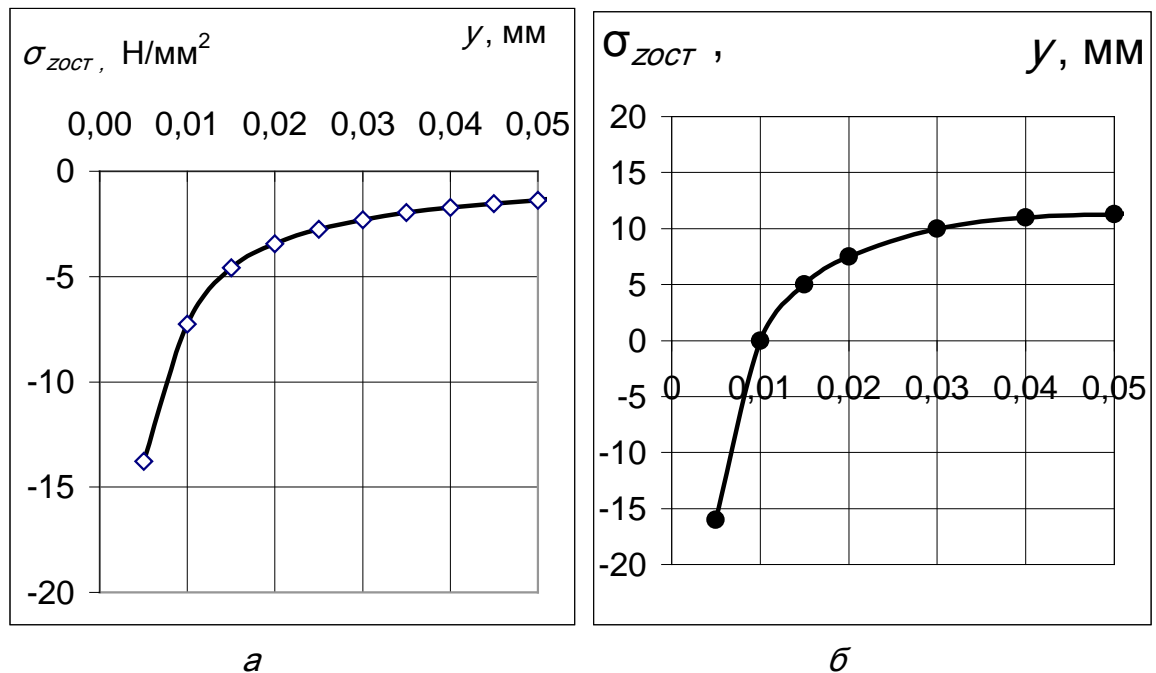


Рис.5.5. Расчетные (а) и экспериментальные (б) эпюры остаточных напряжений в поверхностном слое образцов из стали P18 после плоского торцового планетарного шлифования. Параметры режима ПТПШ: скорость детали  $V_d=0,05$  м/с, глубина  $t=0,02$  мм

### 5.2.2. Результаты исследования деформации шлифованных образцов

Деформация образцов после ПТПШ исследовались при различных сочетаниях параметров режима шлифования. Средние значения прогиба,

рассчитанные по 5 образцам, для глубины резания  $t=0,03$  мм в зависимости от скорости детали  $V_d$  представлены на рис. 5.6.

Возрастание прогиба с увеличением значений глубины резания и скорости детали объясняется возрастанием величин остаточных напряжений, которые в значительной степени зависят от глубины резания и в меньшей мере от скорости детали.

Определим относительную погрешность  $\Delta$  расчетных значений прогиба по сравнению с экспериментальными для глубины резания  $t = 0,03$  мм и скорости детали  $V_d = 0,17$  м/с:

$$\Delta = \frac{|v_{\text{эксп}} - v_{\text{рас}}|}{v_{\text{эксп}}} \cdot 100\% = \frac{|0,0066 - 0,0058|}{0,0066} \cdot 100\% = 12,1\% .$$

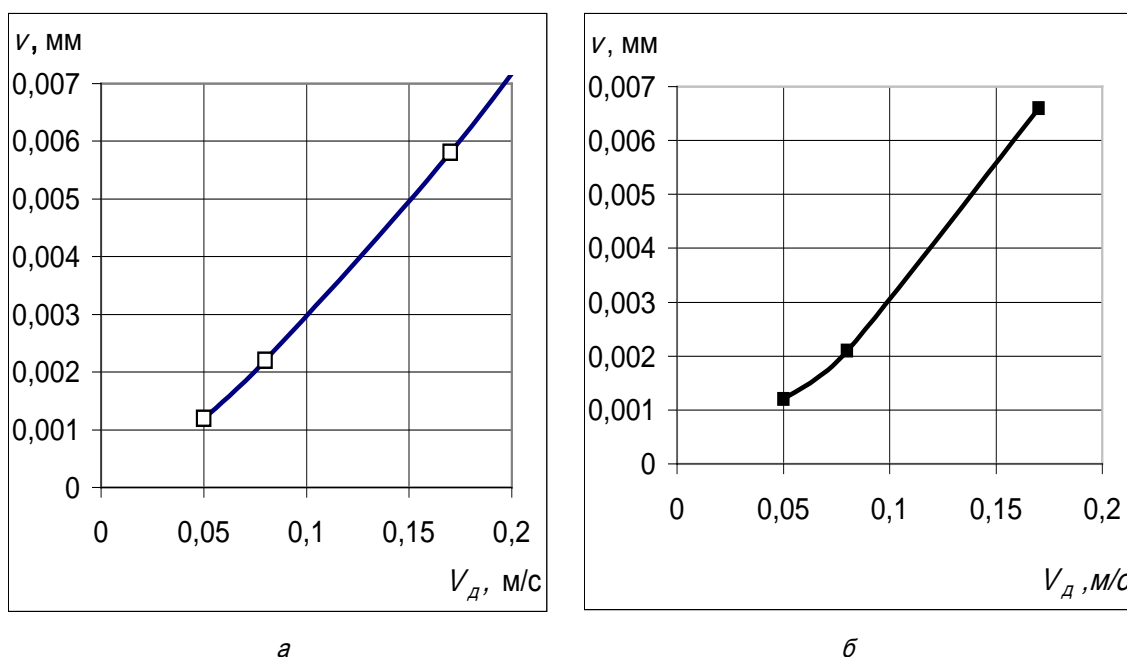


Рис. 5.6. Расчетный (а) и экспериментальный (б) прогибы пластины из стали Р18 в зависимости от скорости детали  $V_d$  при глубине резания  $t=0,03$  мм

### 5.3. Методика определения параметров режима плоского торцового планетарного шлифования, обеспечивающих требуемые геометрические показатели отклонения формы

Для выбора и назначения параметров режима процесса ПТПШ необходимо решить обратную задачу после решения прямой. Прямая задача заключалась в аналитическом расчете прогиба пластины от воздействия остаточных напряжений, которые зависят от силы резания и температуры в зоне обработки и определяются сочетанием управляемых параметров процесса шлифования. Управляемыми параметрами режима процесса ПТПШ являются: глубина шлифования и скорость детали. Таким образом, обратная задача состоит в определении сочетания параметров режима ПТПШ, обеспечивающих требуемые значения прогиба детали. Она решается в следующей последовательности:

1. По допустимому значению прогиба определяется эквивалентная нагрузка;
2. По значениям эквивалентной нагрузки определяется допустимая сила резания;
3. По допустимой силе резания определяются сочетание параметров режима обработки.

#### 5.3.1. Определение эквивалентной нагрузки

Шлифовальные операции относятся к окончательным операциям механообработки. Цель таких операций – получение детали с указанными характеристиками качества согласно требованиям чертежа. При обработке тонких пластин наиболее значимым является геометрический параметр точности – отклонение от плоскостности (прямолинейности), характеризуемое прогибом  $v$ , который определяется по (4.8). Обозначим в этом выражении большую его часть через

$$A1 = 16a_n^4 b_n^4 \frac{1}{\pi^6 (a_n^2 + b_n^2)^2} \sin \frac{\pi z}{a_n} \sin \frac{\pi x}{b_n} \cdot \frac{12(1-\mu^2)}{Ed^3}. \quad (5.1)$$

Тогда  $v = A1p^*$ , где  $p^*$  – эквивалентная нагрузка,

$$p^* = \frac{v}{A1} = \frac{v\pi^6 (a_n^2 + b_n^2)^2}{16a_n^4 b_n^4 \sin \frac{\pi z}{a_n} \sin \frac{\pi x}{b_n}} \cdot \frac{Ed^3}{12(1-\mu^2)}. \quad (5.2)$$

Построим график для определения эквивалентной нагрузки  $p^*$  в зависимости от допустимого значения прогиба  $[v]$  по (5.2) для пластины  $d=1$  мм,  $a_n=50$  мм,  $b_n=20$  мм,  $E=200000$  МПа. Коэффициент Пуассона  $\mu$  для всех сталей принят равным 0,3. Примем эту пластину за базовую и обозначим допустимую нагрузку для нее  $p_B$  (рис.5.7):

$$p_B = 9,255 [v].$$

Для упрощения расчета эквивалентной нагрузки при других значениях  $a_n$ ,  $b_n$ ,  $E$  и  $d$  введем коэффициенты  $K_{pab}$ ,  $K_{pE}$  и  $K_{pd}$ , (табл. 5.3; 5.4; 5.5). Тогда с учетом коэффициентов по ширине и длине, модуля упругости и толщине пластины эквивалентная нагрузка определится как произведение введенных коэффициентов на нагрузку  $p_B$ , определенной по рис 5.7:

$$p^* = p_B K_{pab} K_{pE} K_{pd}. \quad (5.3)$$

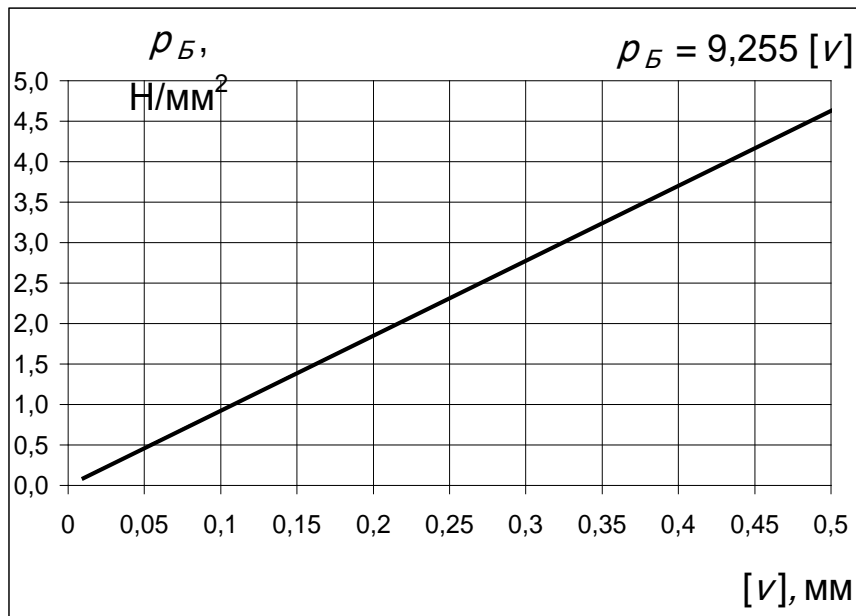


Рис. 5.7. Зависимость эквивалентной нагрузки  $p_B$  от допустимого прогиба  $[v]$  для пластины  $d=1$  мм,  $a_n=50$  мм,  $b_n=20$  мм,  $E=200000$  МПа,  $\mu=0,3$

Таблица 5.3

Значения коэффициента по длине и ширине пластины  $K_{pab}$ 

$a_{п, мм} \backslash b_{п, мм}$	40	45	50	55	60	65	70	75	80	90	100
7,5	40,27	39,70	39,29	38,99	38,76	38,59	38,45	38,34	38,24	38,10	38,00
10	13,42	13,09	12,85	12,69	12,55	12,46	12,37	12,32	12,26	12,18	12,12
12,5	5,87	5,65	5,50	5,39	5,30	5,24	5,19	5,14	5,11	5,06	5,02
15	3,06	2,90	2,789	2,71	2,650	2,61	2,568	2,54	2,516	2,480	2,455
17,5	1,80	1,68	1,60	1,54	1,49	1,46	1,43	1,41	1,39	1,37	1,35
20	1,16	1,05	1,00	0,95	0,917	0,89	0,869	0,85	0,839	0,818	0,803
22,5	0,80	0,72	0,67	0,63	0,60	0,58	0,56	0,55	0,54	0,52	0,51
25	0,475	0,419	0,475	0,367	0,419	0,343	0,387	0,343	0,367	0,353	0,343
27,5	0,45	0,39	0,35	0,32	0,30	0,29	0,28	0,27	0,26	0,25	0,24
30	0,358	0,306	0,271	0,247	0,229	0,216	0,206	0,198	0,191	0,181	0,174
32,5	0,294	0,247	0,216	0,194	0,178	0,167	0,158	0,150	0,145	0,136	0,130
35	0,247	0,204	0,176	0,156	0,142	0,132	0,124	0,118	0,112	0,105	0,100

Таблица 5.4

Значения коэффициента по модулю упругости  $K_{pE}$ 

$E, МПа$	195000	200000	205000	210000	215000	220000	225000	230000
$K_{pE}$	0,975	1,00	1,025	1,05	1,075	1,100	1,125	1,15

Таблица 5.5

Значения коэффициента по толщине пластины  $K_{pd}$ 

$d$	1	1.3	1.5	2	2,5	3	3,5	4	4,5	5
$K_{Pzd}$	1	2,197	3,375	8	15,625	27	42,875	64	91,125	125

Как пример рассмотрим определение коэффициента  $K_{pab} = \frac{p^*}{p_B} = \frac{[v]}{Al} \frac{Al_B}{[v]} = \frac{Al_B}{Al}$

Для этого по (5.1) необходимо рассчитать значения  $Al$  для ряда значений параметров  $a_{п}$ ,  $b_{п}$  и  $Al_B$  для параметров базовой пластины ( $a_{п}=50$  мм,  $b_{п}=20$

мм). Коэффициент определяется как отношение значений  $AI_B$  к  $AI$ . При этом остальные параметры ( $E$  и  $d$ ) принимаются равными параметрам базовой пластины. Таким же образом определяются коэффициенты  $K_{pE}$  и  $K_{pd}$ .

Например, для пластины  $d=1$  мм,  $a_n=100$  мм,  $b_n=35$  мм,  $E=200000$  МПа  $AI=1,0822$ , для базовой пластины  $AI=0,10805$ , коэффициент  $K_{pab}=0,10805/1,0822=0,10$ .

### 5.3.2. Определение допустимого значения силы резания

Для определения значения силы резания, соответствующего допустимой эквивалентной остаточным напряжениям нагрузке  $p^*$ , представим выражение для определения  $p$  (4.3) в виде

$$p = \frac{P_{zz}}{S_u} \left[ -C_1 ch^n (C_3 \theta_0 + C_2) \cos^3 \theta_0 + \frac{2}{\pi} \left( \frac{1}{f_{ш}} \cos \theta_1 + \sin \theta_1 \right) \cos^3 \theta_1 \right] (\ln d - \ln y_{\sigma T}) + \sigma_T (y_{\sigma T} - 0,002),$$

где  $S_u$  – площадь зоны контакта. Обозначим

$$A_2 = \left[ -C_1 ch^n (C_3 \theta_0 + C_2) \cos^3 \theta_0 + \frac{2}{\pi} \left( \frac{1}{f_{ш}} \cos \theta_1 + \sin \theta_1 \right) \cos^3 \theta_1 \right] (\ln d - \ln y_{\sigma T}) + \sigma_T (y_{\sigma T} - 0,002).$$

Тогда  $p = A_2 \frac{P_{zz}}{S_u}$ , а допустимая сила резания  $P_{zz}^* = \frac{p^* S_u}{A_2}$ .

Параметры  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $C_3$  (рис. 3.3) и угол  $\theta_0$  (рис. 3.12) зависят от коэффициента  $n$  в виде:

$$C_1 \approx 0,552n + 0,628; \quad C_2 \approx 0,66n^{-0,66}; \quad C_3 = \frac{\sqrt{1-2n}}{n}, \quad \theta_0 \approx -0,674n + 0,482. \quad (5.4)$$

Угол  $\theta_1$  (при этом значении угла резания упругие напряжения достигают максимума) зависит от коэффициента шлифования по (3.28). При  $f_{ш} = 0,42$  угол  $\theta_1 = 0,135$  рад. Выражения для  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $\theta_0$  и  $\theta_1$  определены численным методом,  $C_3$  – аналитически по (3.9). С учетом выражений (5.4)

$$A_2 = \left[ -(0,55n + 0,63) ch^n \left( \frac{\sqrt{1-2n}}{n} (-0,71n + 0,49) + 0,66n^{-0,66} \right) \cos^3 (-0,72n + 0,49) + \frac{2}{\pi} \left( \frac{1}{0,42} \cos 0,14 + \sin 0,14 \right) \cos^3 0,14 \right] \cdot (\ln d - \ln y_{\sigma T}) + \sigma_T (y_{\sigma T} - 0,002),$$

а допустимая тангенциальная сила резания определится как

$$P_{Z\Sigma}^* = \frac{p^* S_{ш}}{\frac{1}{(\ln d - \ln y_{\sigma T}) + \sigma_T (y_{\sigma T} - 0,002)} \left[ -(0,55n + 0,63)ch^n \left( \frac{\sqrt{1-2n}}{n} (-0,71n + 0,49) + 0,66n^{-0,66} \right) \cos^3(-0,71n + 0,49) + \frac{2}{\pi} \left( \frac{1}{0,42} \cos 0,14 + \sin 0,145 \right) \cos^3 0,14 \right]} \quad (5.5)$$

Зависимости  $A_2$  и  $P_{Z\Sigma}^*$  от коэффициента упрочнения  $n$  при неизменных остальных параметрах  $p^*$ ,  $S_{ш}$ ,  $d$ ,  $y_{\sigma T}$  представлены на рис. 5.8, при этом

$$P_{Z\Sigma} \approx 0,398n + 0,229.$$

Построим график для определения силы резания  $P_{Z\Sigma B}$  в зависимости от допустимого значения нагрузки  $p^*$  для пластины из стали толщиной  $d=1$  мм;  $n=0,1$ ;  $E=200000$  МПа. Площадь зоны контакта  $S_{ш} = 1$  мм<sup>2</sup>, глубина  $y_{\sigma T}$ , соответствующая возникновению напряжений, равных пределу текучести, равна 0,002 мм. Для этих условий выражение (5.5) примет вид

$$P_{Z\Sigma B} = \frac{p^*}{\left[ -(0,679ch^{0,1}(8,944\theta_0 + 3,02)\cos^3 \theta_0 + \frac{2}{\pi} \left( \frac{1}{f_{ш}} \cos \theta_1 + \sin \theta_1 \right) \cos^3 \theta_1 \right] (\ln 1 - \ln 0,002)},$$

или

$$P_{Z\Sigma B} = 0,274 p^*,$$

графическое представление которого дано на рис.5.9.

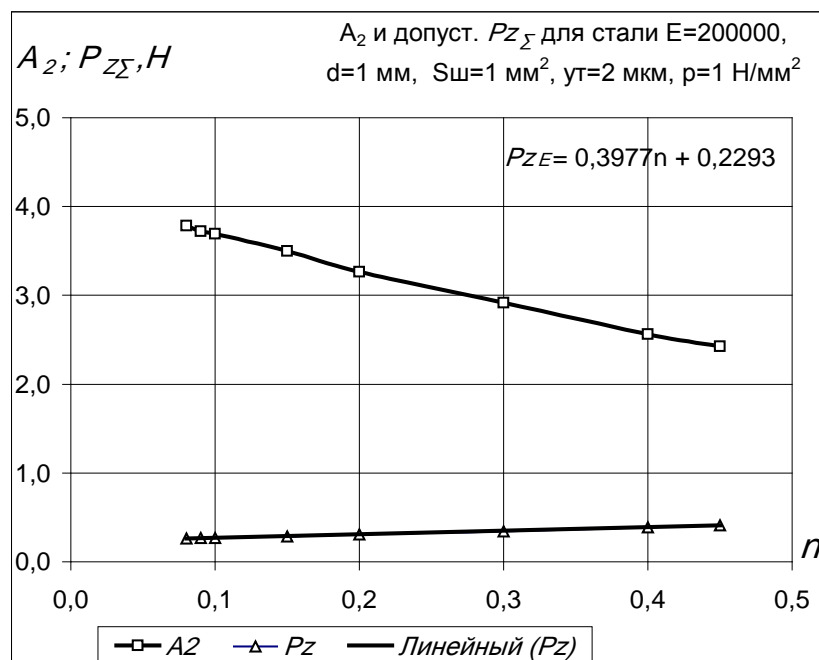


Рис. 5.8. Зависимость  $P_{Z\Sigma}$  и  $A_2$  от коэффициента упрочнения  $n$



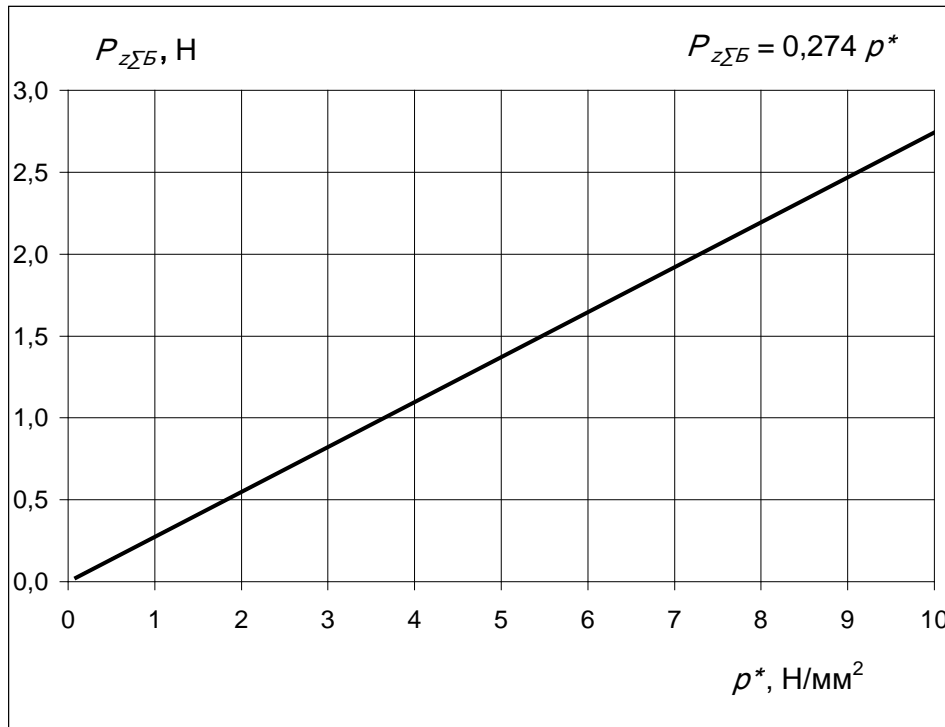


Рис. 5.9. Зависимость силы резания  $P_{z\Sigma B}$  от допустимой нагрузки  $p^*$  для базовой пластины  $d=1$  мм;  $n=0,1$ ;  $E=200000$  МПа;  $\mu = 0,3$ ;  $S_{ш} = 1$  мм<sup>2</sup>;  $y_{\sigma T} = 0,002$  мм

Для определения допустимой силы резания  $P_{z\Sigma}^*$  для других значений параметров  $n$  и  $d$  введем коэффициенты  $K_{Pzn}$  и  $K_{Pzd}$  (табл. 5.6; 5.7). Так как площадь зоны контакта  $S_{ш}$  зависит от режимов обработки, в выражении для  $P_{z\Sigma}^*$  значение коэффициента  $K_{S_{ш}}=S_{ш}/1$  (для базовой пластины  $S_{ш} = 1$  мм<sup>2</sup>) оставляем как множитель, а абсолютное значение  $S_{ш}$  учтем при определении допустимых режимов шлифования по (5.16)...(5.18).

Таблица 5.6

Значения коэффициента  $K_{Pzn}$

$n$	0,08	0,09	0,1	0,15	0,2	0,3	0,4
$K_{Pzn}$	0,976	0,991	1	1,048	1,130	1,265	1,521

Таблица 5.7

Значения коэффициента  $K_{Pzd}$

$d$	1	1.3	1.5	2	2,5	3	3,5	4	4,5	5
$K_{Pzd}$	1	0,960	0,938	0,901	0,871	0,848	0,831	0,815	0,806	0,793

Для учета в расчетах истинного значения глубины  $y_{\sigma T}$  введем коэффициент  $K_{P_{zy\sigma}}$ : рассчитаем глубину  $y_{\sigma T} = r \cos \theta_0$  из (3.10), приравняв напряжение  $\sigma_r$  пределу текучести шлифуемого материала ( $\sigma_r = \sigma_T$ ); сравнивая значения силы резания при полученной глубине со значением силы резания для базовой глубины 0,002 мм, определяем  $K_{P_{zy\sigma}}$  (табл.5.8).

Таблица 5.8

Значения коэффициента  $K_{P_{zy\sigma}}$

$y_{\sigma T}$	0,002	0,004	0,008	0,01	0,015	0,02	0,025	0,03	0,04	0,05
$K_{P_{zy\sigma}}$	1	1,126	1,288	1,351	1,480	1,587	1,683	1,772	1,931	2,075

Тогда с учетом коэффициентов по степени упрочнения  $n$ , по толщине пластины  $d$ , по глубине  $y_{\sigma T}$  и площади зоны контакта  $K_{S_{uu}}$  допустимая сила резания определится как

$$P_{ZZ}^* = P_{ZEB} \cdot K_{P_{zn}} K_{P_{zd}} K_{P_{zy\sigma}} K_{S_{uu}},$$

$$P_{ZZ}^* = 0,274 \cdot 9,255 \cdot [v] \cdot K_{pab} K_{pE} K_{pd} K_{P_{zn}} K_{P_{zd}} K_{P_{zy\sigma}} K_{S_{uu}} = 2,536 \cdot [v] \cdot K_E K_{S_{uu}}, \quad (5.6)$$

где комплексный показатель жесткости пластины  $K_E$  определяется как

$$K_E = K_{pab} K_{pE} K_d K_{P_{zn}} K_{P_{zd}} K_{P_{zy\sigma}}.$$

Рассмотрим пример определения  $P_{ZZ}^*$  при ПТПШ с  $V_\delta=0,05$  м/с для конструкционной стали 30ХГСА, закаленной и отпущенной при  $T = 500^\circ\text{C}$  ( $n=0,09$ ),  $E= 205000$  МПа. Размеры пластины:  $a_{\text{п}}= 80$  мм,  $b_{\text{п}}=20$  мм,  $d=1,3$  мм,  $y_{\sigma T}=0,002$  мм, допустимый прогиб  $[v]=0,1$  мм. По графику на рис. 5.7 допустимая нагрузка  $p_B=0,926$  Н/мм<sup>2</sup>. Коэффициенты по табл. 5.3; 5.4; 5.5  $K_{pab}=0,839$ ;  $K_{pE}=1,025$ ;  $K_{pd}=2,197$ . По (5.3)

$$p^* = 0,926 \cdot 0,839 \cdot 1,025 \cdot 2,197 = 1,750 \text{ Н/мм}^2.$$

По рис. 5.9 для  $p^* = 1,750$  Н/мм<sup>2</sup> допустимая сила резания  $P_{ZEB} = 0,48$  Н, коэффициенты по табл. 5.6, 5.7, 5.8:  $K_{P_{zn}} = 0,991$ ;  $K_{P_{zd}} = 0,960$ ;  $K_{P_{zy\sigma}} = 1$ . При скорости детали  $V_\delta = 0,05$  м/с,  $S_{uu} = 1,48$  мм<sup>2</sup>,  $K_{S_{uu}} = S_{uu} / 1 = 1,48$ . Тогда по (5.6)

$$P_{ZZ}^* = 0,48 \cdot 0,991 \cdot 0,960 \cdot 1 \cdot 1,48 = 0,676 \text{ Н},$$

т.е. для обеспечения прогиба пластины не более  $[v]= 0,1$  мм сила резания не должна превышать значения  $P_{z\Sigma}=0,676$  Н.

### 5.3.3. Определение сочетания параметров режима шлифования

Следующим шагом является определение сочетания параметров режима шлифования по допустимой силе резания. Параметры, определяющие значение силы резания по (1.13), разделяют на неуправляемые и управляемые при выполнении операции. К неуправляемым параметрам режима относятся параметры характеристики шлифовального круга и обрабатываемого материала. Управляемыми параметрами являются параметры режима шлифования: скорость детали  $V_{\partial}$  и глубина резания  $t$ . Значение этих параметров должны быть такими, чтобы значение силы резания было не более допустимого.

Эту задачу решим численным методом, т.е. задаваясь сочетанием параметров режима, рассчитываем силу резания по (1.13) и полученное значение сравниваем с допустимым  $P_{z\Sigma}^*$ , рассчитанным по (5.5).

Определим параметры режима резания для предыдущего примера – для пластины из стали 30ХГСА. Размеры пластины:  $a_{\Pi}=80$  мм,  $b_{\Pi}=20$  мм,  $d=1,3$  мм. Обратная задача решена для значений  $[v] = 0,1 \dots 0,3$  мм. Рассчитаны соответствующие прогибам допустимые эквивалентные нагрузки  $p^*$ , силы резания  $P_{z\Sigma}^*$  и представлены в табл.5.9. Определены также тангенциальные составляющие силы резания  $P_{zmax}$  для значений  $t=0,02; 0,03$  мм;  $V_{\partial} = 0,05 \dots 0,17$  м/с. По условию  $P_{zmax} < P_{z\Sigma}^*$  сделан выбор параметров: глубины шлифования  $t$  и скорости детали  $V_{\partial}$ . В оценке применимости режимов использованы обозначения: «доп.» – допустимые; «недоп.» – недопустимые, при которых прогиб пластины больше допустимого; «реком.» – рекомендуемые режимы шлифования.

Значения допустимой и расчетной суммарной  
силы резания от параметров режима обработки

[v], мм	$p^*$ , Н/мм <sup>2</sup>	$P_{\Sigma}^*$ , Н	$t$ , мм	$V_{\phi}$ , м/с	$b_{uw}$ , мм	$S_{uw}$ , мм <sup>2</sup>	$P_{\Sigma max}$ , Н	Оценка			
0,1	1,75	0,676	0,02	0,05	0,39	1,48	<b>0,04</b>	доп.			
		1,365		0,08	0,63	2,99	<b>0,129</b>	доп.			
		1,598		0,088	0,69	3,50	<b>0,166</b>	доп.			
		2,512		0,12	0,95	5,50	<b>0,365</b>	доп.			
		4,279		0,17	1,33	9,37	<b>0,888</b>	доп.			
		7,585		0,25	1,93	16,61	<b>2,399</b>	доп.			
		0,676	0,03	0,05	0,39	1,48	<b>0,24</b>	доп.			
		1,365		0,08	0,63	2,99	<b>0,791</b>	доп.			
		1,598		0,088	0,69	3,50	<b>1,028</b>	доп.			
		2,512		0,12	0,95	5,50	<b>2,223</b>	реком.			
		4,279		0,17	1,33	9,37	5,435	недоп.			
		7,585		0,25	1,93	16,61	14,75	недоп.			
		0,15		2,62	1,012	0,04	0,05	0,39	1,48	<b>0,87</b>	реком.
					2,044		0,08	0,63	2,99	2,86	недоп.
2,393	0,088		0,69		3,50		3,72	недоп.			
3,760	0,12		0,95		5,50		8,06	недоп.			
6,406	0,17		1,33		9,37		19,72	недоп.			
11,356	0,25		1,93		16,61		53,55	недоп.			
0,2	3,50	1,352	0,04	0,05	0,39	1,48	<b>0,87</b>	реком.			
		2,731		0,08	0,63	2,99	2,86	недоп.			
		3,197		0,088	0,69	3,50	3,72	недоп.			
		5,023		0,12	0,95	5,50	8,06	недоп.			
		8,558		0,17	1,33	9,37	19,72	недоп.			
		15,171		0,25	1,93	16,61	53,55	недоп.			
0,3	5,25	2,028	0,04	0,05	0,39	1,48	<b>0,87</b>	доп.			
		4,096		0,08	0,63	2,99	<b>2,86</b>	доп.			
		4,795		0,088	0,69	3,50	<b>3,72</b>	реком.			
		7,535		0,12	0,95	5,50	8,06	недоп.			
		12,878		0,17	1,33	9,40	19,72	недоп.			
		22,756		0,25	1,93	16,61	53,55	недоп.			

5.4. Применение разработанных зависимостей, методик и рекомендаций для назначения сочетаемых управляемых параметров режима ПТПШ, обеспечивающих требуемые показатели точности формы тонких пластин

Для определения рекомендуемых параметров режима ПТПШ представим выражение для определения силы резания (1.13) в виде произведения числа сечений обобщенного резца  $M$ , создающего силу резания на дуге контакта круга и детали, на силу резания на единичном резце. Обобщенный резец состоит из  $N$  единичных резцов и снимает слой  $AK$  (см. рис. 1.11), а сила резания создается только частью обобщенного резца, включающей  $N_0$  единичных резцов на дуге контакта круга и детали  $AB$ :

$$\begin{aligned} P_z &= M \cdot \sum_{i=0}^{E(N_0)} P_{Zi} = M \cdot \sum_{i=0}^{E(N_0)} \tau \cdot l_i \cdot (A_i K_i)_\phi \cdot \varepsilon \cdot \frac{\xi \cos(\eta + \gamma)}{\xi \cos(\eta + \gamma) - \sin \eta} = \\ &= M \tau l_i \cdot \varepsilon \cdot \frac{\xi \cos(\eta + \gamma)}{\xi \cos(\eta + \gamma) - \sin \eta} \sum_{i=0}^{E(N_0)} (A_i K_i)_\phi, \end{aligned} \quad (5.7)$$

где  $\tau$  – касательные напряжения в плоскости сдвига;  $l_i$  – толщина снимаемого слоя одним единичным резцом (одним зерном);  $\varepsilon$  – относительный сдвиг,  $\xi$  – коэффициент усадки стружки,  $\eta$  – угол трения скольжения;  $\gamma$  – передний угол абразивного зерна;  $(A_i K_i)_\phi$  – фактическая длина резания каждого единичного резца. Параметры, входящие в выражение (5.7), определяются из следующих выражений:

$$\begin{aligned} N &= \frac{AK}{l_i}, \quad N_0 = \frac{AB}{\delta}, \quad M = \frac{N_0}{N} = \frac{AB}{\delta} \frac{l_i}{AK}, \quad \delta = K_\delta d \left( \frac{d}{t} \right)^n, \quad \cup AB = a_1 \varphi, \\ AK &= a + b + a_1 + S_\delta \cos \varphi - \sqrt{S_\delta^2 \cos^2 \varphi - S_\delta^2 + (a + b + a_1)^2}, \\ l_i &= \frac{V_k V_{nep}}{V_k^2 + V_{nep}^2 + V_\delta^2 + 2V_k \sqrt{V_{nep}^2 + V_\delta^2 - 2V_\delta (a + b + a_1) \omega_\Gamma \cos\left(\frac{\pi}{2} - \varphi\right)}} \cdot \sqrt{AK} \delta \sqrt{2a_1 (a + b + a_1)}, \quad (5.8) \\ \tau &= 0,185 HV, \quad (A_i K_i)_\phi = \frac{K_\sigma \left( \frac{t}{2} \right)^{n+1,5}}{K_\delta d_z^{n+0,5}} \cdot A_i K_i = K_1 (A_i K_i), \\ \psi &= \varepsilon \frac{\xi \cos(\eta + \gamma)}{\xi \cos(\eta + \gamma) - \sin \eta} = \frac{6 \cos(\eta + \gamma)(1 + \sin \gamma)}{\cos \gamma (3 \cos(\eta + \gamma) - 2 \sin \eta)}, \end{aligned}$$

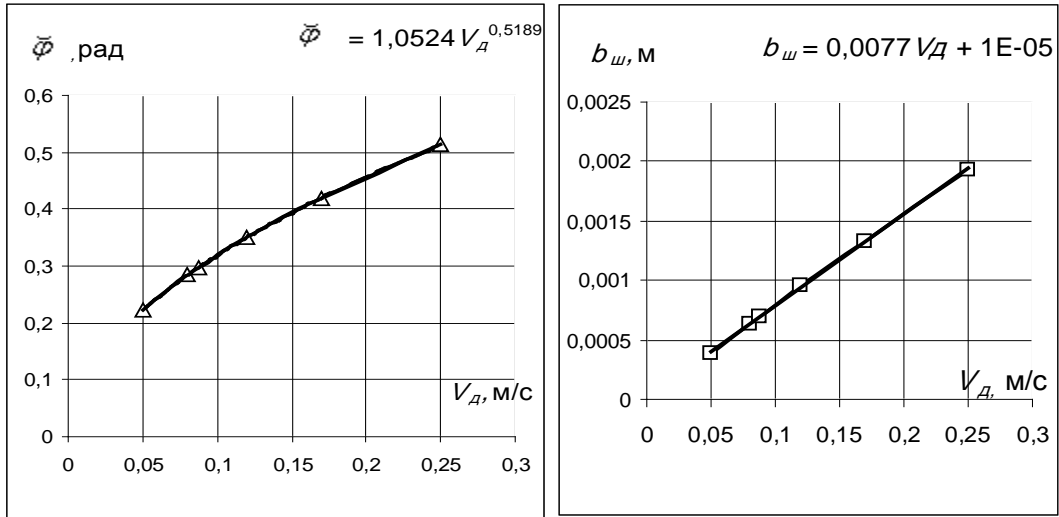
где  $a_1$  – радиус шлифовального круга,  $\check{\varphi}$  – угол контакта круга и детали на дуге  $AB$ ;  $N_0$  – количество единичных резцов на дуге контакта  $AB$ ;  $\delta$  – среднее расстояние между зернами;  $n = 1,5$  (для кругов из электрокорунда на керамической связке [73]);  $AK=b_{ш}$  – ширина зоны контакта, определяющий толщину снимаемого слоя всеми единичными резцами  $N$ ;  $a, b$  – соответственно радиусы делительной окружности подвижного и неподвижного колес планетарной головки;  $S_\delta$  – продольное перемещение детали за четверть оборота водила для случая, когда планетарная головка имеет четыре шлифовальных круга,  $S_\delta = \frac{V_\delta \cdot \pi}{\omega_r \cdot 2}$ ;  $HV$  – твердость обрабатываемого материала по Виккерсу;  $K_\delta = K_n K_{CK} K_z$ ,  $K_n$  – коэффициент поверхностной пористости круга;  $K_{CK}$  – коэффициент структуры круга;  $K_z$  – коэффициент, учитывающий форму зерна, его вершину и ориентацию после правки;  $K_g$  – коэффициент формы вершины зерна;  $d_z$  – средний размер зерна. Подставляя (5.8) в (5.7), получаем

$$P_Z = 0,185 HV \frac{AB}{\delta AK} \cdot l_i \cdot \psi \cdot K_1 \cdot \sum_{i=0}^{E(N_0)} A_i K_i, \quad (5.9)$$

где  $i = 0,1,2,3,\dots,E(N_0)$ ,  $E(N_0)$  – целая часть  $N_0$ ,  $K_1 = \frac{K_g \left(\frac{t}{2}\right)^{n+1,5}}{K_\delta d_z^{n+0,5}}$ .

Для управления процессом шлифования выражения (5.8) представлены в виде зависимостей от параметров режима шлифования  $V_\delta$  и  $t$ , определенные численным методом, (рис. 5.11 – 5.14):

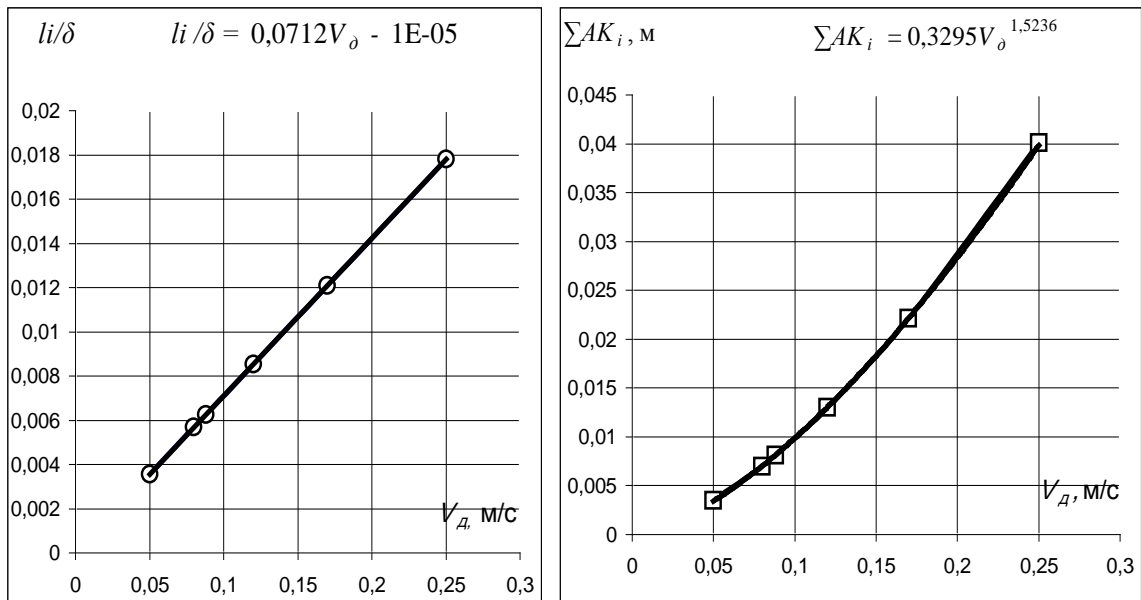
$$\begin{aligned} \check{\varphi} &\approx 1,05 V_\delta^{0,52}, \text{ рад;} \\ AK &= b_{ш} \approx 7,7 V_\delta / 1000, \text{ м;} \\ \Sigma AK_i &\approx 0,33 \cdot V_\delta^{1,52}, \text{ м;} \\ \frac{l_i}{\delta} &\approx 0,0712 \cdot V_\delta. \end{aligned} \quad (5.10)$$



*a*

*б*

Рис. 5.11. Зависимости угла контакта на дуге  $\cup AB$   $\bar{\varphi}$  (*a*) и ширины зоны контакта  $b_w$  (*б*) от скорости детали  $V_d$



*a*

*б*

Рис. 5.12. Зависимости толщины снимаемого слоя одним зерном  $l_i$ , отнесенного к расстоянию между режущими зёрнами  $\delta$  (*a*), и суммарной длины резания множеством единичных резцов  $\sum AK_i$  (*б*) от скорости детали  $V_d$

Связь коэффициента суммарной длины единичных резцов  $K_{\sum AK_i}$  и  $t$  при неизменном  $d_z$  можно представить в следующем виде (рис.5.13):

$$K_{\sum AK_i} \approx 4395268,38 t^{1,41} . \quad (5.11)$$

Коэффициент  $K_{\sum AK_i}$  принят равным единице при  $t = 0,02$  мм (см. рисунок).

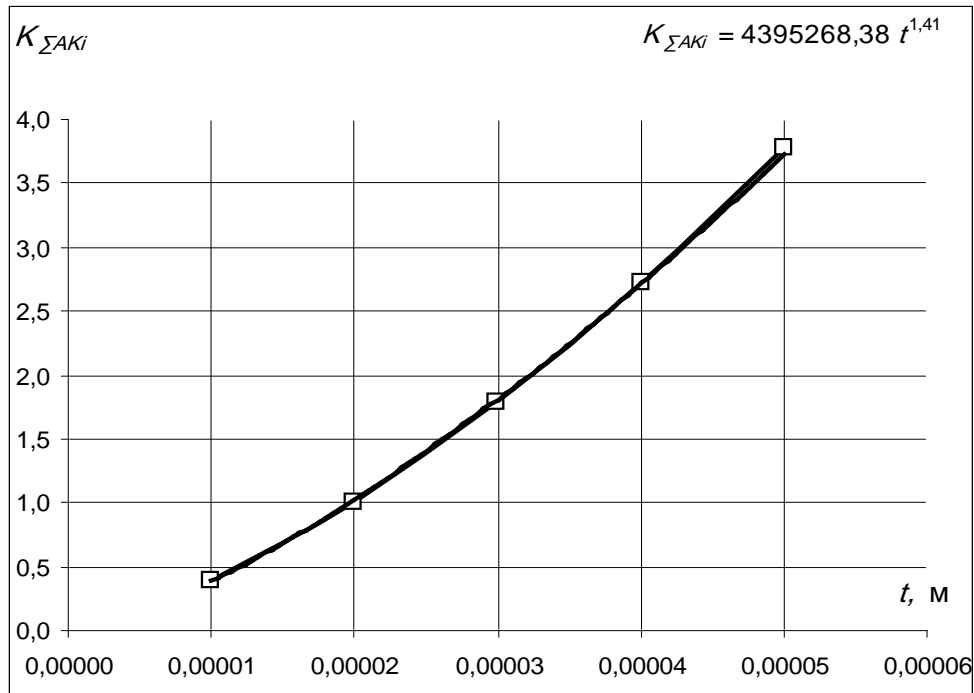


Рис. 5.13. Зависимость коэффициента суммарной длины единичных резцов от глубины шлифования  $t$

Объемное строение шлифовальных кругов определяется следующими параметрами:  $d_z$ ,  $K_{CK}$ ,  $K_n$ ,  $K_3$ . Для учета в расчетах их разнообразия определим силу резания для базового шлифовального круга 24AF25L7V с параметрами:  $d_z = 0,25$  мм,  $K_{CK} = 0,029$ ,  $K_n = 3$ . Коэффициенты  $K_3 = 0,168$ ,  $K_6 = 2$  приняты одинаковыми для всех кругов. Соотношения коэффициентов базового и других кругов  $K_{KCK}$ ,  $K_{Kn}$  и  $K_d$  приведены в табл. 5.10 – 5.12, а графики – на рис.5.14 – 5.15. Конструктивные размеры планетарной шлифовальной головки и чашечных абразивных кругов приняты постоянными и имеют значения:  $a = 0,013125$  м,  $b = 0,03875$  м,  $a_l = 0,025$  м.

Таблица 5.10

Значения коэффициента  $K_{KCK}$

$K_{CK}$	0,01	0,02	0,025	0,029	0,03	0,04	0,05	0,06
$K_{KCK}$	8,685	2,216	1,436	1,072	1,000	0,567	0,372	0,266
$P_z$ , Н	0,49	0,125	0,081	0,0605	0,05642	0,032	0,021	0,015



Таблица 5.11

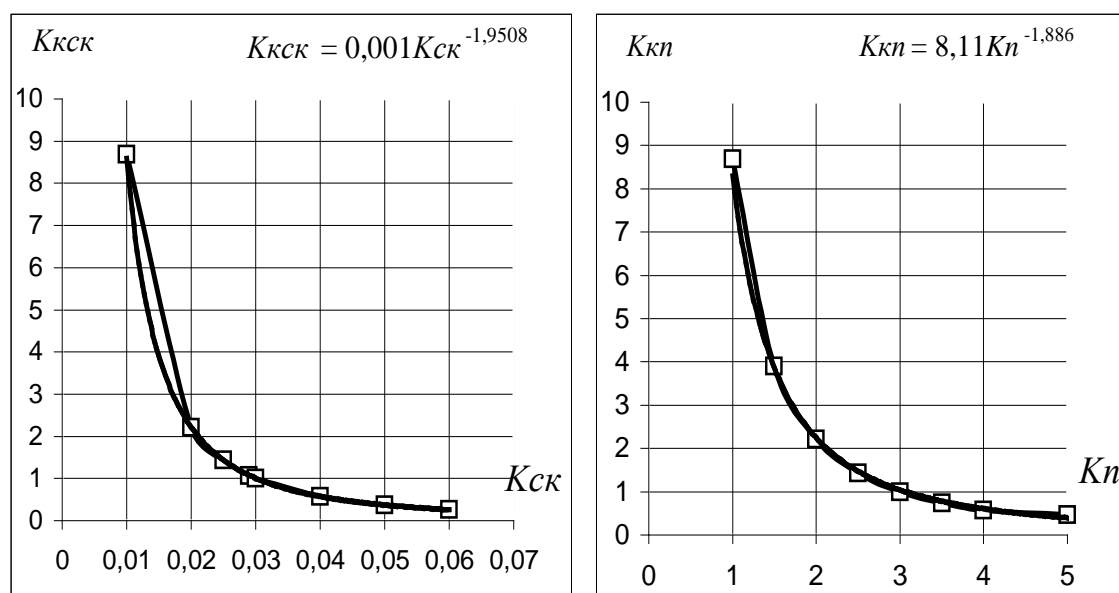
Значения коэффициента  $K_{kn}$ 

$K_n$	1	1,5	2	2,5	3	3,5	4	5
$K_{kn}$	8,685	3,899	2,216	1,436	1,000	0,744	0,567	0,461
$P_z, Н$	0,49	0,22	0,125	0,081	0,0564	0,042	0,032	0,026

Таблица 5.12

Значения коэффициента  $K_d$ 

$d, мм$	0,2	0,25	0,3	0,35	0,4	0,45	0,5	0,55
$K_d$	2,659	1,000	0,457	0,238	0,128	0,078	0,055	0,028
$P_z, Н$	0,15	0,0564	0,0258	0,0134	0,0072	0,0044	0,0031	0,0016

Рис. 5.14. Зависимости коэффициентов структуры круга  $K_{кск}$  и пористости круга  $K_{кп}$  базового и применяемых кругов

Обобщенный коэффициент объемного строения круга определится как

$$K_k = K_d K_{кск} K_{кп}, \quad (5.12)$$

где по рис. 5.14 – 5.15:

$$K_{dz} \approx 0,0023 \cdot d_z^{-4,38} \quad (d_z, мм), \quad K_{кск} \approx 0,001 \cdot K_{ск}^{-1,95}, \quad K_{кп} \approx 8,11 \cdot K_{п}^{-1,9}.$$

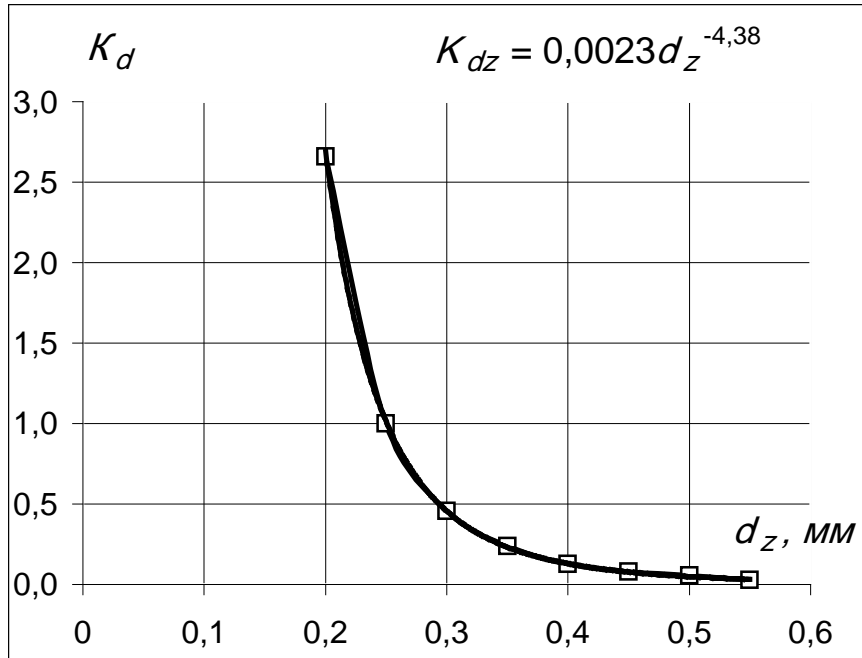


Рис. 5.15. Зависимость коэффициента размера зерна  $K_{dz}$  от размера зерна  $d_z$

Определим коэффициент  $K_1$  в (5.8) для базового круга ( $n=1,5$ ,  $K_3 = 0,168$ ,  $K_{CK} = 0,029$ ,  $K_n = 3$ ,  $K_6 = 2$ ,  $K_\delta = K_n K_{CK} K_3 = 3 \cdot 0,029 \cdot 0,168 = 0,0146$  [73]):

$$K_1 = \frac{K_6 \left(\frac{t}{2}\right)^{n+1.5}}{K_\delta d_z^{n+0.5}} = \frac{2}{0,0146 \cdot 0,00025^2 \cdot 2^3} \cdot t^3 = 273972602,7 \cdot t^3. \quad (5.13)$$

Подставляя полученные выражения (5.10), (5.11) и (5.13) в (5.9), и учитывая (5.12) для других кругов и, что  $a_l = 0,025$  м, и при  $\gamma=0,96$  рад,  $\eta=0,2$  множитель  $\psi = 9,40$ , а  $P_{Z \max} = P_Z \cdot \sin \varphi_0$ , получаем

$$P_{Z \max c} = 0,185 HV \frac{0,05 \cdot 1,05 V_\delta^{0,52}}{\sqrt{0,0077 V_\delta}} \cdot 0,0712 V_\delta \cdot 9,4 \cdot 273972602 t^3 K_\kappa \cdot 0,33 V_\delta^{1,52} \cdot 4395268 t^{1,41} \sin \varphi_0. \quad (5.14)$$

Определим силы резания по (5.14) и относительные погрешности расчета по сравнению с расчетом по (1.13):

$$\Delta = \frac{|P_{Z \max} - P_{Z \max c}|}{P_{Z \max}} \cdot 100\%.$$

Результаты расчета силы резания и относительных погрешностей представлены в табл. 5.13. Расчеты выполнены для кругов 24AF25L7V ( $d_z=0,25$

мм,  $K_k = K_d K_{кск} K_{кн} = 1 \cdot 1 \cdot 1 = 1$ ) и 24AF40K7V ( $d_z = 0,4$  мм,  $K_{ск} = 0,026$ ,  $K_n = 3,5$ ,  $K_k = 0,128 \cdot 1,233 \cdot 0,744 = 0,117$ ).

Таблица 5.13

Расчетные значения силы резания и погрешность расчета для разных кругов

$t$ , мм	$V_d$ , м/с	Круг 24AF25L7V, $d_z = 0,25$ мм			Круг 24AF40K7V, $d_z = 0,4$ мм		
		$P_{zmax}$ , Н	$P_{zmax c}$ , Н	$\Delta$ , %	$P_{zmax}$ , Н	$P_{zmax c}$ , Н	$\Delta$ , %
0,02	0,05	0,040	0,040	0	0,046	0,047	2,2
	0,08	0,129	0,133	2,1	0,015	0,016	2,8
	0,17	0,887	0,910	5,1	0,103	0,107	3,6
	0,25	2,40	2,469	2,9	0,281	0,291	3,7
	0,33	4,945	5,000	1,1	0,565	0,588	4,1
0,03	0,05	0,240	0,238	0,7	0,028	0,028	0
	0,08	0,788	0,786	0,2	0,092	0,093	1,1
	0,17	5,424	5,437	0,2	0,623	0,641	2,9
	0,25	14,742	14,760	0,3	1,675	1,740	3,8
0,04	0,05	0,866	0,847	2,2	0,100	0,100	0
	0,08	2,853	2,822	1,1	0,326	0,333	1,9
	0,17	19,68	19,34	1,7	2,226	2,278	2,3
	0,25	53,44	52,49	1,8	6,020	6,18	2,7

В табл. 5.13 относительные погрешности расчета силы резания по (5.14) находятся в пределах 0...6%, что является удовлетворительным. Учитывая это, (5.14) представим в виде

$$P_{Z_{max c}} = HV \cdot 1,4 \cdot 10^{13} \cdot t^{4,41} \cdot V_d^{2,54} \cdot K_k \cdot \sin \varphi_0, \quad (5.15)$$

откуда по допустимой силе резания можно определить функцию соотношения между управляемыми параметрами режима шлифования.

В значении допустимой силы резания  $P_{Z_{max c}}^*$  необходимо учесть влияние величины площади зоны контакта  $S_{uc}$ , зависимость которой от скорости детали  $V_d$  представлена на рис. 5.16 и определяется как

$$S_u \approx 133,81 V_d^{1,5}. \quad (5.16)$$

Учитывая (5.16),

$$P_{z\Sigma}^* \cdot 133,81 \cdot V_d^{1,5} = HV \cdot 1,4 \cdot 10^{13} \cdot t^{4,41} \cdot V_d^{2,54} \cdot K_K \cdot \sin \varphi_0,$$

$$P_{z\Sigma}^* = HV \cdot 1,04 \cdot 10^{11} \cdot t^{4,41} \cdot V_d^{1,04} \cdot K_K \cdot \sin \varphi_0, \quad (5.17)$$

и глубина резания

$$t \approx 4,41 \sqrt[4]{\frac{P_{z\Sigma}^*}{HV \cdot 1,04 \cdot 10^{11} \cdot V_d^{1,04} \cdot K_K \sin \varphi_0}}. \quad (5.18)$$

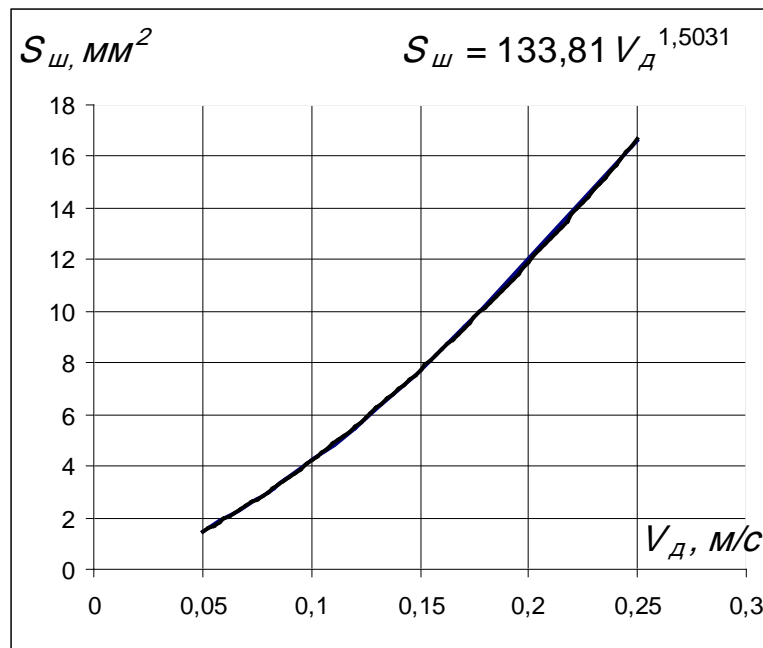
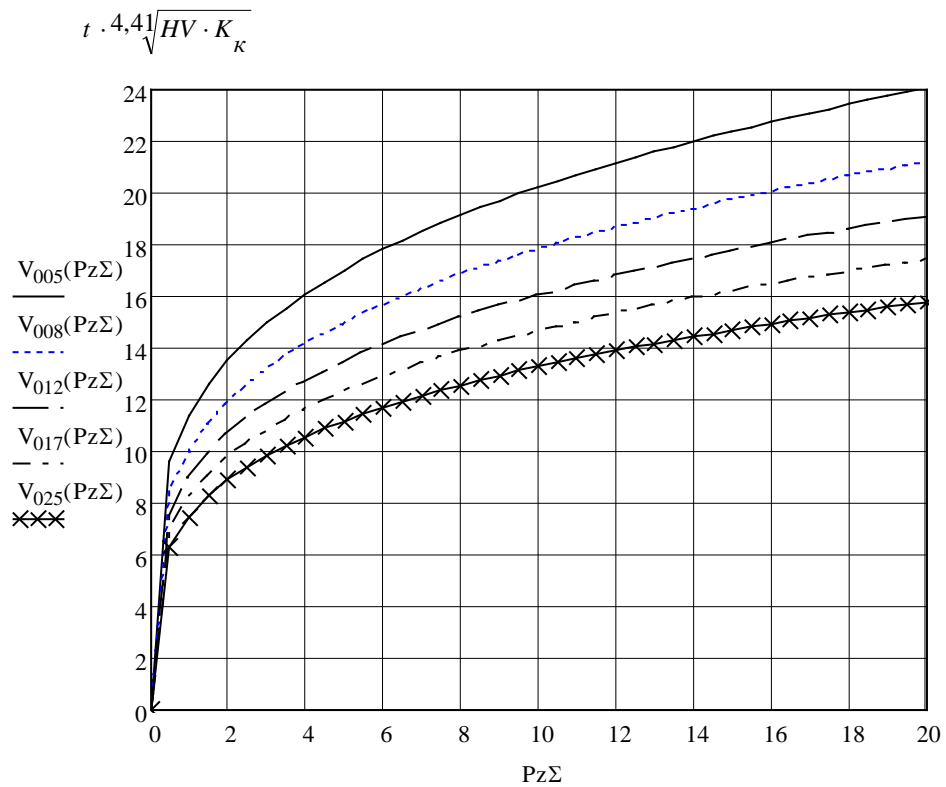
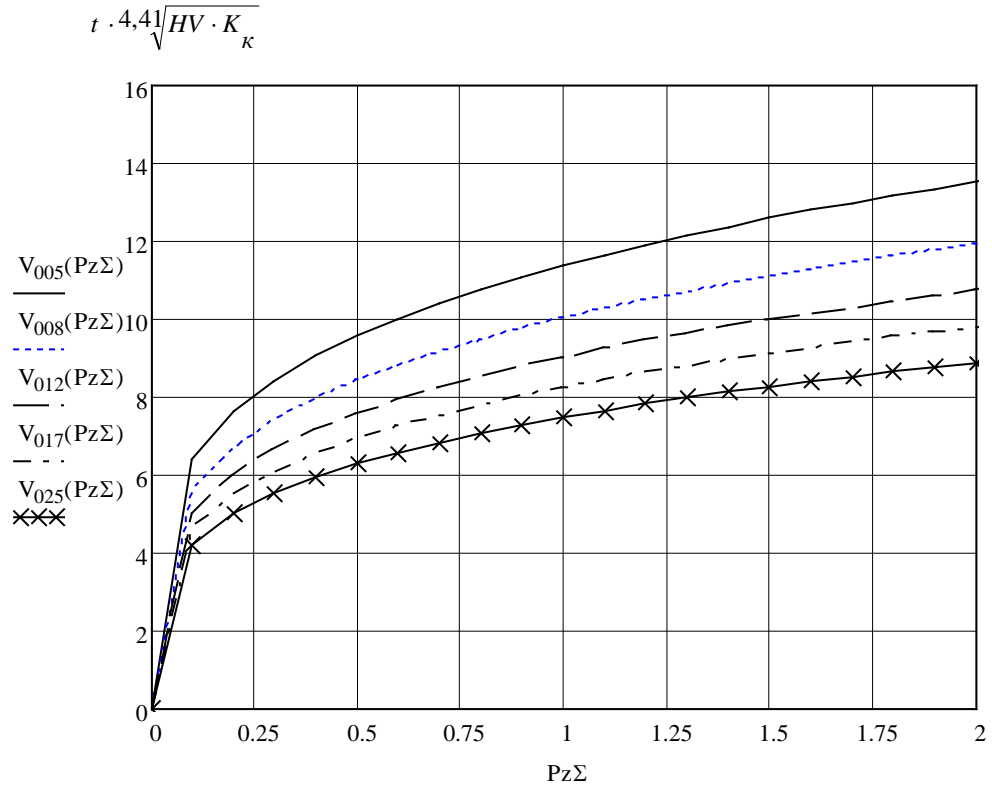


Рис. 5.16. Зависимость площади зоны контакта  $S_u$  от скорости детали  $V_d$

Выделим в (5.18) характеристики обрабатываемого материала ( $HV$ ) и шлифовального круга ( $K_K$ ) и построим графики определения множителя  $t \cdot 4,41 \sqrt[4]{HV \cdot K_K}$  при различных скоростях детали  $V_d$  по значению допустимой силы резания  $P_{z\Sigma}^*$  (рис.5.17, а –  $P_{z\Sigma}^* < 2$  Н, рис. 5.17, б –  $P_{z\Sigma}^* < 20$  Н).



5.17. График определения множителя  $t \cdot 4,41 \sqrt{HV \cdot K_K}$  при различных скоростях

детали  $V_d$  по допустимой силе резания  $P_{z\Sigma}^*$ : *a* –  $P_{z\Sigma}^* < 2$  Н, *б* –  $P_{z\Sigma}^* < 20$  Н

Определим рекомендуемые режимы резания для рассмотренного ранее примера: обрабатываемый материал – сталь 30ХГСА,  $HV=4710 \cdot 10^6$  Н/м<sup>2</sup>; размеры пластины:  $a_{\text{п}}=80$  мм,  $b_{\text{п}}=20$  мм,  $d=1,3$  мм; допустимый прогиб  $[v]=0,1$  мм; допустимая нагрузка  $p^*=1,750$  Н/мм<sup>2</sup>; допустимая сила резания  $P_{Z\Sigma}^*=0,459$  Н, для круга 24AF25L7V коэффициент  $K_k=1$ .

По рис. 5.17, а для  $P_{Z\Sigma}^*=0,459$  при  $V_{\delta}=0,05$  м/с  $t \cdot \sqrt[4]{471 \cdot 10^6 \cdot 1} = 9,32$ , откуда  $t=0,036$  мм. Таким образом, для обеспечения прогиба пластины не более  $[v]=0,1$  мм при  $V_{\delta}=0,05$  м/с глубина резания  $t=0,036$  мм. Для больших значений  $V_{\delta}$  глубина шлифования уменьшается: при  $V_{\delta}=0,17$  м/с  $t=0,026$  мм; при  $V_{\delta}=0,25$  м/с  $t=0,024$  мм.

Таким образом, алгоритм определения допустимого сочетания параметров режима шлифования может быть представлен в виде следующей блок-схемы (рис 5.18). Содержательная часть блоков приведенного алгоритма состоит в следующем:

2. По допустимому значению прогиба пластины  $[v]$  определяем  $p_B$  по выражению  $p_B=9,255 [v]$  (рис.5.7).

3. Определяем коэффициенты  $K_{pab}$ ,  $K_{pE}$  и  $K_{pd}$  по таблицам 5.3; 5.4 и 5.5 в соответствии с размерами  $a_{\text{п}} \times b_{\text{п}} \times d$  и модулем упругости материала  $E$  пластины.

4. Определяем допустимую эквивалентную нагрузку  $p^*$  по (5.3):  

$$p^* = p_B K_{pab} K_{pE} K_{pd} .$$

5. Определяем допустимую силу резания  $P_{Z\Sigma B}$  для базовой пластины  $d=1$  мм;  $n=0,1$ ;  $E=200000$  МПа;  $\mu=0,3$ ;  $S_{\text{ш}}=1$  мм<sup>2</sup>;  $y_{\sigma T}=0,002$  мм по выражению  $P_{Z\Sigma B}=0,274 \cdot p^*$  (рис.5.9).

6. Определяем коэффициенты  $K_{Pzn}$ ,  $K_{Pzd}$  и  $K_{Pzy\sigma}$ , по таблицам 5.6, 5.7 и 5.8 в соответствии с коэффициентом упрочнения  $n$ , толщиной пластины  $d$ , и глубиной  $y_{\sigma T}$ .

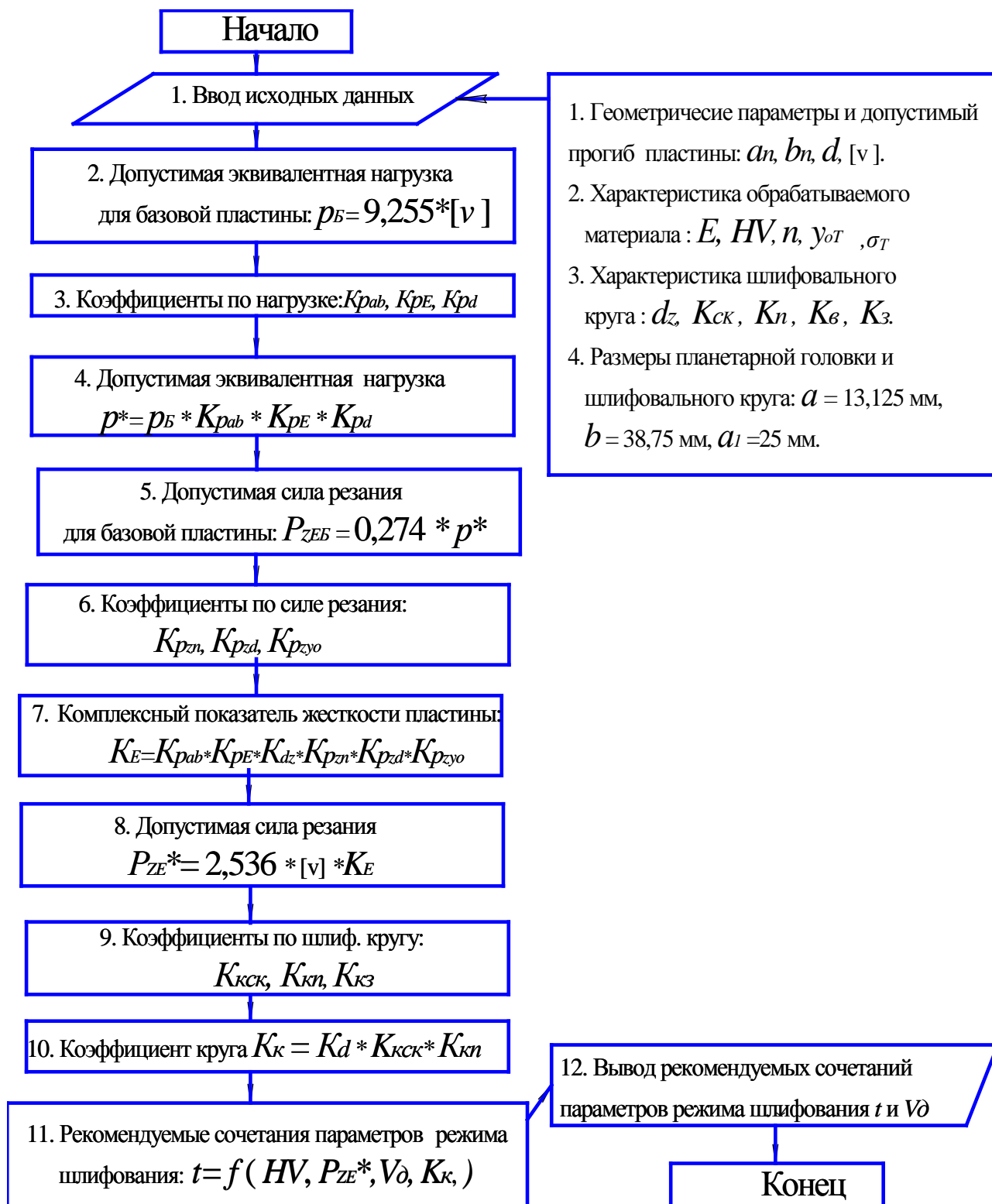


Рис.5.18. Алгоритм назначения рекомендуемых сочетаний параметров режима ПТПШ

7. Определяем комплексный показатель жесткости пластины

$$K_E = K_{pab} K_{pE} K_{pd} K_{Pzn} K_{Pzd} K_{Pzy\sigma}.$$

8 Определяем допустимую силу резания  $P_{Z\Sigma}^*$  для площади контакта  $S_{uu}=1$  мм<sup>2</sup>,  $K_{Suu} = S_{uu} / 1 = 1$  по выражению (5.6):  $P_{Z\Sigma}^* = 2,536 \cdot [v] \cdot K_E$ .

9 Определяем коэффициенты кругов  $K_{кскк}$ ,  $K_{кн}$  и  $K_{dz}$ , по табл. 5.10, 5.11 и 5.12.

10 Определяем обобщенный коэффициент объемного строения круга  $K_k$  по выражению (5.12).

11 По характеристикам обрабатываемого материала  $HV$ , круга  $K_k$ , допустимой силе резания  $P_{Z\Sigma}^*$ , задаваясь скоростью детали  $V_d$ , определяем глубину шлифования  $t$  по (5.18).

Практически установить требуемые параметры режима шлифования можно по предварительно разработанным номограммам [13, 88]. Номограмма представляет собой руководящий технический материал, пользуясь которым можно без проведения вычислений быстро определить сочетание параметров режима ПТПШ для любых значений исходных данных. В выражении (5.18) пять исходных переменных, и для построения номограммы потребуются четыре квадранта и две вспомогательных переменных (рис. 5.19). Функциональные зависимости, подлежащие графическому представлению на номограммах, будут следующие:

$$P_{Z\Sigma}^* = 2,536 \cdot [v] \cdot K_\Sigma,$$

$$j = P_{Z\Sigma}^* / K_k,$$

$$f = j / (HV \cdot 1,04 \cdot 10^{11}),$$

$$t = 4,41 \sqrt{\frac{f}{V_d \cdot 1,04 \cdot \sin \varphi}}.$$

Вспомогательные переменные –  $j$  и  $f$ , их значения – промежуточные в вычислениях и в номограмме не приведены.

Последовательность определения параметров режима ПТПШ показана на номограмме (рис. 5.19) стрелками. Задавшись допустимым прогибом пластины



из стали 30ХГСА ( $v = 0,1$  мм) при  $K_E = K_{pab} K_{pE} K_d K_{Pzn} K_{Pzd} K_{Pzy\sigma} = 1,8$  и при значении коэффициента шлифовального круга  $K_k = 1$  определяем значение переменной  $j$ . В следующем квадранте для  $HV = 4,71 \cdot 10^9$  Па определяем значение  $f$ . Далее по значениям  $f$  и скорости детали  $V_d$  получаем значение глубины шлифования  $t = 0,036$  мм.

Относительная погрешность расчета по номограмме по сравнению с обратным расчетом по (5.18) для пластины из 30ХГСА:

$$\Delta = \frac{|t - t_{ном}|}{t} \cdot 100\% = \frac{|0,036 - 0,038|}{0,038} \cdot 100\% = 5,3\%$$

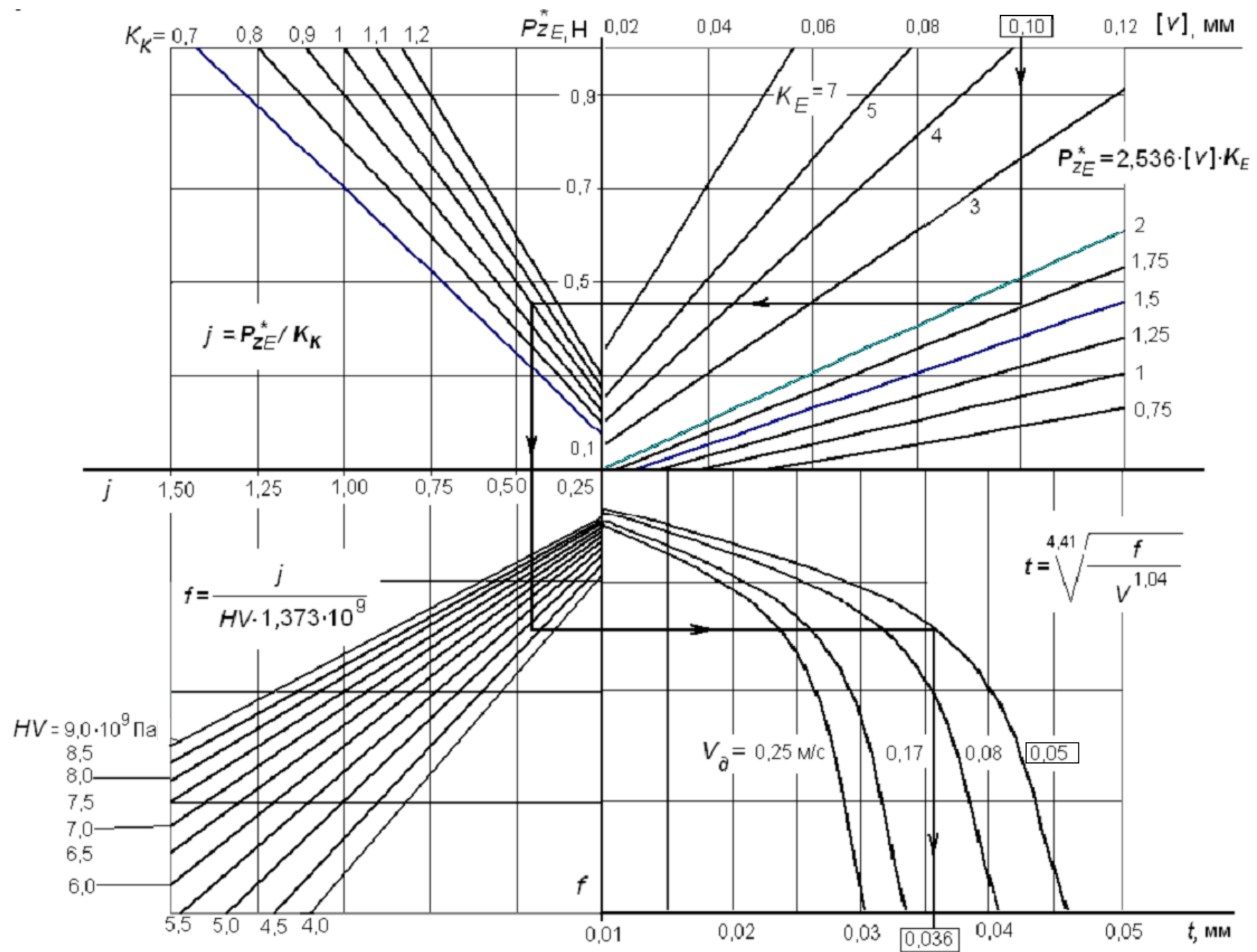
для пластины из Р18:

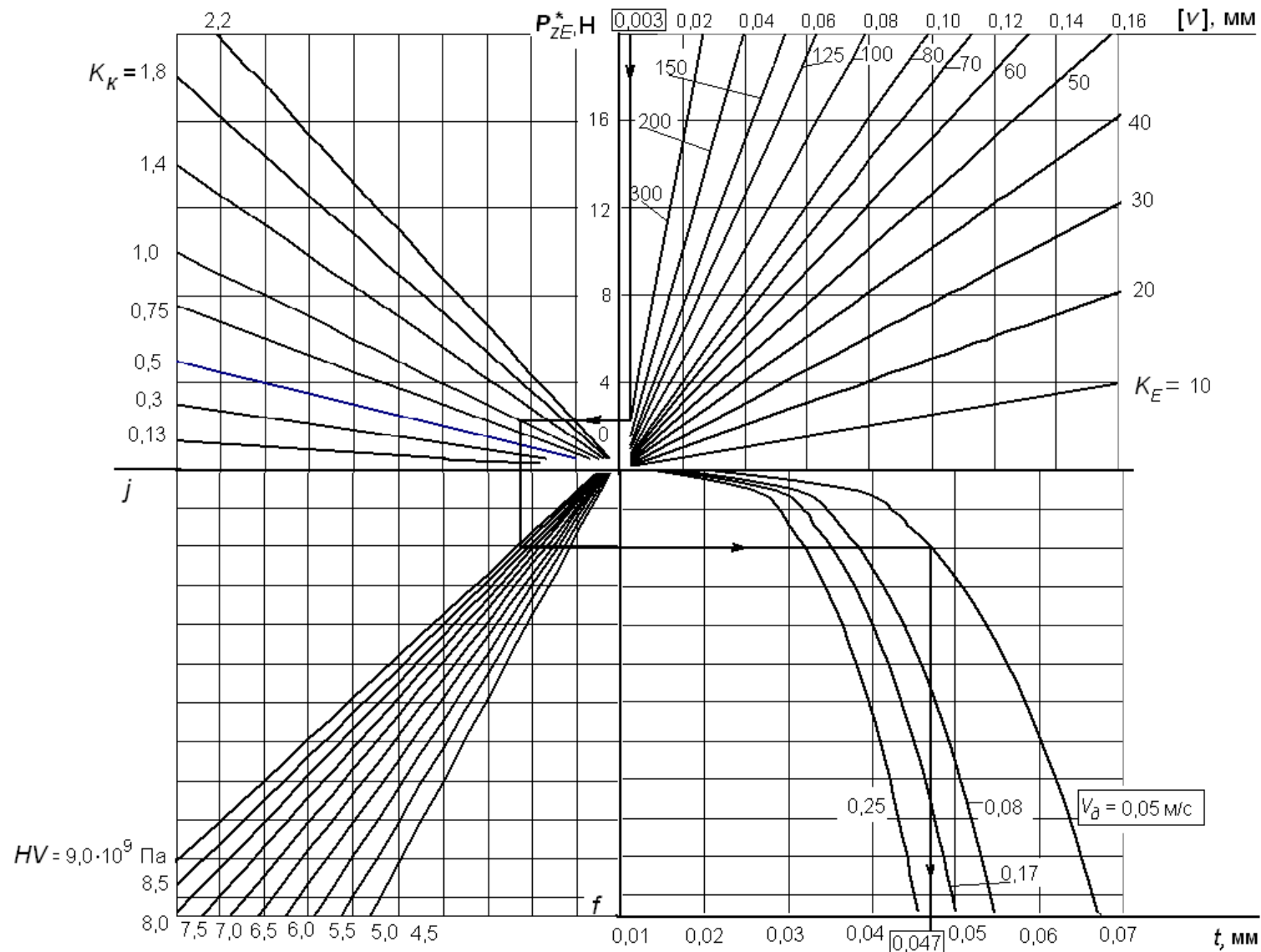
$$\Delta = \frac{|t - t_{ном}|}{t} \cdot 100\% = \frac{|0,047 - 0,048|}{0,048} \cdot 100\% = 2,1\%$$

что является приемлемым.

Для более точных расчетов сочетания управляемых параметров режима ПТПШ, обеспечивающих требования показателей точности формы тонких пластин, нами разработана программа в среде математического пакета Mathcad и приведена в приложении 3 к работе. Входные данные для программы – это допустимый прогиб, геометрические и физико-механические характеристики пластины, параметры характеристики шлифовального круга. Выходные данные – сочетания скорости детали и глубины шлифования, обеспечивающие требование, предъявляемое к пластине по геометрическому показателю точности формы – прогибу.

Для исключения погрешности формы пластины – прогиба – на операции ПТПШ следует производить двустороннее шлифование пластины на одинаковых параметрах режима шлифования.





б

Рис.5.19. Номограммы для определения рекомендуемых параметров режима при ПТПШ пластин: а – для пластин с комплексным показателем жесткости от 0,75 до 7, б – от 10 до 300

## 5.5. Выводы

1. Разработана методика и проведены экспериментальные исследования технологических остаточных напряжений и прогиба тонких пластин, обработанных методом ПТПШ. Результаты исследований подтвердили достоверность полученных аналитических выражений с относительной погрешностью 10 – 15% по остаточным напряжениям, 12– 15 % по величине прогиба.

2. Разработана методика определения сочетания управляемых параметров режима ПТПШ, обеспечивающих требуемые геометрические показатели отклонения формы (прогиба) тонких пластин.

3. Разработаны номограммы для определения сочетания управляемых параметров режима обработки – скорости детали и глубины шлифования по входным данным: характеристикам обрабатываемого материала и шлифовальных кругов. Эти параметры режима шлифования являются нормативными руководящими материалами для технолога при разработке операции плоского торцового планетарного шлифования.

4. Разработано программное обеспечение для расчета сочетания управляемых параметров режима плоского торцового планетарного шлифования в среде математического пакета Mathcad.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

На основании проведенных комплексных исследований осуществлено теоретическое и практическое решение задачи актуальной, имеющее важное народнохозяйственное значение, научно-технической проблемы обеспечения точности обработки тонких пластин при плоском торцовом планетарном шлифовании (ПТПШ). Основные выводы по работе сходятся к следующему:

1. основе моделирования теплонапряженности в зоне резания при ПТПШ тонких пластин получены аналитические выражения для ее описания в зависимости от сочетания управляемых параметров режима ПТПШ. Анализ полученного решения позволил получить расчетное выражение для предельной толщины пластины ( $d > 0,21$  мм при шлифовании закаленных и отпущенных углеродистых и легированных сталей) при превышении которого тонкие пластины могут быть отнесены к полубесконечным телам.

2. При принятой связи напряжения и деформаций с упрочнением материала при шлифовании в виде степенной зависимости получено аналитическое описание напряженного состояния пластин от действия силового фактора (силы резания) в упругом и упруго пластическом состояниях. При этом силовой фактор складывается из силы резания и добавочной фиктивной силы, учитывающей неравномерный нагрев поверхностных слоев пластины. На основе теоремы о разгрузке остаточные напряжения определялись как разность напряжений в истинном пластическом и фиктивном упругом состояниях.

3. Установлено, что пластины из закаленной стали после ПТПШ испытывают деформацию сжатия при скорости детали  $V_d = 0,25$  м/с и глубине шлифования  $t = 0,04$  мм. При понижении скорости детали ( $V_d < 0,17$  м/с) и глубинах шлифования ( $t < 0,04$  мм) сжатие на глубинах больше 3 мкм не наблюдается

4. Из решения разрешающего уравнения по методу Галеркина Б.Г. рассчитан прогиб в геометрическом центре опертой по краям пластины от эквивалентного остаточным напряжениям внешнего усилия,

равнораспределенного по поверхности пластины. Установлено, что для пластин толщиной  $d=1,3...3$  мм при возрастании эквивалентного с увеличением параметров режима ПТПШ прогиб также увеличивается.

5. Разработана методика и проведены экспериментальные исследования технологических остаточных напряжений и прогиба тонких пластин, обработанных методом ПТПШ. Результаты исследований подтвердили достоверность полученных аналитических выражений с относительной погрешностью 10 – 15% по остаточным напряжениям, 12– 15 % по величине прогиба.

6. Разработана методика определения сочетания управляемых параметров режима ПТПШ, обеспечивающих требуемые геометрические показатели отклонения формы (прогиба) тонких пластин.

7. Разработаны номограммы для определения сочетания управляемых параметров режима обработки – скорости детали и глубины шлифования по входным данным: характеристикам пластины, её материала и шлифовальных кругов. Эти параметры режима шлифования являются нормативными руководящими материалами для технолога при разработке операции плоского торцового планетарного шлифования.

8. Разработано программное обеспечение для расчета сочетания управляемых параметров режима плоского торцового планетарного шлифования в среде математического пакета Mathcad. Практическая реализация результатов исследования осуществлена принятыми к использованию рекомендациями по параметрам режима ПТПШ тонких пластин образцов-свидетелей для снижения остаточных напряжений при упрочняющей обработке ГТД.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Абразивная и алмазная обработка материалов. Справочник. Под. ред. д-ра техн. наук проф. А.Н. Резникова. М.: – Машиностроение, 1977. 391 с.
2. Акулович Л.М., Романова Т.К., Сергеев Л.Е., Бабич Б.Е., Сенчуров Е.В. Формирование остаточных напряжений при магнитно-абразивной обработке // Технология машиностроения. – 2014. – №3. – С. 24-27.
3. Аверков К.В. Повышение качества абразивной обработки за счет технологических переменных. Автореферат диссертации на соискание ученой степени канд. техн. наук. Омск, 2011. 16 с.
4. Авиадвигателестроение. Качество, сертификация и лицензирование: Учеб. пособие. / В.Ф. Безъязычный, А.Ю. Замятин, В.Ю. Замятин и др.; Под общ. ред. В.Ф. Безъязычного. М.: Машиностроение, 2003. 840 с.
5. Алейникова М.А. Повышение эффективности процесса плоского шлифования на основе увеличения скорости резания и анализа динамических факторов. Автореферат диссертации на соискание ученой степени канд. техн. наук. СПб, 2004. 16 с.
6. А.С. №884972 СССР. М. Кл. В24d7/00. Способ плоского шлифования/ Свирцев В.И. №2858128/25-08. Заявл. 26.12.79. Оpubл. 30.11.81. Бюл. № 44.
7. А.С. №810450 СССР. М. Кл.<sup>3</sup> В24b7/22. Планетарная шлифовальная головка / Белослудцев И.М., Степанов Ю.Н., Васев Ю.П. №2730509/25-08. Заявл. 01.03.81. Оpubл. 07.03.81. Бюл. № 9.
8. Безухов Н.И. Основы теории упругости, пластичности и ползучести. М.: Высшая школа, 1968. 512с.
9. Безухов Н.И., Бажанов В.А., Гольденблат И.И. Расчеты на прочность, устойчивость и колебания в условиях высоких температур. М.: Высшая школа, 1965. 412с.
10. Биргер И.А. Остаточные напряжения. М.: Машгиз. 1963. 239 с.
11. Биргер И.А., Мавлютов Р.Р. Сопротивление материалов: Учебник. – М.: Изд-во МАИ, 1994. 592 с.

12. Бишутин С.Г. Обеспечение требуемой совокупности параметров качества поверхностных слоев деталей при шлифовании: Монография. – М.: Машиностроение-1, 2004. – 144 с.
13. Блох Л.С. Практическая номография. М.: Высшая школа, 1971. 328 с.
14. Васильков С.Д. Разработка и исследование метода неразрушающего контроля остаточных напряжений в металлах и сплавах и его метрологическое обеспечение. Автореферат диссертации на соискание ученой степени канд. техн. наук. СПб, 2010. 23 с
15. Гжиров Р.И. Краткий справочник конструктора. – Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1984. 464 с.
16. Геллер Ю.А. Инструментальные стали. М.: Металлургия, 1983. 527 с.
17. ГОСТ 25.503-97. Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Метод испытания на сжатие. Межгосударственный совет по стандартизации, метрологии и сертификации. Минск, 1997. 24 с.
18. ГОСТ 24642-81. Допуски формы и расположения поверхностей. Основные термины и определения. Издательство стандартов, 1992.
19. ГОСТ Р 53442-2009 (ИСО 1101:2004) Группа Г02, Национальный стандарт российской федерации, Основные нормы взаимозаменяемости. Характеристики изделий геометрические. Допуски формы, ориентации, месторасположения и биения. ОАО НИИ измерения, 2009. 92 с.
20. Гуляев А.П., Гуляев А.А. Металловедение: Учебник для вузов. М.: ИД Альянс, 2012. 644 с
21. Гумеров А.Ф., Схиртладзе А.Г., Гречишников В.А., Жарин Д.Е., Юрасов С.Ю. Управление качеством в машиностроении: учебное пособие / А.Ф. Гумеров, А.Г. Схиртладзе, В.А. Гречишников [и др.]. – 2-е изд., перераб. и доп. – Старый Оскол: ТНТ, 2010. 168 с.
22. Гусакова Л.В. Повышение эффективности шлифования. Автореферат диссертации на соискание ученой степени канд. техн. наук. Ростов-на-Дону, 2012. 16 с.



23. Джонсон У., Меллор П. Теория пластичности для инженеров. Пер. с англ./Пер. А. Г. Овчинников. М.: – Машиностроение, 1979. 567 с.
24. Евсеев Д. Г., Сальников А. Н. Физические основы процесса шлифования. Изд-во Саратов. ун-та, 1978. 128 с.
25. Ермаков Ю.М., Степанов Ю.С. Современные тенденции развития абразивной обработки. – М., 1991. 52 с. (Машиностроит. пр-во. Сер. Технология и оборудов., обработка металлов резанием: Обзор. Информ. (ВНИИТЭМР. Вып.3)).
26. Ермолаев О.Ю. Математическая статистика для психологов. Учебник. – М.: Московский психолого-социальный институт: Флинта, 2004. -336 с.
27. Зверовщиков А.Е. Технологическое обеспечение качества поверхности при многофункциональной центр-планетарной объемной обработке. Автореферат диссертации на соискание ученой степени канд. техн. наук. Пенза, 2013. 16 с.
28. Зубаирова Л.Х., Свирщев В.И., Подборнов И.В. Оптимизация параметров режима плоского торцового планетарного шлифования. Вестник ПГТУ «Машиностроение, материаловедение»: № 3. Том 12. Пермь, 2010. С.110-114.
29. Зубаирова Л.Х., Свирщев В.И., Подборнов И.В. Тепловой баланс при плоском торцовом планетарном шлифовании. Вестник ИГТУ №1 (49). Ижевск, 2011. С.11-13.
30. Зубаирова Л.Х., Свирщев В.И. Аналитическое описание теплонапряженности процесса плоского торцового планетарного шлифования тонких пластин. Сб. трудов XX МНТК «Машиностроение и техносфера XXI века». Т3. Донецк, 2013. С. 13-16.
31. Зубаирова Л.Х., Свирщев В.И. Аналитическое описание напряженного состояния детали при плоском торцовом планетарном шлифовании. Материалы НТК «Новые и нетрадиционные технологии в ресурсе и энергосбережении». Киев-Одесса, 2013. С. 154-155.
32. Зубаирова Л.Х., Свирщев В.И. Определение остаточных напряжений от действия силы резания при шлифовании. Материалы НТК

«Новые и нетрадиционные технологии в ресурсо и энергосбережении». Киев-Одесса, 2013. С. 156-158.

33. Зубаирова Л.Х., Свирщев В.И. Аналитическое описание напряженного состояния детали при плоском торцовом планетарном шлифовании. СТИН, № 7, 2013. С. 14-18.

34. Зубаирова Л.Х., Свирщев В.И. Определение остаточных напряжений от действия силы резания при шлифовании. СТИН, № 2, 2014. С. 35-37.

35. Зубаирова Л.Х., Свирщев В.И. Определение прогиба прямоугольной пластины под воздействием остаточных напряжений. «Высокие технологии в машиностроении» Материалы ВНТ Интернет- конференции. Самара, «Самарский ГТУ», 2013. С. 152-155.

36. Зубаирова Л.Х., Свирщев В.И. Определение распределенной нагрузки, прикладываемой к поверхности тонкой пластины, эквивалентной возникающим при ПТПШ остаточным напряжениям. «Высокие технологии в машиностроении» Материалы ВНТ Интернет- конференции. Самара, «Самарский ГТУ», 2013. С. 155-157.

37. Ильюшин А.А. Пластичность. Ч. 1. Упруго-пластические деформации/ Репр. воспр. текста изд. 1948 г. – М.: Логос, 2004. 388 с.

38. Инженерия поверхности деталей / Колл. Авт.; под ред. А.Г. Суслова. М.: Машиностроение, 2008. – 320 с.

39. Ипполитов Г.М. Абразивно-алмазная обработка. М.: Машиностроение, 1969. 334 с.

40. Калинин Е.П. Теория и практика управления производительностью шлифования без прижогов с учетом затупления инструмента.– СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2009. – 358 с.

41. Качанов Л.М. Основы теории пластичности. М. Наука, 1969. 420 с.

42. Кацев П.Г. Статистические методы исследования режущего инструмента. М.: Машиностроение, 1974. 231 с.

43. Классификатор ЕСКД. Классы 71, 72, 73, 74, 75, 76. Иллюстрированный определитель деталей. Пояснительная записка. М: Изд-во стандартов, 1986.

44. Константинов А.Е. Повышение эффективности обработки точных маложестких деталей на токарном станке. Автореферат диссертации на соискание ученой степени канд. техн. наук. Саратов, 2001. 16 с.
45. Константинов О.Я. Магнитная технологическая оснастка. Л., Машиностроение, 1974. 384 с.
46. Королев А.Н., Новоселов Ю.К. Теоретико-вероятностные основы абразивной обработки. Часть 2. Взаимодействие инструмента и заготовки при абразивной обработке. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1989. –160 с.
47. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. М: Машиностроение, 1974. 280 с.
48. Костин Н.В. Реверсивное шлифование высокопрочных композиционных материалов, наплавленных и напыленных покрытий. Пермь, ПГТУ, 1992. 200 с.
49. Кремень З.И. Технология шлифования в машиностроении/ З.И. Кремень, В.Г. Юрьев, А.Ф. Бабошкин; под общ. ред. З.И. Кремня. – СПб.: Политехника, 2007. 424 с.
50. Кроха В. А. Кривые упрочнения металлов при холодной деформации. Машиностроение, 1968. 131 с.
51. Кроха В. А. Упрочнение металлов при холодной пластической деформации. – М.: Машиностроение, 1980. 157 с.
52. Ластовский П.Н. Обеспечение заданных требований точности при автоматизированной токарной обработке тонкостенных деталей. Автореферат диссертации на соискание ученой степени канд. техн. наук. Омск, 2010. 23 с.
53. Лахонин А.Н. Оперативная технологическая оценка поверхностного слоя. Автореферат диссертации на соискание ученой степени канд. техн. наук. Нижний Новгород, 1994. 22 с.
54. Лебедев Л.В. Технология машиностроения. Изд-во «Академия», 2006. 528 с.
55. Лурье Г.Б. шлифование металлов. М.: Машиностроение, 1969. 172 с.
56. Люпа Д.С. Повышение эффективности планетарного шлифования за счет применения устройства для абразивной обработки плоских поверхностей.

Автореферат диссертации на соискание ученой степени канд. техн. наук. Ижевск, 2004. 16 с.

57. Малинин Н.Н. Прикладная теория пластичности и ползучести. Учебник для студентов вузов. М.: Машиностроение, 1968. 400 с.

58. Макаров В.Ф. Резание металлов: учеб. пособие / В.Ф. Макаров. – Пермь: Изд-во Перм. нац. исслед. политехн. ун-та, 2009. 364 с.

59. Макаров В.Ф. Современные методы высокоэффективной абразивной обработки труднообрабатываемых материалов: учеб. пособие.– Пермь: Изд-во Перм. нац. исслед. политехн. ун-та, 2013. – 359 с.

60. Марочник сталей и сплавов. А.С. Зубченко, М.М. Колосков, Ю.В. Каширский и др. Под общей редакцией А.С. Зубченко. – М.: Машиностроение, 2003. 784 с.

61. Маслов Е.Н. Теория шлифования металлов. М.: Машиностроение, 1974. 320 с.

62. Маталин А.А. Качество поверхности и эксплуатационные свойства деталей машин. – Л., – М.: Машгиз, 1956. 252 с.

63. Маталин А.А. Технологические методы повышения долговечности деталей машин. – Киев: Техника, 1971. 144 с.

64. Маталин А.А. Точность механической обработки и проектирование технологических процессов. М.: Машиностроение, 1970. 320 с.

65. Маталин А.А. Технология машиностроения: // Учебник. –Л.: Машиностроение. Ленинградское отд-ие, 1985. 490 с.

66. Мельников А.С. Технология машиностроения: основы достижения точности детали: Учебное пособие. Ростов-на-Дону: Издательский центр ДГТУ, 1995. 128 с.

67. Мостовая Я.Г. Обеспечение качества алмазно-абразивной обработки деталей на основе имитационного моделирования. Автореферат диссертации на соискание ученой степени канд. техн. наук. Барнаул, 2009. 16 с.

68. Наерман М. С. И др. Справочник молодого шлифовщика/ М.С. Наерман, Я.М. Наерман, А.Э. Исаков.–2-е изд., перераб. и доп.–М: Высш. Шк.,1991. 207с.

69. Никифоров Н.П. Современные тенденции шлифования и абразивной обработки: монография / И.П. Никифоров. – Старый Оскол: ТНТ, 2012. 500с.
70. Оробинский В.М. Прогрессивные методы шлифования и их оптимизация. Учеб. пособие/ ВолгГТУ. – Волгоград, изд-во ВолгГТУ, 1994. 218 с.
71. Остаточные напряжения: Учебное пособие./Ж.А. Мрочек, С.С. Макаревич, Л.М. Кожуро и др.–Мн.: УП «Технопринт», 2003. 353 с.
72. Остаточные напряжения в деформируемых твердых телах. Чернышев Г.Н., Попов А.Л., Козинцев В.М., Пономарев И.И. – М. Наука. Физмаилит, 1996. 240 с.
73. Островский В.И. Теоретические основы процесса шлифования. Л: Изд-во Ленингр. ун-та, 1981. 144 с.
74. Подборнов И.В. Повышение эффективности и качества чистовой обработки плоских поверхностей методом торцового планетарного шлифования. Диссертация на соискание ученой степени к.т.н. – Пермь, 2011. 183 с.
75. Подзей А.В. Остаточные напряжения при шлифовании и их регулирование. – В сб.: «Высокопроизводительное шлифование». Под ред. Е.Н. Маслова. М., «Наука». 1962.
76. Прилуцкий В.А. Технологическое обеспечение точности поверхностей деталей соединений. (Методы уменьшения периодической погрешности обработки) / Самар. гос.техн. ун-т. Самара, 1998. 132 с.
77. Размерный анализ технологических процессов/В.В. Матвеев, М.М. Тверской, Ф.И. Бойков и др. – М.: Машиностроение, 1982. 264 с.
78. Рахмарова М.С., Мирер Я. Г. Влияние технологических факторов на надежность лопаток газовых турбин. – М.: Машиностроение, 1966. 223 с.
79. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. – М.: Машиностроение, 1981. 279 с.
80. Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах. – М.: Машиностроение, 1990. 288 с.

81. Репко А.В. Развитие теории технологии шлифования деталей из материалов, склонных к образованию тепловых дефектов. Диссертация на соискание ученой степени доктора технических наук. – Ижевск, 2005. 403 с.

82. Свирщев В.И., Подборнов И. В. Прогнозирование шероховатости поверхности по ширине шлифуемой детали при плоском торцовом планетарном шлифовании // Труды международной научно-технической конференции, Харьков: ХНПК «ФЭД», 2009. с.306-309.

83. Свирщев В.И., Подборнов И. В. Прогнозирование структурных превращений материала поверхностного слоя от технологических условий плоского торцового планетарного шлифования // Труды международной научно-технической конференции, Харьков: ХНПК «ФЭД», 2009. с.304-306.

84. Свирщев В.И., Флегентов В.К., Подборнов И.В. Кинематика формообразования плоской поверхности при торцовом планетарном шлифовании // Процессы абразивной обработки, абразивные инструменты и материалы, Шлифабразив – 2009. с.88-90.

85. Свирщев В.И., Флегентов В.К., Подборнов И.В. Геометрические параметры зоны контакта инструмента с деталью при плоском торцовом планетарном шлифовании // Процессы абразивной обработки, абразивные инструменты и материалы, Шлифабразив – 2009. с.84-88.

86. Серенсен С.В., Когаев В.П., Шнейдерович Р.М. Несущая способность и расчет деталей машин на точность. Руководство и справочное пособие. Под ред. С.В. Серенсена. М.: Машиностроение, 1975. 488 с.

87. Силин С.С. Метод подобия при резании материалов. М.: Машиностроение, 1979. 152 с.

88. Силин С.С. Глубинное шлифование деталей из труднообрабатываемых материалов / С.С Силин, В.А. Хрульков, А.В. Лобанов, Н.С. Рыкунов. – М.: Машиностроение, 1984. 64 с.

89. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности. М: Машиностроение, 1978. 167 с.

90. Соколова Е.Ю. Повышение качества технологического процесса на основе его количественной оценки. Автореферат диссертации на соискание ученой степени канд. техн. наук. Рыбинск, 2013. 16 с.
91. Соколовский А.П. Курс технологии машиностроения. Ч. 1. МТМ СССР Государственное научно-техническое изд-во, М., 1947. 344 с.
92. Соколовский В.В. Теория пластичности. Гос. изд. техн.-теор. лит. М., Л., 1950. 396 с.
93. Сопrotивление пластической деформации металлов и сплавов. Справочник. Полухин П.И., Гун Г.Я., Галкин А.М., «Металлургия», 1983, 352 с.
94. Спиридонов А.А., Васильев Н.Г. Планирование эксперимента при исследовании и оптимизации технологических задач. Свердловск, изд. УПИ им. С.М. Кирова, 1975. 140 с.
95. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т.1 / Под. ред. А.М. Дальского, А.Г. Косиловой и Р.К. Мещерякова, А.Г. Сулова. 5-ое изд., перераб. и доп. М.: Машиностроение-1, 2001. 912 с.
96. Степанов Ю. Н. Разработка и исследование процесса плоского торцового планетарного шлифования. Диссертация на соискание ученой степени к.т.н. – Пермь, 2000. 254 с.
97. Сулов А.Г. Качество поверхностного слоя деталей машин. М.: Машиностроение, 2000. 320 с.
98. Сулов А.Г. Технология машиностроения. Учебник для студентов машиностроительных специальностей вузов.–2-е изд., перераб. и доп. М.: Машиностроение, 2007. 430 с.
99. Сулов А.Г., Дальский А.М. Научные основы технологии машиностроения. М.: Машиностроение, 2002. 684 с.
100. Сулов А.Г., Федоров В.П., Горленко О.А. и др. Технологическое обеспечение и повышение эксплуатационных свойств деталей и их соединений / Под общей ред. А.Г. Сулова. – М.: Машиностроение, 2006. 448с.
101. Теоретический и экспериментальный анализ зависимости параметров качества поверхностного слоя при обработке с оптимальными режимами

резания (оптимальной температурой) от технологических факторов. – В сб.№4: Автоматическое регулирование процессов резания по температуре. Ярославль. 1976.

102. Технологические остаточные напряжения. Под ред. д-ра техн. наук. проф. А.В. Подзея. М., «Машиностроение», 1973. 216 с.

103. Технология конструкционных материалов. Под. ред. Г.А. Прейса. – К.: Вища школа. Головное изд-во, 1984. 359 с.

104. Тимофеев М.В. Определение технологических условий шлифования деталей ГТД с учетом структурных и фазовых изменений в их поверхностном слое. Автореферат диссертации на соискание ученой степени канд. техн. наук. Рыбинск, 2004. 16 с.

105. Тимошенко С.П., Войновский-Кригер С. Пластинки и оболочки. – М.: Государственное издательство физико-математической литературы. 1963. 635 с.

106. Томсен Э., Янг Ч., Кобаяши Ш. Механика пластических деформаций при обработке металлов. «Машиностроение», 1968. 504 с.

107. Уразбахтина А.Ю. Математическое моделирование процесса шлифования деталей из титановых и вольфрамовых сплавов. Автореферат диссертации на соискание ученой степени канд. техн. наук. Ижевск, 2002. 16 с.

108. Точность и производственный контроль в машиностроении: Справочник/ И.И. Балонкина, А.К. Кутай, Б.М. Сорочкин, Б.А. Тайц; Под общ. ред. А.К. Кутая, Б.М. Сорочкина. – Л.: Машиностроение, 1983. – 368 с.

109. Фридман Я.Б. Механические свойства металлов. Часть первая. Деформации и разрушение. М., «Машиностроение», 1974. 472 с.

110. Фридман Я.Б. Механические свойства металлов. Часть вторая. Механические испытания. Конструкционная прочность. М., «Машиностроение», 1974. 436 с.

111. Шарипов Б.У. Повышение эффективности механической обработки путем оценки напряженного состояния. Автореферат диссертации на соискание ученой степени доктора. техн. наук. Уфа, 2000. 24 с.



112. Шведков Е.Л. Элементарная математическая статистика в экспериментальных задачах материаловедения. Киев, Наука Думкова, 1975. 111 с.
113. Хусаинов А.Ш. Повышение эффективности шлифования заготовок тонкостенных деталей. Автореферат диссертации на соискание ученой степени канд. техн. наук. Ульяновск, 1996. 16 с.
114. Эльянов В.Д. Точность и качество поверхности при обработке абразивными инструментами. М., «Машиностроение», 1977. 48 с.
115. Якимов А.В. и др. Технология машиностроения: Учебник/ А.В. Якимов, А.А. Якимов, В.П. Ларшин, В.И. Свирщев. – Пермь, 2002. 563 с.
116. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования. М.: Машиностроение, 1975. 175 с.
117. Ящерицын П.И. Теория резания: учеб./П.И. Ящерицын, Е.Э. Фельдштейн, М.А. Корниевич. Мн.; Новое знание, 2006. 512 с.
118. Ящерицын П.И., Зайцев А.Г. Повышение качества шлифованных поверхностей и режущих свойств абразивно-алмазного инструмента. Минск, Наука и техника, 1971. 480 с.
119. Ящерицын П.И., Цокур А.К., Еременко Л.М. Тепловые явления при шлифовании и свойства обработанных поверхностей. Минск, Наука и техника, 1973. 184 с.
120. Ящерицын П.И., Рыжов Э.В., Аверченков В.И. Технологическая наследственность в машиностроении. Минск, Наука и техника, 1977. 221 с.
121. Xtress Robot XМУ X3003 и G3. Руководство по эксплуатации. V.1.1. Февраль 2014. 39 с.
122. ISSN 1068-798X / Russian Engineering Research, 2014. Vol. 34, No.2, pp. 108-111. Stress State of a Component in Plane Planetary End Grinding. L.Kh. Zubaiova, V.I. Svirshcev, published in STIN No.7, pp. 14-18.

## ПРИЛОЖЕНИЯ

Результаты статистической обработки экспериментальных исследований деформации тонких пластин из стали P18

<i>n</i>	5						
№обр	<i>V<sub>д</sub></i> , м/с	<i>t</i> =0,02, мм			<i>t</i> =0,03, мм		
		<i>v<sub>i</sub></i> , мм	<i>v<sub>i</sub>-v<sub>ср</sub></i> , мм	$(v_i-v_{ср})^2$ , мм <sup>2</sup>	<i>v<sub>i</sub></i> , мм	<i>v<sub>i</sub>-v<sub>ср</sub></i> , мм	$(v_i-v_{ср})^2$ , мм <sup>2</sup>
1	0,05				0,0011	-0,000240	0,000000058
2					0,0016	0,000260	0,000000068
3					0,0013	-0,000040	0,000000002
4					0,0015	0,000160	0,000000026
5					0,0012	-0,000140	0,000000020
сумма							0,000000172
<i>v<sub>ср</sub></i> , мм					0,00134		
<i>S</i> <sup>2</sup> , мм <sup>2</sup>							0,000000043
<i>S</i> , мм							0,0002074
<i>t</i> <sub>0,05; 4</sub>							2,78
$\Delta v$ , мм							0,00026
<i>var</i>							0,155
Доверительная вероятность							95%
1		0,08	0,0003	-0,00009	0,0000000081	0,0018	-0,00028
2	0,0005		0,00011	0,0000000117	0,003	0,00092	0,000000846
3	0,00055		0,00016	0,0000000250	0,0017	-0,00038	0,000000144
4	0,0004		0,00001	0,0000000001	0,0018	-0,00028	0,000000078
5	0,00021		-0,00018	0,0000000331	0,0021	0,00002	0,000000000
сумма				0,0000000779			0,000001148
<i>v<sub>ср</sub></i> , мм	0,000392				0,00208		
<i>S</i> <sup>2</sup> , мм <sup>2</sup>				0,000000019			0,000000287
<i>S</i> , мм				0,000139567			0,0005357
<i>t</i> <sub>0,05; 4</sub>				2,78			2,78
$\Delta v$ , мм				0,00017			0,00067
<i>var</i>				0,36			0,26
Доверительная вероятность				95%			95%
1	0,17		0,001	0,00008	0,0000000064	0,008	-0,00024
2		0,0012	0,00028	0,0000000784	0,0055	-0,00074	0,000000548
3		0,0008	-0,00012	0,0000000144	0,0057	-0,00054	0,000000292
4		0,0007	-0,00022	0,0000000484	0,007	0,00076	0,000000578
5		0,0009	-0,00002	0,0000000004	0,007	0,00076	0,000000578
сумма				0,0000001480			0,000002052
<i>v<sub>ср</sub></i> , мм		0,00092			0,00664		
<i>S</i> <sup>2</sup> , мм <sup>2</sup>				0,000000037			0,000000513
<i>S</i> , мм				0,000192354			0,000716
<i>t</i> <sub>0,05; 4</sub>				2,78			2,78
$\Delta v$ , мм				0,00024			0,00089
<i>var</i>				0,2091			0,11
Доверительная вероятность				95%			95%

Коэффициенты поверхностной пористости  $K_n$

Таблица 1

Твердость, старое обозначение	Твердость, новое обозначение	Номер структуры								
		12	11	10	9	8	7	6	5	4
T2	S	0,850	0,904	0,966	1,036	1,117	1,113	1,326	1,461	1,628
T1	R	0,937	1,000	1,071	1,153	1,250	1,364	1,500	1,666	1,875
CT3	Q	1,033	1,105	1,189	1,285	1,400	1,536	1,702	1,909	2,172
CT2	P	1,138	1,222	1,320	1,435	1,571	1,737	1,941	2,200	2,538
CT1	O	1,254	1,353	1,468	1,604	1,769	1,971	2,226	2,555	3,000
C2	N	1,385	1,500	1,636	1,800	2,000	2,250	2,571	3,000	3,600
C1	M	1,531	1,666	1,829	2,027	2,272	2,586	3,000	3,571	4,411
CM2	L	1,696	1,857	2,052	2,294	2,600	3,000	3,545	4,333	5,571
CM1	K	1,883	2,077	2,314	2,613	3,000	3,521	4,263	5,400	7,364
M3		2,100	2,330	2,625	3,000	3,500	4,200	5,250	7,000	10,500
M2		2,351	2,636	3,000	3,480	4,143	5,117	6,692	9,666	17,400
M1		2,571	3,000	3,461	4,090	5,000	6,428	9,000	15,000	45,000

Коэффициенты структуры круга  $K_{ск}$

Таблица 2

Твердость, старое обозначение	Твердость, новое обозначение	Номер структуры								
		12	11	10	9	8	7	6	5	4
T2	S	0,077	0,069	0,061	0,054	0,048	0,042	0,039	0,032	0,027
T1	R	0,076	0,067	0,060	0,051	0,047	0,041	0,036	0,031	0,026
CT3	Q	0,074	0,065	0,058	0,049	0,045	0,039	0,034	0,029	0,024
CT2	P	0,072	0,064	0,056	0,047	0,043	0,037	0,032	0,027	0,022
CT1	O	0,070	0,062	0,054	0,043	0,041	0,035	0,030	0,025	0,020
C2	N	0,068	0,060	0,052	0,045	0,039	0,033	0,028	0,023	0,018
C1	M	0,066	0,058	0,050	0,043	0,037	0,031	0,026	0,021	0,016
CM2	L	0,064	0,056	0,048	0,041	0,034	0,029	0,024	0,018	0,013
CM1	K	0,062	0,052	0,046	0,038	0,032	0,026	0,021	0,016	0,011
M3		0,059	0,051	0,043	0,036	0,029	0,023	0,018	0,013	0,008
M2		0,057	0,048	0,040	0,033	0,026	0,021	0,015	0,010	0,005
M1		0,055	0,045	0,037	0,030	0,024	0,017	0,012	0,007	0,002

ПРОГРАММА ОПРЕДЕЛЕНИЯ РЕКОМЕНДУЕМЫХ ПАРАМЕТРОВ  
РЕЖИМА ПТПШ ПО ТРЕБУЕМОМУ ЗНАЧЕНИЮ  
ПРОГИБА ПЛАСТИНЫ

Входные данные:

Прогиб  $v := 0.1$

Размеры пластины

Обрабатываемый материал

Шлиф. круг

24AF25L7V

30XGCA

$a := 76$

$b := 19$

$d := 1.3$

$E := 205000$

$HV := 4710 \cdot 10^6$

$n := 0.09$

$\sigma := 1080$

$K_n := 3$

$K_{sk} := 0.029$

$dz := 0.4$

$a, b, d$  – длина, ширина, толщина пластины, мм;  
 $v$  – требуемый прогиб, мм;  
 $E, HV$  – модуль упругости, твердость, Па;  
 $dz$  – диаметр зерна, мм;  $n$  – показатель упрочнения;  
 $K_n, K_{sk}$  – коэфф. пористости и структуры круга;  
 $\sigma$  – предел текучести, МПа.

Расчет:

$k_d :=$   $k \leftarrow 0$   
 $k \leftarrow 125$  if  $d < 5.01$   
 $k \leftarrow 91.13$  if  $d < 4.51$   
 $k \leftarrow 64$  if  $d < 4.01$   
 $k \leftarrow 42.88$  if  $d < 3.51$   
 $k \leftarrow 27$  if  $d < 3.01$   
 $k \leftarrow 15.63$  if  $d < 2.51$   
 $k \leftarrow 8$  if  $d < 2.01$   
 $k \leftarrow 3.38$  if  $d < 1.51$   
 $k \leftarrow 2.2$  if  $d < 1.31$   
 $k \leftarrow 1$  if  $d < 1.01$   
 $k \leftarrow 1$  otherwise  
 $k$

$k_n :=$   $k \leftarrow 0$   
 $k \leftarrow 1.521$  if  $n < 0.401$   
 $k \leftarrow 1.265$  if  $n < 0.301$   
 $k \leftarrow 1.13$  if  $n < 0.201$   
 $k \leftarrow 1.048$  if  $n < 0.151$   
 $k \leftarrow 1$  if  $n < 0.101$   
 $k \leftarrow 0.991$  if  $n < 0.091$   
 $k \leftarrow 0.976$  if  $n < 0.081$   
 $k \leftarrow 1$  otherwise  
 $k$

$k_E :=$   $k \leftarrow 0$   
 $k \leftarrow 1.15$  if  $E < 231000$   
 $k \leftarrow 1.13$  if  $E < 226000$   
 $k \leftarrow 1.1$  if  $E < 221000$   
 $k \leftarrow 1.08$  if  $E < 216000$   
 $k \leftarrow 1.05$  if  $E < 211000$   
 $k \leftarrow 1.03$  if  $E < 206000$   
 $k \leftarrow 1$  if  $E < 201000$   
 $k \leftarrow 0.98$  if  $E < 196000$   
 $k \leftarrow 1$  otherwise  
 $k$

$k_{Pd} :=$   $k \leftarrow 0$   
 $k \leftarrow 0.793$  if  $d < 5.01$   
 $k \leftarrow 0.806$  if  $d < 4.51$   
 $k \leftarrow 0.815$  if  $d < 4.01$   
 $k \leftarrow 0.831$  if  $d < 3.51$   
 $k \leftarrow 0.848$  if  $d < 3.01$   
 $k \leftarrow 0.871$  if  $d < 2.51$   
 $k \leftarrow 0.901$  if  $d < 2.01$   
 $k \leftarrow 0.938$  if  $d < 1.51$   
 $k \leftarrow 0.960$  if  $d < 1.31$   
 $k \leftarrow 1$  if  $d < 1.01$   
 $k \leftarrow 1$  otherwise  
 $k$

$k(a, b) :=$   $k \leftarrow 0$   
 $k \leftarrow 0.1$  if  $a < 100 \wedge b < 35$   
 $k \leftarrow 0.105$  if  $a < 90 \wedge b < 35$   
 $k \leftarrow 0.112$  if  $a < 80 \wedge b < 35$   
 $k \leftarrow 0.124$  if  $a < 70 \wedge b < 35$   
 $k \leftarrow 0.142$  if  $a < 60 \wedge b < 35$   
 $k \leftarrow 0.174$  if  $a < 100 \wedge b < 30$   
 $k \leftarrow 0.181$  if  $a < 90 \wedge b < 30$   
 $k \leftarrow 0.191$  if  $a < 80 \wedge b < 30$   
 $k \leftarrow 0.206$  if  $a < 70 \wedge b < 30$   
 $k \leftarrow 0.229$  if  $a < 60 \wedge b < 30$   
 $k \leftarrow 0.271$  if  $a < 50 \wedge b < 30$   
 $k \leftarrow 0.343$  if  $a < 100 \wedge b < 25$   
 $k \leftarrow 0.353$  if  $a < 90 \wedge b < 25$   
 $k \leftarrow 0.367$  if  $a < 80 \wedge b < 25$   
 $k \leftarrow 0.387$  if  $a < 70 \wedge b < 25$   
 $k \leftarrow 0.419$  if  $a < 60 \wedge b < 25$   
 $k \leftarrow 0.475$  if  $a < 50 \wedge b < 25$   
 $k \leftarrow 0.803$  if  $a < 100 \wedge b < 20$   
 $k \leftarrow 0.818$  if  $a < 90 \wedge b < 20$   
 $k \leftarrow 0.839$  if  $a < 80 \wedge b < 20$   
 $k \leftarrow 0.869$  if  $a < 70 \wedge b < 20$   
 $k \leftarrow 0.917$  if  $a < 60 \wedge b < 20$   
 $k \leftarrow 1$  if  $a < 50 \wedge b < 20$   
 $k \leftarrow 2.46$  if  $a < 100 \wedge b < 15$   
 $k \leftarrow 2.48$  if  $a < 90 \wedge b < 15$   
 $k \leftarrow 2.52$  if  $a < 80 \wedge b < 15$   
 $k \leftarrow 2.57$  if  $a < 70 \wedge b < 15$   
 $k \leftarrow 2.65$  if  $a < 60 \wedge b < 15$   
 $k \leftarrow 2.79$  if  $a < 50 \wedge b < 15$   
 $k \leftarrow 12.12$  if  $a < 100 \wedge b < 10$   
 $k \leftarrow 12.18$  if  $a < 90 \wedge b < 10$   
 $k \leftarrow 12.26$  if  $a < 80 \wedge b < 10$   
 $k \leftarrow 12.38$  if  $a < 70 \wedge b < 10$   
 $k \leftarrow 12.55$  if  $a < 60 \wedge b < 10$   
 $k \leftarrow 12.86$  if  $a < 50 \wedge b < 10$   
 $k \leftarrow 1$  otherwise  
 $k$

$k(a, b)$ ,  $k_d$ ,  $k_E$ ,  $k_n$ ,  $k_{Pd}$ ,  $K_{kck}$ ,  $K_{kn}$ ,  $K_{dz}$ ,  $k_{\sigma y}$  – коэффициенты длины и ширины пластины, толщины пластины по прогибу, модуля упругости, упрочнения материала, толщины по нагрузке, структуры круга, пористости круга, по размеру зерна, глубины по пределу текучести;  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $C_3$  – коэффициенты при расчете напряжений,  $\theta_0$  – угол максимума напряжений,  $b_s$  – ширина зоны контакта круга и детали

$$C_1 := 0.552 \cdot n + 0.628 \quad C_2 := 0.66 \cdot n^{-0.66} \quad C_3 := \frac{\sqrt{1-2 \cdot n}}{n} \quad \theta_0 := -0.674 \cdot n + 0.482$$

$$b_s := 1 \quad K_{kck} := 0.001 K_{ck}^{-1.95} \quad C_1 = 0.678$$

$$p_b := 9.255 \cdot v \quad K_{kn} := 8.11 \cdot K_n^{-1.89} \quad C_2 = 3.234$$

$$p := p_b \cdot k(a, b) \cdot k_E \cdot k_d \quad \theta_0 = 0.421$$

$$P_{zb} := 0.274 \cdot p$$

$$S_s(V_d) := 133.81 \cdot V_d^{1.503} \quad y_{\sigma} := \frac{(C_1 \cdot P_{zb} \cdot \cosh(C_3 \cdot \theta_0 + C_2)^n) \cdot \cos(\theta_0)}{\sigma \cdot b_s}$$

$$y_{\sigma} = 0.0005 \quad k_{\sigma y} := \begin{cases} k \leftarrow 0 \\ k \leftarrow 2.08 & \text{if } y_{\sigma} < 0.051 \\ k \leftarrow 1.93 & \text{if } y_{\sigma} < 0.041 \\ k \leftarrow 1.78 & \text{if } y_{\sigma} < 0.031 \\ k \leftarrow 1.68 & \text{if } y_{\sigma} < 0.026 \\ k \leftarrow 1.59 & \text{if } y_{\sigma} < 0.021 \\ k \leftarrow 1.48 & \text{if } y_{\sigma} < 0.016 \\ k \leftarrow 1.35 & \text{if } y_{\sigma} < 0.011 \\ k \leftarrow 1.29 & \text{if } y_{\sigma} < 0.009 \\ k \leftarrow 1.13 & \text{if } y_{\sigma} < 0.005 \\ k \leftarrow 1 & \text{if } y_{\sigma} < 0.003 \\ k \leftarrow 1 & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$P_z := P_{zb} \cdot k_n \cdot k_{Pd} \cdot k_{\sigma y} \quad k_{\sigma y} = 1$$

$$K_{dz} := 0.0023 \cdot d_z^{-4.38} \quad P_{zb} = 0.482$$

$$K_k := K_{dz} \cdot K_{kck} \cdot K_{kn} \quad k_d = 2.2$$

$$k(a, b) = 0.839 \quad k_n = 0.991$$

$$k_E = 1.03 \quad k_{Pd} = 0.96$$

$$k_{\sigma y} = 1 \quad p = 1.76$$

$$K_{kck} = 0.996 \quad K_{dz} = 0.127$$

$$K_{kn} = 1.017 \quad K_k = 0.129$$

$$V_d := 0.17 \quad S_s(V_d) = 9.329 \quad P_z = 0.459$$

$$t(V_d) := 1000 \sqrt[4]{\frac{P_z}{HV \cdot K_k \cdot 1372572521.3 \cdot V_d^{1.04}}}$$

$$t(V_d) = 0.043$$

$V_d := 0.05, 0.08 \dots 0.3$

Результаты расчета:

$V_d =$	$t(V_d) =$
0.05	0.0594
0.08	0.0525
0.11	0.0484
0.14	0.0454
0.17	0.0432
0.2	0.0414
0.23	0.0399
0.26	0.0387
0.29	0.0376

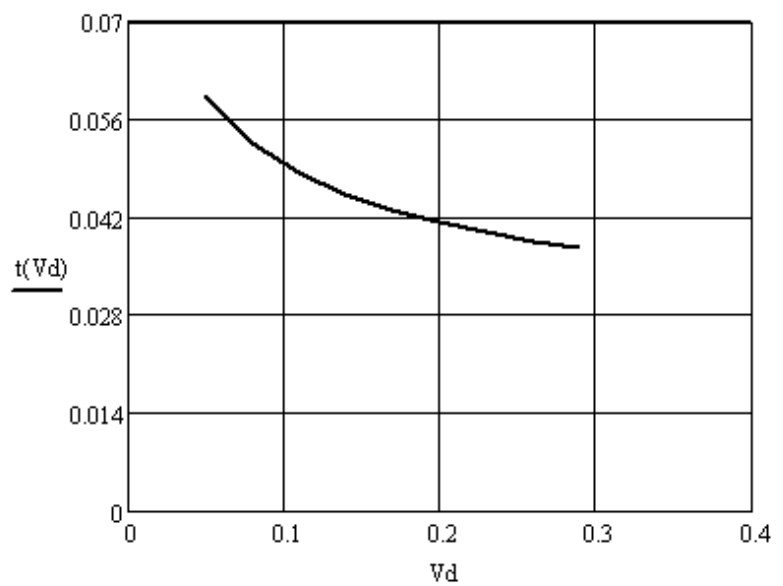


График зависимости глубины шлифования  $t$ , мм  
от скорости детали  $V_d$ , м/с