

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ РОССИЙСКОЙ
ФЕДЕРАЦИИ

Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение
высшего профессионального образования

**«НАЦИОНАЛЬНЫЙ ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ ТОМСКИЙ
ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ»**

С.И. Петрушин, А.В. Проскоков

ТЕОРИЯ НЕСВОБОДНОГО РЕЗАНИЯ МАТЕРИАЛОВ

Монография

Издательство
Томского политехнического университета
2012

УДК 621.9

ББК 34.5

ПЗ0

ПЗ0 Петрушин С.И., Проскоков А.В. Теория несвободного резания материалов: монография. / С.И. Петрушин; Томский политехнический университет. – Томск: Изд-во Томского политехнического университета, 2012 –162с.

В монографии в систематизированном виде изложены теоретические положения механики несвободного резания материалов, которые представляют собой основу для оптимального проектирования технологических операций лезвийной обработки заготовок деталей машин со снятием стружки. Рассмотрены вопросы геометрии, стружкообразования, силы и температуры резания, а также износа инструментов при несвободном резании.

Работа подготовлена на кафедре Технологии машиностроения Юргинского технологического университета (филиала) Национального исследовательского Томского политехнического университета и предназначена для магистрантов, аспирантов и докторантов, которые представляют диссертации по специальности 05.02.07 «Технология и оборудование механической и физико-технической обработки».

УДК 621.9

ББК 34.5

Рецензенты

Доктор технических наук, профессор МГТУ им. Н.Э. Баумана

С.В. Грубый

Доктор технических наук, профессор Омского ГТУ

В.С. Кушнер

ISBN 0-00000-000-0

© ФГБОУ ВПО НИ ТПУ, 2012

© Петрушин С.И., Проскоков А.В., 2012

© Оформление. Издательство Томского политехнического университета, 2012

СОДЕРЖАНИЕ

Введение	4
Глава 1. Геометрия несвободного резания	6
1.1.1 Системы координат для отсчета геометрии лезвия	7
1.1.2 Кинематическая и динамическая системы координат	11
1.2 Задание геометрии лезвия двумя углами ориентации	17
Глава 2. Стружкообразование при несвободном резании	32
2.1 Схемы несвободного резания с единственной условной поверхностью сдвига	32
2.2 Направление схода стружки	43
2.3 Схемы стружкообразования с развитой зоной пластических деформаций	55
2.4 Расчет напряженно-деформированного состояния в зоне образования стружки	67
2.5 Определение контактных напряжений и силы резания	74
Глава 3. Тепловые явления при несвободном резании	91
3.1 Данные о влиянии температуры на процесс резания.....	91
3.2. Способы экспериментального измерения температуры резания	93
3.2.1 Измерение средней температуры резания естественной термопарой	94
3.2.2 Определение температурных полей с помощью термоиндикаторных красок	96
3.3 Аналитический расчет температуры при несвободном резании	103
3.3.1 Схематизация формы тела и расположения источников тепловыделения. Расчет итоговых плотностей теплового потока	104
3.3.2 Численные методы решения дифференциального уравнения теплопроводности	112
3.4 Совершенствование инструмента на основе теплофизического анализа	123
Глава 4. Изнашивание режущих инструментов при несвободном резании	127
4.1 Дифференциальное уравнение изнашивания режущих инструментов.....	128
4.2 Обеспечение равномерного изнашивания лезвия инструмента	137
4.3 Конструирование СМП с уменьшенным диапазоном температуры вдоль режущей кромки путем управления формой задней поверхности	142
Заключение	153

ВВЕДЕНИЕ

В современном машиностроении среди всех переделов производства машины центральным по трудовым затратам до сих пор остается обработка материалов резанием, как основной способ изготовления деталей машин в связи с высокой точностью достижения требуемого качества и его сравнительно низкой энергоемкостью. В то же время прогресс в области заготовительного производства и обусловленное им приближение формы и размеров заготовки к форме и размерам детали меняют содержание обработки резанием, переводя ее в область чистовой и отделочной обработки. При этом значительно возрастают скорости резания при одновременном уменьшении сечения срезаемого слоя. Последнее, в свою очередь, приводит к тому, что рабочий участок режущего инструмента находится на вершинной, закругленной части лезвия, то есть резание становится все более несвободным из-за увеличивающейся кривизны режущей кромки.

Большинство теоретических исследований физики и механики резания материалов базируется на схеме ортогонального свободного резания с единственной условной поверхностью сдвига, предложенной еще Иваном Августовичем Тиме в 1888 году в труде «Мемуары по строганию металла и дерева». Эта схема используется до сих пор, однако она имеет очень упрощенный характер для описания реальных технологических процессов обработки резанием. В первую очередь это связано с тем, что в действительности превращение срезаемого слоя в стружку происходит не на плоскости сдвига, а в объеме материала, прилегающего к ней. Форма этой зоны пластичности является предметом поиска на основе закономерностей протекания пластических деформаций. Второе замечание относится к термину «свободное резание», под которым обычно понимают резание лезвием с одной прямолинейной кромкой. Однако, например, косоугольное обтачивание также осуществляется прямолинейным лезвием, но не относится к свободному резанию, так как величина и направление скорости резания здесь изменяется от точки к точке режущей кромки.

В данной работе под несвободным резанием понимаются такие условия деформирования срезаемого слоя, при которых очаг пластической деформации в зоне стружкообразования носит явно выраженный объемный характер. Реализуемые на производстве методы обработки резанием в своем подавляющем большинстве относятся к несвободному резанию материалов, исследование которого во всей его сложности должно привести к созданию научных основ механической технологии.

Такого рода попытки создания теории резания предпринимались на протяжении всей более чем столетней истории развития науки о резании материалов. Предпринимаются они и в настоящее время [1]. Однако следует признать, что самая распространенная схема несвободного ко-соугольного резания инструментом с криволинейной режущей кромкой на сегодняшний день является наиболее слабо разработанной, что тормозит дальнейшее развитие как теории, так и практики механической обработки резанием.

В главе 1 рассмотрена геометрия области несвободного резания. В главе 2 предложены теоретические схемы несвободного резания с единственной условной поверхностью сдвига и с развитыми зонами пластической деформации, а также способы расчёта напряжённо-деформированного состояния и физических составляющих силы резания. В главе 3 приведены методики расчета температуры при несвободном резании. Глава 4 посвящена вопросам оценки износа режущей части инструментов и конструирования инструментов с равномерным изнашиванием.

Глава 1 написана доктором технических наук, профессором С.И. Петрушиным, глава 3 – кандидатом технических наук, доцентом А.В. Проскоковым, глава 4 – совместно. Авторы с благодарностью примут все замечания и дополнения, улучшающие качество изложенного в данной монографии материала.

ГЛАВА 1. ГЕОМЕТРИЯ НЕСВОБОДНОГО РЕЗАНИЯ

Область образования стружки при несвободном резании имеет свою специфическую геометрию, которая определяется с одной стороны геометрией лезвия режущего инструмента, а с другой – формой сечения срезаемого слоя. Поэтому в первую очередь необходимо определить эту геометрию, используя как стандартные определения, так и вводя новые понятия, характерные для несвободного резания материалов. Данная глава посвящена уточнению ряда терминов и понятий в области обработки резанием.

Рабочая часть любого металлорежущего инструмента оформлена в виде лезвия (одного или нескольких), под которым понимается материальное тело, выполняющее полезную работу по снятию стружки с заготовки и непосредственно воспринимающее силовые и тепловые нагрузки. Термины, определения и обозначения элементов лезвия должны соответствовать ГОСТу 25762-83 [2].

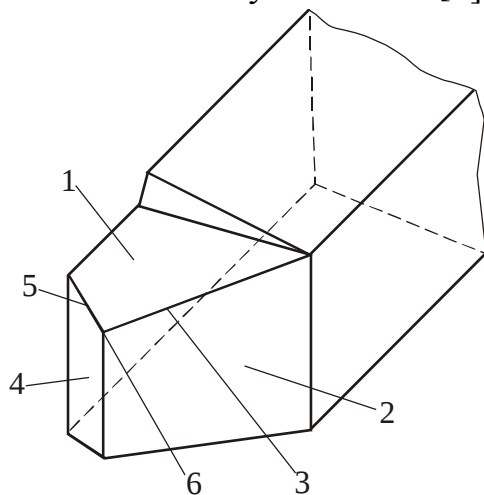


Рис. 1.1. Элементы лезвия инструмента

Поверхность лезвия инструмента 1 (рис.1.1), контактирующая в процессе резания со срезаемым слоем и стружкой, называется передней поверхностью, а контактирующая с поверхностями заготовки - задней поверхностью. Кромка лезвия инструмента, образуемая пересечением передней и задней поверхностей, называется режущей кромкой, причем ее часть 3, формирующая большую сторону сечения срезаемого слоя, называется главной режущей кромкой, а формирующая меньшую сторону – вспомогательной режущей кромкой 5.

Соответственно, часть задней поверхности, примыкающая к главной режущей кромке, определяется как главная задняя поверхность 2, а примыкающая к вспомогательной кромке - как вспомогательная задняя поверхность 4. Наконец, участок лезвия в месте пересечения главной и вспомогательной режущих кромок называется вершиной лезвия 6.

1.1 Системы координат для отсчета геометрии лезвия

Для получения и контроля геометрических параметров режущих инструментов, а также исследования процесса несвободного резания используются три прямоугольных системы координат [2]: **инструментальная, статическая и кинематическая**. Инструментальная система координат xyz (рис. 1.2) имеет начало в вершине лезвия и ориентирована относительно геометрических элементов режущего инструмента, принятых за базу. Так как в дальнейшем понятию инструментальной системы координат будет придан иной смысл (п. 1.2), то заменим здесь этот термин на **станочную** систему координат, которая ориентирована в осевом, радиальном и касательном направлении относительно вращающейся заготовки или вращающегося инструмента. Начало статической и кинематической систем координат помещено в рассматриваемую точку A в общем случае криволинейной режущей кромки, а их ориентация связывается с направлением скорости главного движения резания V (рис. 1.2) для статической, и с направлением скорости результирующего движения резания V_e (рис. 1.3) - для кинематической системы координат.

Общими для всех систем являются следующие понятия (рис.1.2-1.3):

- **рабочая плоскость** P_s - плоскость, в которой расположены направления скоростей главного движения резания и движения подачи;
- **нормальная секущая плоскость** P_n - плоскость, перпендикулярная режущей кромке в рассматриваемой точке;
- **передняя поверхность лезвия** A_f - поверхность лезвия инструмента, контактирующая в процессе резания со срезаемым слоем и стружкой;
- **задняя поверхность лезвия** A_a - поверхность лезвия инструмента, контактирующая в процессе резания с поверхностями заготовки.

Из рис. 1.2 следует, что для любого инструмента станочная и статическая системы координат имеют одинаковую ориентацию, и переход от первой ко второй осуществляется путем параллельного переноса системы xyz из вершины лезвия O в рассматриваемую точку A криволинейной режущей кромки, для которой необходимо определить геометрические параметры. С этой целью через точку A проводится три взаимно перпендикулярные плоскости:

- **статическая основная плоскость** P_{vc} , проведенная перпендикулярно направлению скорости главного движения резания V ;

- **статическая плоскость резания** P_π , касательная к режущей кромке и перпендикулярная к статической основной плоскости P_{vc} ;
- **статическая главная секущая плоскость** P_{nc} , перпендикулярная линии пересечения статических основной плоскости P_{vc} и плоскости резания P_π .

Примечание: В ГОСТе [2], на наш взгляд, допущена ошибка в обозначении плоскости резания и главной секущей плоскости. Так как традиционно касательной плоскости соответствует индекс « τ », а нормальной – « n », то здесь и в дальнейшем использованы эти обозначения для указанных координатных плоскостей.

На виде B лезвия сверху определяется **статический угол в плане** φ_c , как угол в статической основной плоскости между статической плоскостью резания P_π и рабочей плоскостью P_s . Если точка A расположена на вспомогательной режущей кромке, то иногда вводят понятие о статическом **вспомогательном угле в плане** φ_{1c} , как угле между плоскостью P_s и плоскостью, касательной ко вспомогательной режущей кромке и перпендикулярной к P_{vc} .

Статические главные углы режущего клина в точке A рассматриваются в статической главной секущей плоскости P_{nc} и определяются следующим образом:

- **статический главный задний угол** α_c – угол между задней поверхностью лезвия A_α и статической плоскостью резания P_π ;
- **статический главный передний угол** γ_c – угол между передней поверхностью лезвия A_γ и статической основной плоскостью P_{vc} ;
- **статический главный угол заострения** β_c – угол между передней A_γ и задней A_α поверхностями лезвия.

Согласно определению, сумма углов α_c , γ_c и β_c составляет $\pi/2$. Общепринятые знаки углов α_c и γ_c показаны на рис.1.2. В случае, когда передняя и задняя поверхности лезвия отличаются от плоскости, рассматриваются углы между проведенными из точки A касательными к поверхностям A_α и A_γ .

Вид K дает возможность определить натуральную величину **статического угла наклона кромки** λ_c , как угла в статической плоскости резания P_π между режущей кромкой и статической основной плоскостью P_{vc} . Для криволинейной режущей кромки в точке A проводится каса-

тельная к ней, лежащая в плоскости P_{π} . Правило знаков для угла λ_c также показано на рис. 1.2.

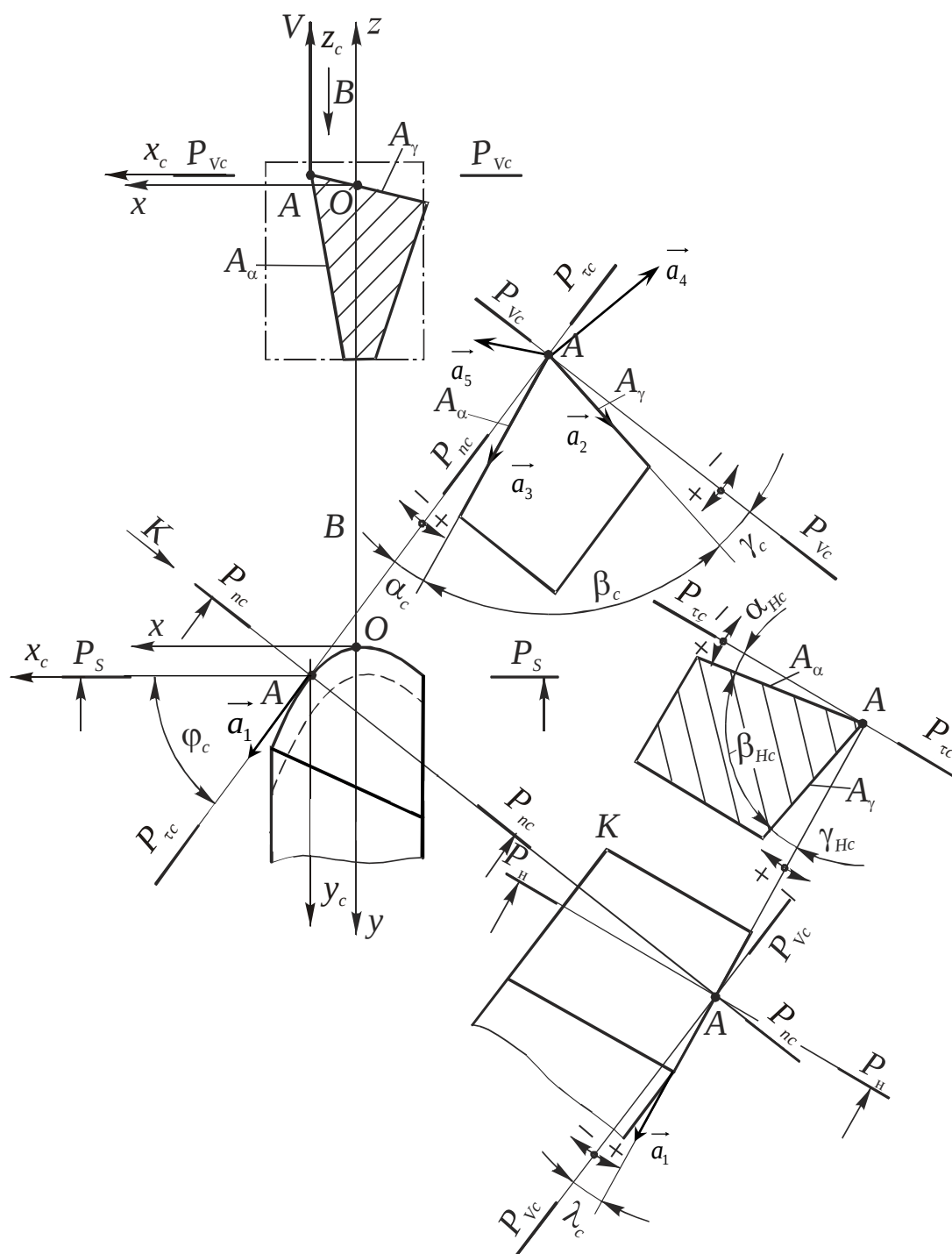


Рис.1.2. Станочные и статические координаты

В нормальной секущей плоскости P_n определяются (рис.1.2) статические **нормальный передний угол** γ_{nc} , **нормальный задний угол** α_{nc} и **нормальный угол заострения** β_{nc} , сумма которых также равна $\pi/2$.

Приведенные выше определения углов φ_c , α_c , γ_c , λ_c позволяют полностью описать геометрию лезвия режущего инструмента в любой точке режущей кромки, причем вспомогательные углы φ_{1c} , α_{1c} , γ_{1c} , λ_{1c} являются избыточными. На прямолинейных участках режущей кромки они являются общими для любой точки. Сложнее обстоит дело, если необходимо полностью описать геометрию лезвия в статических координатах, когда режущая кромка прямолинейна, и рабочие поверхности не являются плоскими. Здесь возможны несколько подходов. Первый предполагает задание уравнений передней A_γ и задней A_α поверхностей в координатах хуз, а уравнение режущей кромки получается, как линия пересечения этих поверхностей [3]. Второй путь – это путь численного задания топографии рабочих поверхностей и компьютерного описания геометрии лезвия [4]. Оба варианта позволяют описать геометрию лезвия любой сложности, однако имеют ряд недостатков, связанных в первом случае со сложностью аналитического описания формы реальных инструментов, а во втором – с получением приближенных решений. В работах [5, 6] одним из авторов предложен третий способ описания геометрии лезвия, основанный на применении математического аппарата векторной алгебры, кратко изложенный ниже.

Пусть уравнение режущей кромки в статической системе координат задано в параметрической форме:

$$\begin{cases} x = x(t); \\ y = y(t); \\ z = z(t). \end{cases} \quad (1.1)$$

Проведем в выбранной точке A касательную к режущей кромке. Единичный направляющий вектор $\vec{a}_1$ этой касательной задается выражением

$$\vec{a}_1 = x'(t) \cdot \vec{i} + y'(t) \cdot \vec{j} + z'(t) \cdot \vec{k}, \quad (1.2)$$

где $x'(t)$, $y'(t)$, $z'(t)$ - производные выражений (1.1).

С другой стороны, по определению

$$\vec{a}_1 = \cos \lambda_c \cos \varphi_c \cdot \vec{i} + \cos \lambda_c \sin \varphi_c \cdot \vec{j} + \sin \lambda_c \cdot \vec{k}. \quad (1.3)$$

Из (1.2) и (1.3) имеем

$$\begin{aligned}\varphi_c &= \arctg[y'(t)/x'(t)]; \\ \lambda_c &= \arcsin z'(t).\end{aligned}\quad (1.4)$$

Углы γ_c и α_c задают положения передней A_γ и задней A_α поверхностей в статической главной секущей плоскости P_{nc} (рис. 1.2). Соответствующие единичные направляющие векторы, исходящие из точки A , определяются следующим образом:

$$\text{для } A_\gamma - \quad \vec{a}_2 = -\cos \gamma_c \sin \varphi_c \cdot \vec{i} + \cos \gamma_c \cos \varphi_c \cdot \vec{j} - \sin \gamma_c \cdot \vec{k}; \quad (1.5)$$

$$\text{для } A_\alpha - \quad \vec{a}_3 = -\sin \alpha_c \sin \varphi_c \cdot \vec{i} + \sin \alpha_c \cos \varphi_c \cdot \vec{j} - \cos \alpha_c \cdot \vec{k}. \quad (1.6)$$

Тогда положение нормали к передней поверхности в точке A определится вектором $\vec{a}_4$

$$\begin{aligned}\vec{a}_4 &= \vec{a}_1 \times \vec{a}_2 = -(\cos \lambda_c \sin \gamma_c \sin \varphi_c + \sin \lambda_c \cos \gamma_c \cos \varphi_c) \cdot \vec{i} + \\ &+ (\cos \lambda_c \sin \gamma_c \cos \varphi_c - \sin \lambda_c \cos \gamma_c \sin \varphi_c) \cdot \vec{j} + \cos \lambda_c \cos \gamma_c \cdot \vec{k},\end{aligned}\quad (1.7)$$

а нормаль к задней поверхности – вектором $\vec{a}_5$

$$\begin{aligned}\vec{a}_5 &= \vec{a}_4 \times \vec{a}_1 = (\sin \alpha_c \sin \lambda_c \cos \varphi_c + \cos \alpha_c \cos \lambda_c \sin \varphi_c) \cdot \vec{i} + \\ &+ (\sin \alpha_c \sin \lambda_c \sin \varphi_c - \cos \alpha_c \cos \lambda_c \cos \varphi_c) \cdot \vec{j} - \sin \alpha_c \cos \lambda_c \cdot \vec{k}.\end{aligned}\quad (1.8)$$

Для определения углов режущего клина в нормальной секущей плоскости справедливы известные соотношения [3]:

$$\begin{aligned}\operatorname{tg} \alpha_n &= \frac{\operatorname{tg} \alpha_c}{\cos \lambda_c}; \\ \operatorname{tg} \gamma_n &= \operatorname{tg} \gamma_c \cos \lambda_c; \\ \beta_n &= \pi / 2 - \alpha_n - \gamma_n.\end{aligned}\quad (1.9)$$

Таким образом, полученные выражения позволяют описать геометрию лезвия с плоской передней поверхностью в рассматриваемой точке режущей кромки в статических координатах.

1.2 Кинематическая и динамическая системы координат

В кинематической системе координат **кинематическая основная плоскость** P_{vk} (рис. 1.3) проводится через рассматриваемую точку A перпендикулярно направлению скорости результирующего движения резания V_e . Это равносильно повороту станочной системы координат

хуz вокруг оси Oy на угол $\psi = \arctg(V_s/V)$ против часовой стрелки, где V_s и V – скорости движения подачи и главного движения резания, соответственно.

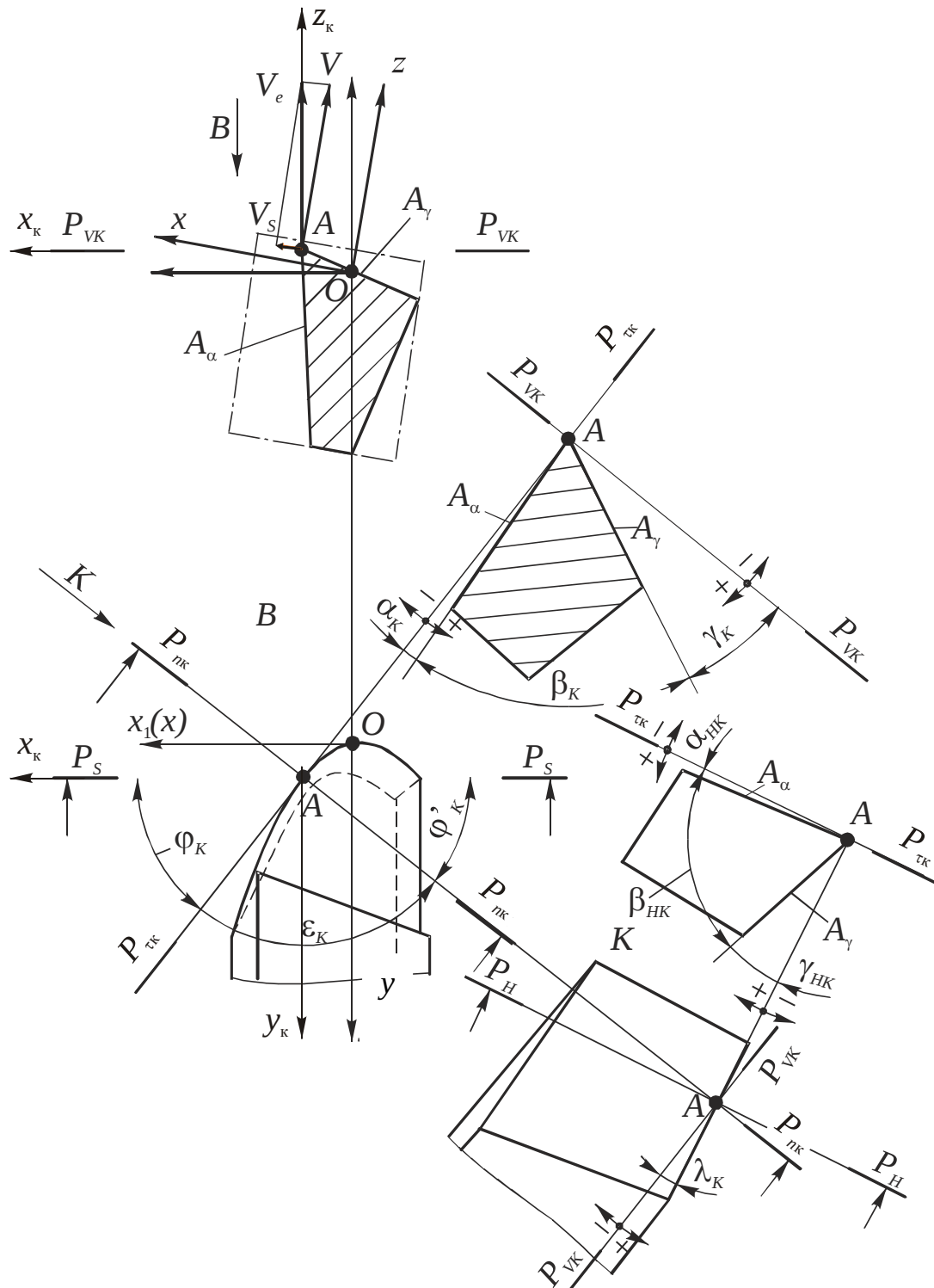


Рис. 1.3. Кинематические координаты

Новые координаты x_k, y_k, z_k будут связаны со старыми соотношениями

$$\begin{cases} x_k = \cos \psi \cdot x - \sin \psi \cdot z \\ y_k = y \\ z_k = \sin \psi \cdot x + \cos \psi \cdot z \end{cases} \quad (1.10)$$

Уравнение режущей кромки в кинематической системе координат получим из (1.1) и (1.10)

$$\begin{cases} x_k(t) = \cos \psi \cdot x(t) - \sin \psi \cdot z(t); \\ y_k(t) = y(t); \\ z_k(t) = \sin \psi \cdot x(t) + \cos \psi \cdot z(t). \end{cases} \quad (1.11)$$

Кинематический угол в плане φ_k определится как угол в кинематической основной плоскости P_{VK} между кинематической плоскостью резания P_{TK} и рабочей P_S и равен

$$\operatorname{tg} \varphi_k = \frac{\operatorname{tg} \varphi_c}{\cos \psi - \sin \psi \cdot [z'(t)/x'(t)]}. \quad (1.12)$$

Кинематический угол наклона кромки λ_k (рис. 1.3) определяется, как угол в кинематической плоскости резания P_{TK} между режущей кромкой и кинематической основной плоскостью P_{VK} , из выражения

$$\sin \lambda_k = \sin \lambda_c \cos \psi + x'(t) \sin \psi. \quad (1.13)$$

Для прямолинейной кромки, заданной углами φ_c и λ_c , формулы (1.12) и (1.13) примут вид

$$\operatorname{tg} \varphi_k = \frac{\operatorname{tg} \varphi_c}{\cos \psi - \sin \psi \cos \varphi_c \operatorname{tg} \lambda_c}; \quad (1.14)$$

$$\sin \lambda_k = \sin \lambda_c \cos \psi + \cos \lambda_c \cos \varphi_c \sin \psi. \quad (1.15)$$

Кинематический главный задний угол α_k — это угол в кинематической главной секущей плоскости P_{nK} между задней поверхностью лезвия A_α и кинематической плоскостью резания P_{TK} .

Кинематический главный передний угол γ_k — это угол в кинематической главной секущей плоскости P_{nK} между передней поверхностью лезвия A_γ и кинематической основной плоскостью P_{VK} .

Кинематический главный угол заострения β_k – это угол в кинематической главной секущей плоскости P_{nk} между передней A_γ и задней A_α поверхностями лезвия.

Углы α_k и γ_k определяются расчетом, а $\beta_k = \pi/2 - \alpha_k - \gamma_k$. В кинематической системе координат векторы $\vec{a}_4$ и $\vec{a}_5$, задающие нормали к передней и задней поверхностям, имеют следующие проекции на оси координат:

$$\begin{aligned}
 a_{4x_k} &= -\cos \lambda_c \sin \gamma_c \sin \varphi_c \cos \psi - \sin \lambda_c \cos \gamma_c \cos \varphi_c \cos \psi + \\
 &\quad \cos \lambda_c \cos \gamma_c \sin \psi; \\
 a_{4y_k} &= \cos \lambda_c \sin \gamma_c \cos \varphi_c - \sin \lambda_c \cos \gamma_c \sin \varphi_c; \\
 a_{4z_k} &= \cos \lambda_c \cos \gamma_c \cos \psi - \cos \lambda_c \sin \gamma_c \sin \varphi_c \sin \psi - \\
 &\quad - \sin \lambda_c \cos \gamma_c \cos \varphi_c \sin \psi; \\
 a_{5x_k} &= \sin \alpha_c \sin \lambda_c \cos \varphi_c \cos \psi + \cos \alpha_c \cos \lambda_c \sin \varphi_c \cos \psi + \\
 &\quad + \sin \alpha_c \cos \lambda_c \sin \psi; \\
 a_{5y_k} &= \sin \alpha_c \sin \lambda_c \sin \varphi_c - \cos \alpha_c \cos \lambda_c \cos \varphi_c; \\
 a_{5z_k} &= \sin \alpha_c \sin \lambda_c \cos \varphi_c \sin \psi + \cos \alpha_c \cos \lambda_c \sin \varphi_c \cos \psi - \\
 &\quad - \sin \alpha_c \cos \lambda_c \cos \psi.
 \end{aligned} \tag{1.16}$$

С учетом выражений (1.16) кинематические главные передний и задний углы определяются из формул

$$\operatorname{tg} \gamma_k = (a_{4x_k} \cdot \sin \varphi_k - a_{4y_k} \cdot \cos \varphi_k) / a_{4z_k}; \tag{1.17}$$

$$\operatorname{tg} \alpha_k = a_{5z_k} / (a_{5y_k} \cdot \cos \varphi_k - a_{5x_k} \cdot \sin \varphi_k). \tag{1.18}$$

ГОСТом [2] определен также **рабочий кинематический задний угол** α_p , как угол в рабочей плоскости P_s между задней поверхностью лезвия A_α и направлением скорости результирующего движения лезвия V_e в рассматриваемой точке А. Он рассчитывается по следующей формуле:

$$\operatorname{tg} \alpha_p = \frac{\operatorname{tg} \alpha_c \cdot (1 - \operatorname{tg} \lambda_c \operatorname{tg} \psi \cos \varphi_c) - \operatorname{tg} \psi \cos \varphi_c}{\operatorname{tg} \alpha_c \cdot (\operatorname{tg} \lambda_c \cos \varphi_c + \operatorname{tg} \psi) + \sin \varphi_c}. \tag{1.19}$$

Углы в нормальной секущей плоскости P_n определяются по формулам, аналогичным приведенным в [3]:

$$\operatorname{tg} \alpha_n = \frac{\operatorname{tg} \alpha_n}{\cos \lambda_n}, \quad (1.20)$$

$$\operatorname{tg} \gamma_n = \operatorname{tg} \gamma_n \cdot \cos \lambda_n. \quad (1.21)$$

С целью определения геометрии лезвия в направлении схода стружки введем еще одну систему координат – **динамическую**, под которой будем в дальнейшем понимать прямоугольную систему координат с началом в рассматриваемой точке режущей кромки, ориентированную относительно направления начального схода стружки при несвободном резании.

Если кинематическая система координат позволяет определить действительные углы лезвия в процессе сложного относительного движения инструмента и заготовки, то представленная на рис. 1.4 динамическая система координат позволяет:

а) переходить от схемы свободного резания к схеме несвободного резания;

б) определять передние и задние углы лезвия в направлении схода стружки по передней поверхности;

в) исследовать процессы образования и заворачивания стружки, а также силового и теплового нагружения лезвия при несвободном резании.

Исходным параметром для динамической системы координат является угол начального схода стружки. Отметим, что его определение по стандарту [2], как угла в плоскости, касательной к передней поверхности лезвия, между направлением схода стружки и следом главной секущей плоскости, нельзя признать удачным. Для криволинейного лезвия мы имеем различные значения этого угла в точках лезвия, в то время как стружка имеет одно и то же интегральное направление схода. Поэтому автором [5] предложено определять **угол схода стружки** η , как угол в динамической основной плоскости P_{vd} (рис. 1.4) между **секущей плоскостью схода стружки** P_c и рабочей плоскостью P_s . При этом плоскость P_c проходит через направления схода стружки и скорости резания. Формулы для расчета угла η приведены в п.2.2.

Переход от статической xuz к динамической $x_d y_d z_d$ системе координат осуществляется поворотом вокруг оси Oz_d на угол $\pi/2 - \eta$ против часовой стрелки (рис.1.4). Новые координаты выразятся соотношениями:

$$\begin{cases} x_d = \sin \eta \cdot x + \cos \eta \cdot y; \\ y_d = -\cos \eta \cdot x + \sin \eta \cdot y; \\ z_d = z. \end{cases} \quad (1.22)$$

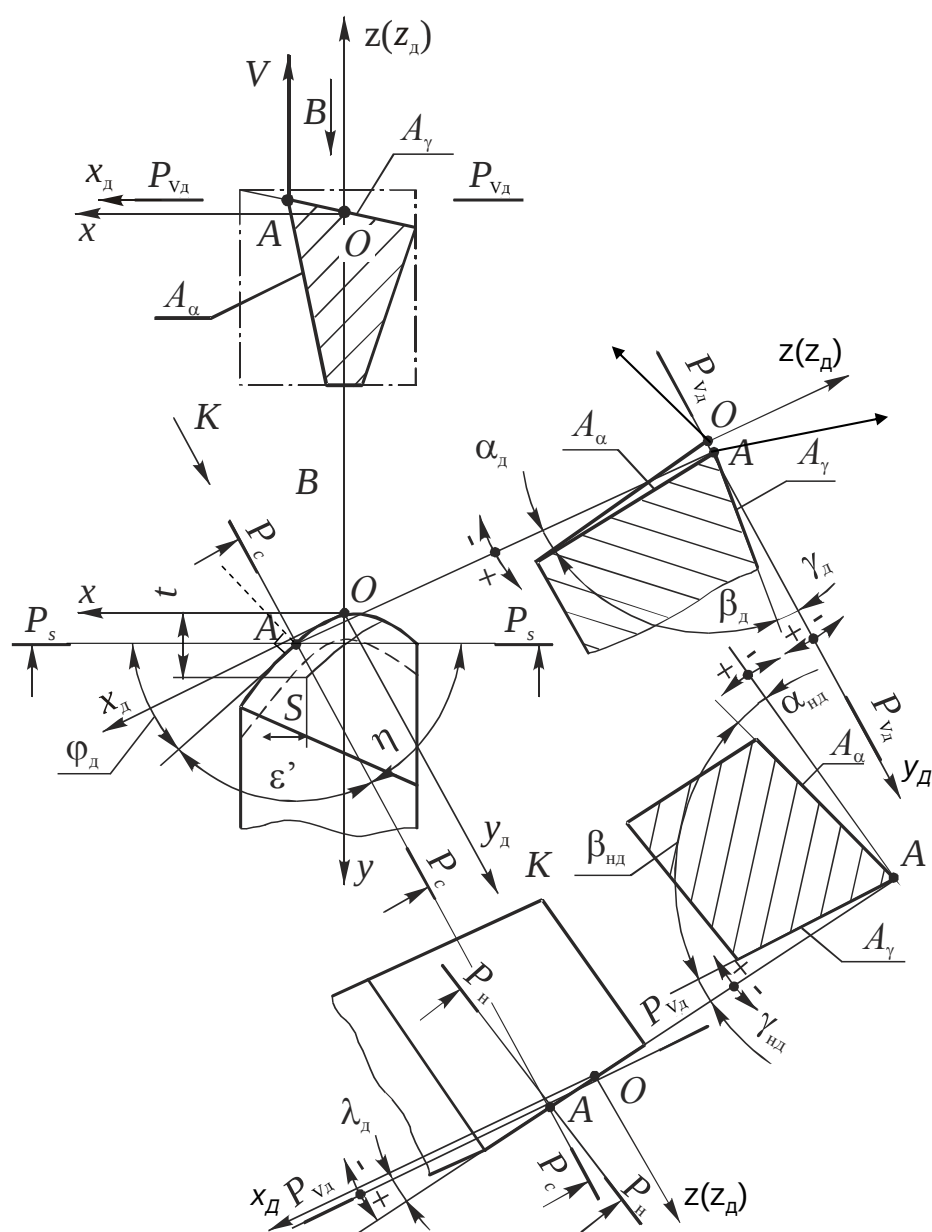


Рис. 1.4. Динамическая система координат

С учетом (1.7), (1.8) и (1.22) направляющие векторы нормалей к передней $\vec{a}_4$ и задней $\vec{a}_5$ поверхностям лезвия равны

$$\begin{aligned}
\vec{a}_4 &= [\cos \lambda_c \sin \gamma_c \cos(\varphi_c + \eta) - \sin \lambda_c \cos \gamma_c \sin(\varphi_c + \eta)] \cdot \vec{i}_d + \\
&+ [\cos \lambda_c \sin \gamma_c \sin(\varphi_c + \eta) + \sin \lambda_c \cos \gamma_c \cos(\varphi_c + \eta)] \cdot \vec{j}_d + \\
&+ \cos \lambda_c \cos \gamma_c \cdot \vec{k}_d; \\
\vec{a}_5 &= [\sin \alpha_c \sin \lambda_c \sin(\varphi_c + \eta) - \cos \alpha_c \cos \lambda_c \cos(\varphi_c + \eta)] \cdot \vec{i}_d - \\
&- [\sin \alpha_c \sin \lambda_c \cos(\varphi_c + \eta) + \cos \alpha_c \cos \lambda_c \sin(\varphi_c + \eta)] \cdot \vec{j}_d - \\
&- \sin \alpha_c \cos \lambda_c \cdot \vec{k}_d.
\end{aligned} \tag{1.23}$$

1.3 Задание геометрии лезвия двумя углами ориентации

В случае несвободного косоугольного резания инструментами с криволинейной режущей кромкой теряет смысл стандартная система геометрических параметров $(\gamma, \lambda, \varphi, \varphi_1, \alpha, \alpha_1)$, так как в каждой точке режущей кромки имеется свой набор этих углов. С целью получения минимального количества исходных данных для описания геометрии криволинейного лезвия было бы целесообразно, на наш взгляд, вернуться к предложенной еще Фредериком Уинслоу Тейлором [7] системе ориентации плоской передней поверхности инструмента, которая заключается в ее наклоне на угол γ_x в координатной плоскости zOx и на угол γ_y в координатной плоскости zOy (рис.1.5). Положительные значения этих углов показаны на рис.1.5. По аналогии с правилами черчения назовем γ_x **фронтальным** углом, а γ_y – **профильным** (отметим, что Тейлор назвал эти углы «угол наклона вбок» и «угол наклона назад» [7]). Для неплоской передней поверхности со сложной топографией эти углы задают ориентацию режущей пластины в корпусе инструмента. В случае вращающегося инструмента (сверла, фрезы и т.п.) угол γ_x называется осевым, а γ_y радиальным углом наклона [6].

В результате двух указанных поворотов исходная (станочная) система координат $x_{уз}$ примет положение **инструментальной** $x_{и}y_{и}z_{и}$ (см. рис.1.5). Причем под последней будем понимать прямоугольную систему координат, плоскость $x_{и}Oy_{и}$ которой всегда совпадает с плоской передней (или опорной) поверхностью лезвия инструмента. Для описания ориентации режущей пластины в пространстве определим формулы перехода от $x_{уз}$ к $x_{и}y_{и}z_{и}$.

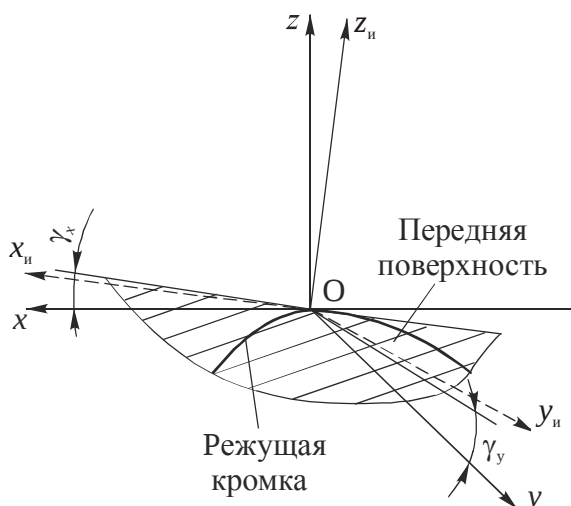


Рис. 1.5. Система ориентации плоской передней поверхности инструмента

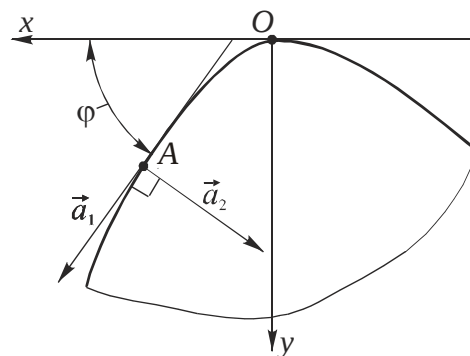


Рис. 1.6. Ориентация положения режущей кромки в точке A

Рассмотрим два последовательных поворота станочной системы координат вокруг центра O : поворот вокруг оси Oy на фронтальный угол γ_x и поворот вокруг оси Ox на профильный угол γ_y . В первом случае получим промежуточную систему координат $x'y'z'$, для которой имеем следующие выражения старых координат через новые [8]:

$$\begin{cases} x = x' \cos \gamma_x - z' \sin \gamma_x; \\ y = y'; \\ z = x' \sin \gamma_x + z' \cos \gamma_x, \end{cases} \quad (1.24)$$

и новых координат через старые

$$\begin{cases} x' = x \cos \gamma_x + z \sin \gamma_x; \\ y' = y; \\ z' = -x \sin \gamma_x + z \cos \gamma_x. \end{cases} \quad (1.25)$$

Из (1.24) следует, что ось Ox в системе $x'y'z'$ определяется вектором

$$\vec{ox} = \cos \gamma_x \cdot \vec{i}' - \sin \gamma_x \cdot \vec{k}' \quad (1.26)$$

Вокруг этой оси повернем систему $x'y'z'$ на величину профильного угла γ_y согласно рис.1.5. Следует отметить, что при этом все точки передней поверхности и режущей кромки (кроме точки O) совершат не только вращательное, но и поступательное перемещение. Используя формулы перехода при повороте декартовой системы вокруг оси задан-

ного направления, проходящей через начало координат [8], имеем следующие выражения новых координат $x_{и}y_{и}z_{и}$ через промежуточные $x'y'z'$:

$$\begin{aligned}x_{и} &= x'(\cos \gamma_y + \cos^2 \gamma_x (1 - \cos \gamma_y)) - y' \sin \gamma_x \sin \gamma_y - z' \cos \gamma_x \sin \gamma_x (1 - \cos \gamma_y); \\y_{и} &= x' \sin \gamma_x \sin \gamma_y + y' \cos \gamma_y + z' \cos \gamma_x \sin \gamma_y; \\z_{и} &= -x' \sin \gamma_x \cos \gamma_x (1 - \cos \gamma_y) - y' \cos \gamma_x \sin \gamma_y + z'(\cos \gamma_y + \sin^2 \gamma_x (1 - \cos \gamma_y)).\end{aligned}\quad (1.27)$$

Подставив в (1.27) выражения (1.25), после преобразований получим:

$$\begin{cases}x_{и} = x \cos \gamma_x - y \sin \gamma_x \sin \gamma_y + z \sin \gamma_x \cos \gamma_y; \\y_{и} = y \cos \gamma_y + z \sin \gamma_y; \\z_{и} = -x \sin \gamma_x - y \cos \gamma_x \sin \gamma_y + z \cos \gamma_x \cos \gamma_y.\end{cases}\quad (1.28)$$

Нетрудно заметить, что при $\gamma_y = 0$ выражения (1.28) совпадут с (1.25), а при $\gamma_x = \gamma_y = 0$ системы станочных и инструментальных координат станут тождественными.

Также при расчете координат точек при параметрическом задании режущего лезвия для перехода в различные системы координат с помощью автоматизированных программ можно использовать матричное преобразование, описывающее последовательный поворот вокруг мировых систем координат [9].

$$\begin{bmatrix}x_{\gamma_y} \\ y_{\gamma_y} \\ z_{\gamma_y} \\ 1\end{bmatrix} = \begin{bmatrix}1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \gamma_y & -\sin \gamma_y & 0 \\ 0 & -\sin \gamma_y & \cos \gamma_y & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1\end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix}x \\ y \\ z \\ 1\end{bmatrix}\quad (1.29)$$

$$\begin{bmatrix}x_{и} \\ y_{и} \\ z_{и} \\ 1\end{bmatrix} = \begin{bmatrix}\cos \gamma_x & 0 & \sin \gamma_x & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\sin \gamma_x & 0 & \cos \gamma_x & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1\end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix}x_{\gamma_y} \\ y_{\gamma_y} \\ z_{\gamma_y} \\ 1\end{bmatrix}\quad (1.30)$$

Обратный переход от системы $x_{и}y_{и}z_{и}$ к системе $x_{у}y_{у}z_{у}$ происходит согласно формул

$$\begin{cases}x = x_{и} \cos \gamma_x - z_{и} \sin \gamma_x; \\y = -x_{и} \sin \gamma_x \sin \gamma_y + y_{и} \cos \gamma_y - z_{и} \cos \gamma_x \sin \gamma_y; \\z = x_{и} \sin \gamma_x \cos \gamma_y + y_{и} \sin \gamma_y + z_{и} \cos \gamma_x \cos \gamma_y.\end{cases}\quad (1.31)$$

При матричном преобразовании этот переход осуществим путём перемножения полученных координат $x_{и}y_{и}z_{и}$ на обратную матрицу

$$\begin{bmatrix} x_{u\gamma_x} \\ y_{u\gamma_x} \\ z_{u\gamma_x} \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \gamma_x & 0 & \sin \gamma_x & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\sin \gamma_x & 0 & \cos \gamma_x & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}^{-1} \cdot \begin{bmatrix} x_{и} \\ y_{и} \\ z_{и} \\ 1 \end{bmatrix} \quad (1.32)$$

$$\begin{bmatrix} x \\ y \\ z \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \gamma_y & -\sin \gamma_y & 0 \\ 0 & -\sin \gamma_y & \cos \gamma_y & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}^{-1} \cdot \begin{bmatrix} x_{u\gamma_x} \\ y_{u\gamma_x} \\ z_{u\gamma_x} \\ 1 \end{bmatrix} \quad (1.33)$$

На основании выражений (1.28) и (1.31) рассмотрим переход от предлагаемой системы геометрических параметров лезвия к стандартной. Исходным фактором, определяющим начало отчета геометрии, является положение касательной к режущей кромке в рассматриваемой точке, а исходным параметром – главный угол в плане φ . Пусть в плоскости xOy (рис.1.6) положение касательной задается вектором $\vec{a}_1$

$$\vec{a}_1 = \cos \varphi \cdot \vec{i} + \sin \varphi \cdot \vec{j}. \quad (1.34)$$

В системе $x_{и}y_{и}z_{и}$ с ортами $\vec{i}_{и}, \vec{j}_{и}, \vec{k}_{и}$ этот вектор с учетом (1.28) определится следующим образом:

$$\begin{aligned} \vec{a}_1 = & (\cos \varphi \cos \gamma_x - \sin \varphi \sin \gamma_x \sin \gamma_y) \cdot \vec{i}_{и} + \cos \varphi \cos \gamma_y \cdot \vec{j}_{и} - \\ & - (\cos \varphi \sin \gamma_x + \sin \varphi \cos \gamma_x \sin \gamma_y) \cdot \vec{k}_{и}. \end{aligned} \quad (1.35)$$

В (1.35) выражение перед $\vec{k}_{и}$ представляет собой косинус угла между $\vec{a}_1$ и осью $Oz_{и}$, равного $(\pi/2 + \lambda)$, где λ – угол наклона режущей кромки в рассматриваемой точке. Отсюда

$$\sin \lambda = \cos \varphi \sin \gamma_x + \sin \varphi \cos \gamma_x \sin \gamma_y. \quad (1.36)$$

Из (1.36) следует, что для любой точки криволинейной режущей кромки по известным углу в плане φ , фронтальному γ_x и профильному γ_y углам можно рассчитать угол наклона режущей кромки.

Аналогичным образом, проводя через данную точку режущей кромки главную секущую плоскость, пересечение которой с плоскостью xOy задается вектором $\vec{a}_2$ (рис.1.6), получим следующее выражение для расчета переднего угла лезвия:

$$\sin \gamma = \sin \varphi \sin \gamma_x - \cos \varphi \cos \gamma_x \sin \gamma_y. \quad (1.37)$$

Так как, согласно (1.36) и (1.37), углы λ и γ задаются одними и теми же исходными данными, то между ними существует связь вида

$$\sin \gamma = \sin \lambda \operatorname{tg} \varphi - \cos \gamma_x \sin \gamma_y \sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 \varphi}. \quad (1.38)$$

На рис.1.7 дан пример зависимости переднего угла и угла наклона режущей кромки от угла в плане на радиусной части лезвия. Из него, а также из выражений (1.36) – (1.38) следует, что в случае задания положения передней поверхности фронтальным и профильным углами геометрия криволинейного лезвия в каждой точке является переменной. При этом угол φ определяется формой режущей кромки в плане, а λ и γ становятся не задаваемыми, а расчетными параметрами.

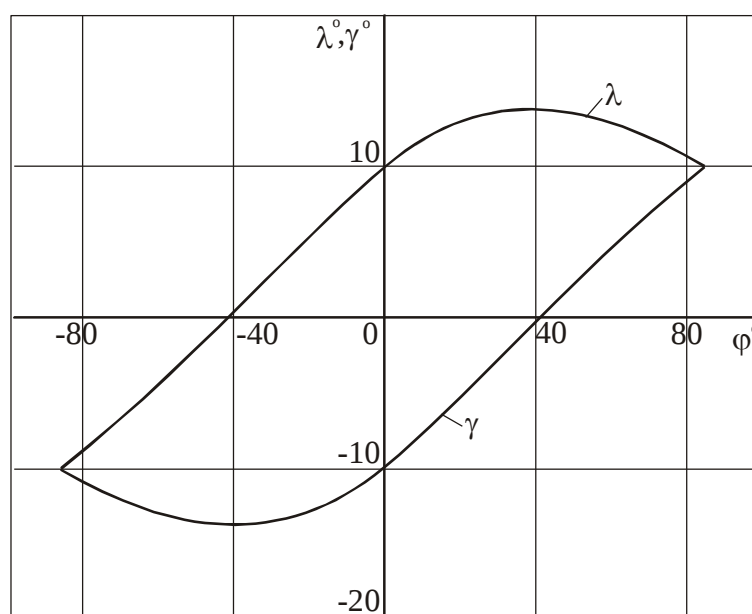


Рис. 1.7. Влияние угла φ на радиусной части лезвия на углы γ и λ :
 $\gamma_x = \gamma_y = 10^\circ$

Рассмотрим трансформацию формы криволинейной режущей кромки при переходе от станочных координат в инструментальные и обратно. Первая задача актуальна для затачиваемых режущих инструментов, когда эта форма обусловлена кинематикой процесса затачивания и задается в координатах x_{yz} . Часто она представляет собой часть окружности с радиусом при вершине r . Уравнение этой окружности в системе x_{yz}

$$x^2 + (y-r)^2 = r^2. \quad (1.39)$$

То же, в координатах $x_{и}y_{и}z_{и}$ с учетом (1.36)

$$(x_{и} \cos \gamma_x - z_{и} \sin \gamma_x)^2 + (y_{и} \cos \gamma_y - x_{и} \sin \gamma_x \sin \gamma_y - z_{и} \cos \gamma_x \sin \gamma_y - r)^2 = r^2, \quad (1.40)$$

или после преобразований

$$\begin{aligned} & x_{и}^2 (\cos^2 \gamma_x + \sin^2 \gamma_x \sin^2 \gamma_y) + y_{и}^2 \cos^2 \gamma_y + z_{и}^2 (\sin^2 \gamma_x + \cos^2 \gamma_x \sin^2 \gamma_y) + \\ & + 2x_{и}z_{и} \sin \gamma_x (\cos \gamma_x \sin \gamma_y - 1) - 2x_{и}y_{и} \sin \gamma_x \sin \gamma_y \cos \gamma_y - \\ & - 2y_{и}z_{и} \cos \gamma_x \sin \gamma_y \cos \gamma_y + 2r(x_{и} \sin \gamma_x \sin \gamma_y - \\ & - y_{и} \cos \gamma_y + z_{и} \cos \gamma_x \sin \gamma_y) = 0. \end{aligned} \quad (1.41)$$

При $z_{и} = 0$ выражение (1.41) дает проекцию исходной окружности на плоскость $x_{и}Oy_{и}$

$$\begin{aligned} & x_{и}^2 (\cos^2 \gamma_x + \sin^2 \gamma_x \sin^2 \gamma_y) + y_{и}^2 \cos^2 \gamma_y - 2x_{и}y_{и} \sin \gamma_x \sin \gamma_y \cos \gamma_y + \\ & + 2r(x_{и} \sin \gamma_x \sin \gamma_y - y_{и} \cos \gamma_y) = 0. \end{aligned} \quad (1.42)$$

Это уравнение эллипса, имеющего координаты центра симметрии $x_{и0} = 0$; $y_{и0} = r/\cos \gamma_y$ и углы поворота главных осей

$$\operatorname{tg} \theta_{1,2} = A \pm \sqrt{A^2 + 1}, \quad (1.43)$$

где

$$A = \frac{\cos^2 \gamma_x + \sin^2 \gamma_x \sin^2 \gamma_y - \cos^2 \gamma_y}{2 \sin \gamma_x \sin \gamma_y \cos \gamma_y}.$$

Рассмотрим второй случай, когда радиус закругления вершины r задан в плоскости передней поверхности, которая занимает наклонное положение в пространстве относительно станочных координат. Этот вариант задания геометрии криволинейного лезвия соответствует сборным инструментам со сменными многогранными пластинами (СМП). Имеем уравнение режущей кромки в системе $x_{и}y_{и}z_{и}$

$$x_{и}^2 + (y_{и} - r)^2 = r^2 \quad (1.44)$$

Оно же в координатах $x_{уз}$ с учетом (1.28)

$$(x \cos \gamma_x - y \sin \gamma_x \sin \gamma_y + z \sin \gamma_x \cos \gamma_y)^2 + (y \cos \gamma_y + z \sin \gamma_y - r)^2 = r^2. \quad (1.45)$$

Приняв $z = 0$ и преобразовав (1.45), имеем следующее уравнение проекции режущей кромки на плоскость xOy :

$$\begin{aligned} & x^2 \cos^2 \gamma_x + y^2 (\sin^2 \gamma_x \sin^2 \gamma_y + \cos^2 \gamma_y) - \\ & - 2xy \sin \gamma_x \cos \gamma_x \sin \gamma_y - 2yr \cos \gamma_y = 0 \end{aligned} \quad (1.46)$$

Эта проекция по аналогии с вышерассмотренным представляет собой эллипс с центром симметрии в точке $x_o = r \cdot \operatorname{tg} \gamma_x \operatorname{tg} \gamma_y$; $y_o = r / \cos \gamma_y$, главные оси которого повернуты на угол θ , определяемый из формулы:

$$\operatorname{tg} \theta_{1,2} = B \pm \sqrt{B^2 + 1}, \quad (1.47)$$

где

$$B = \frac{\cos^2 \gamma_x - \sin^2 \gamma_x \sin^2 \gamma_y - \cos^2 \gamma_y}{2 \sin \gamma_x \cos \gamma_x \sin \gamma_y}.$$

С помощью предложенной системы отсчета геометрии криволинейного лезвия при несвободном косоугольном резании можно решать также задачи трансформации задних углов.

Таким образом, задаваясь уравнением режущей кромки в станочных или инструментальных координатах, можно с помощью фронтального γ_x и профильного γ_y углов производить пересчет геометрии и решать многие задачи механики несвободного резания криволинейным лезвием.

Приведенные формулы описывают геометрию инструмента в статической системе координат. Переход к кинематической системе (см. п.1.1.2) происходит здесь очень просто. При направлении вектора движения подачи вдоль оси Ox уменьшается значение фронтального угла по формуле

$$\gamma_{xk} = \gamma_{xc} - \operatorname{arctg}(V_s / V). \quad (1.48)$$

Переход от инструментальной к динамической системе координат осуществляется при помощи формул, полученных путем объединения соотношений (1.22) и (1.31):

$$\begin{aligned}
x_d &= x_n (\cos \gamma_x \sin \eta - \sin \gamma_x \sin \gamma_y \cos \eta) + y_n \cos \gamma_y \cos \eta - z_n \times \\
&\times (\sin \gamma_x (\sin \eta + \cos \gamma_x \sin \gamma_y \cos \eta)); \\
y_d &= -x_n (\cos \gamma_x \cos \eta + \sin \gamma_x \sin \gamma_y \sin \eta) + y_n \cos \gamma_y \sin \eta + z_n \times \\
&\times (\sin \gamma_x \cos \eta - \cos \gamma_x \sin \gamma_y \sin \eta); \\
z_d &= x_n \cos \gamma_x \sin \gamma_y + y_n \sin \gamma_y + z_n \cos \gamma_x \sin \gamma_y \cos \gamma_y;
\end{aligned} \tag{1.49}$$

Формулы обратного перехода имеют вид

$$\begin{aligned}
x_n &= x_d (\cos \gamma_x \sin \eta - \sin \gamma_x \sin \gamma_y \cos \eta) - \\
&- y_d (\cos \gamma_x \cos \eta + \sin \gamma_x \sin \gamma_y \sin \eta) + z_d \sin \gamma_x \cos \gamma_y; \\
y_n &= x_d \cos \gamma_y \cos \eta + y_d \cos \gamma_y \sin \eta + z_d \sin \gamma_y; \\
z_n &= -x_d (\sin \gamma_x \sin \eta + \cos \gamma_x \sin \gamma_y \cos \eta) + \\
&+ y_d (\sin \gamma_y \cos \eta - \cos \gamma_x \sin \gamma_y \sin \eta) + z_d \cos \gamma_x \cos \gamma_y;
\end{aligned} \tag{1.50}$$

С помощью (1.49) можно теперь определить значение **динамического переднего угла** γ_d (рис. 1.4) как угла в секущей плоскости схода стружки P_c между осью y_d динамической системы координат и передней поверхностью A_γ . Расчетная формула имеет вид

$$\cos \gamma_d = \pm \sqrt{\cos^2 \gamma_y \sin^2 \eta + (\cos \gamma_x \cos \eta + \sin \gamma_x \sin \gamma_y \sin \eta)^2}. \tag{1.51}$$

Аналогично **динамический угол наклона** передней поверхности λ_d определится, как угол между осью x_d динамической системы координат и передней поверхностью A_γ , по формуле

$$\cos \lambda_d = \pm \sqrt{\cos^2 \gamma_y \cos^2 \eta + (\cos \gamma_x \sin \eta - \sin \gamma_x \sin \gamma_y \cos \eta)^2}. \tag{1.52}$$

Знаки перед радикалами в (1.51) и (1.52) для условий рисунка 1.5 берутся: у $\cos \gamma_d$ – «минус», $\cos \lambda_d$ – «плюс».

Выражения (1.51) и (1.52) показывают, что углы γ_d и λ_d лезвия не зависят от формы режущей кромки, что является существенным преимуществом предложенного способа описания геометрии лезвия с помощью фронтального и профильного углов.

Используем изложенный выше подход для определения формы лезвия в плане и сечения срезаемого слоя в динамической системе координат. Схемы несвободного резания реализуются одним криволинейным лезвием, несколькими прямолинейными лезвиями или сочетанием прямолинейных и криволинейных режущих кромок. Форма сечения

срезаемого слоя зависит от геометрии лезвия в плане, кинематической схемы резания и значений глубины резания и подачи.

На рис. 1.8 приведена острозаточенная форма лезвия в плане для наружного продольного точения и $\gamma_x = \gamma_y = 0$. Так как здесь $\lambda = 0$, то имеем схему несвободного ортогонального резания (см. п. 2.1). Уравнения режущих кромок в станочной системе координат имеют вид

$$\begin{cases} y = \operatorname{tg} \varphi \cdot x, x \geq 0; \\ y = -\operatorname{tg} \varphi_1 \cdot x, x < 0. \end{cases} \quad (1.53)$$

где через φ_1 обозначен вспомогательный угол в плане.

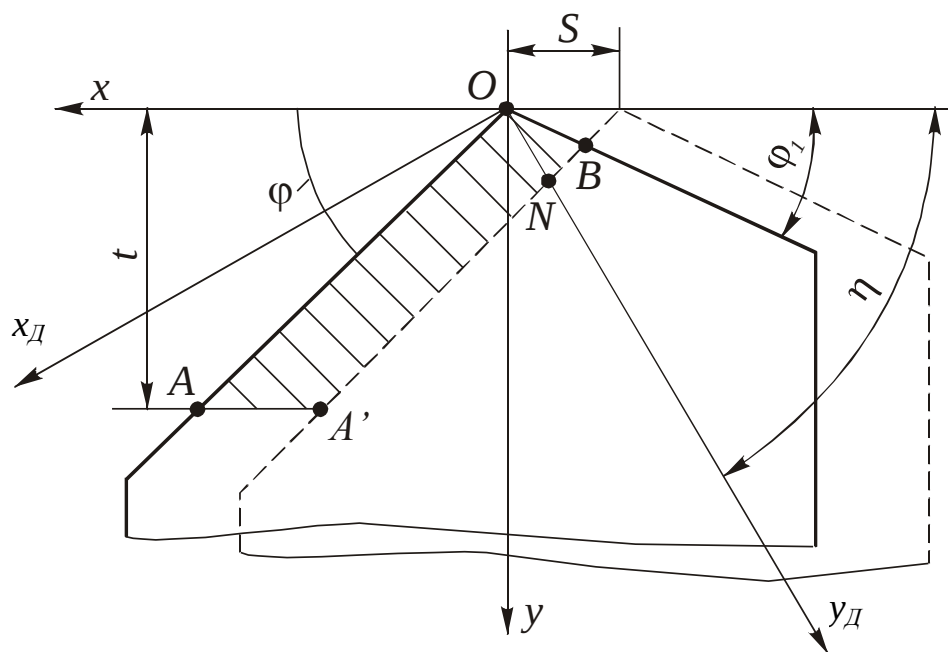


Рис.1.8. Сечение срезаемого слоя для схемы несвободного ортогонального резания острозаточенным лезвием

Уравнения предыдущего положения режущих кромок:

$$\begin{cases} y = \operatorname{tg} \varphi (x + S), x \geq -S; \\ y = -\operatorname{tg} \varphi_1 (x + S), x < -S. \end{cases} \quad (1.54)$$

Узловые точки сечения срезаемого слоя имеют следующие координаты (рис. 1.8)

$$\text{т.А} \{t \cdot \operatorname{ctg} \varphi; t\}; \text{т.А}' \{t \cdot \operatorname{ctg} \varphi - S; t\}; \text{т.В} \left\{ -\frac{S \operatorname{tg} \varphi}{\operatorname{tg} \varphi + \operatorname{tg} \varphi_1}; \frac{S \operatorname{tg} \varphi \cdot \operatorname{tg} \varphi_1}{\operatorname{tg} \varphi + \operatorname{tg} \varphi_1} \right\}.$$

Как следует из рис. 1.8, на большей длине главной режущей кромки толщина срезаемого слоя согласно определению будет постоянна и равна

$$a = S \cdot \sin \varphi. \quad (1.55)$$

Ширина срезаемого слоя для участка поверхности резания, прилежащего к главной режущей кромке, равна

$$b = t / \sin \varphi.$$

Фактически площадь срезаемого слоя определяется площадью фигуры $AOBA'$ и равна

$$f = t \cdot S - \frac{S^2 \operatorname{tg} \varphi \cdot \operatorname{tg} \varphi_1}{2(\operatorname{tg} \varphi + \operatorname{tg} \varphi_1)}.$$

При несвободном резании часто рассматривают сечение срезаемого слоя в направлении схода стружки. Перейдя к динамической системе координат и используя формулы перехода (1.49), имеем следующие координаты узловых точек срезаемого слоя:

$$\begin{aligned} \text{т.А} \quad & \{t \cdot (\sin \eta \cdot \operatorname{ctg} \varphi + \cos \eta); t \cdot (\sin \eta - \cos \eta \cdot \operatorname{ctg} \varphi)\}; \\ \text{т.В} \quad & \left\{ \frac{S \operatorname{tg} \varphi (\cos \eta \cdot \operatorname{tg} \varphi_1 - \sin \eta)}{\operatorname{tg} \varphi + \operatorname{tg} \varphi_1}; \frac{S \operatorname{tg} \varphi (\cos \eta + \operatorname{tg} \varphi_1 \cdot \sin \eta)}{\operatorname{tg} \varphi + \operatorname{tg} \varphi_1} \right\}; \end{aligned} \quad (1.56)$$

$$\text{т.А}' \quad \{t(\operatorname{ctg} \varphi \cdot \sin \eta + \cos \eta) - S \sin \eta; t(\sin \eta - \operatorname{ctg} \varphi \cdot \cos \eta) + S \cos \eta\}.$$

Толщина срезаемого слоя в направлении схода стружки изменяется таким образом (см.рис. 1.8): от точки A до A' она линейно увеличивается от нуля до величины

$$a = \frac{S \cdot \sin \varphi}{\sin(\varphi + \eta)}, \quad (1.57)$$

затем остается постоянной до точки O , и от точки O до B вновь линейно уменьшается до нуля. Общая ширина срезаемого слоя от т. A до т. B определяется из (1.56) по формуле

$$b' = t(\sin \eta \cdot \operatorname{ctg} \varphi + \cos \eta) - \frac{S \operatorname{tg} \varphi (\cos \eta \cdot \operatorname{tg} \varphi - \sin \eta)}{\operatorname{tg} \varphi + \operatorname{tg} \varphi_1}.$$

В более общем случае в срезании материала участвуют прямолинейные участки главного и вспомогательного режущих лезвий, а также закругленная по радиусу r вершина (рис. 1.9). Уравнения режущих кромок в плане в системе xOy имеют вид

$$y(x) = \begin{cases} \operatorname{tg} \varphi \cdot x + r(1 - \cos \varphi - \operatorname{tg} \varphi \sin \varphi), & x > r \cdot \sin \varphi; \\ r - \sqrt{r^2 - x^2}, & r \cdot \sin \varphi > x > -r \cdot \sin \varphi_1; \\ -\operatorname{tg} \varphi_1 \cdot x + r(1 - \cos \varphi_1 - \operatorname{tg} \varphi_1 \sin \varphi_1), & x < -r \cdot \sin \varphi_1 \end{cases} \quad (1.58)$$

Уравнение предыдущего положения режущих кромок

$$y(x) = \begin{cases} \operatorname{tg} \varphi \cdot (x + S) + r(1 - \cos \varphi - \operatorname{tg} \varphi \sin \varphi), & x > r \cdot \sin \varphi - S; \\ r - \sqrt{r^2 - (x + S)^2}, & r \cdot \sin \varphi > x > -r \cdot \sin \varphi_1 - S; \\ -\operatorname{tg} \varphi_1 \cdot (x + S) + r(1 - \cos \varphi_1 - \operatorname{tg} \varphi_1 \sin \varphi_1), & x < -r \cdot \sin \varphi_1 - S. \end{cases} \quad (1.59)$$

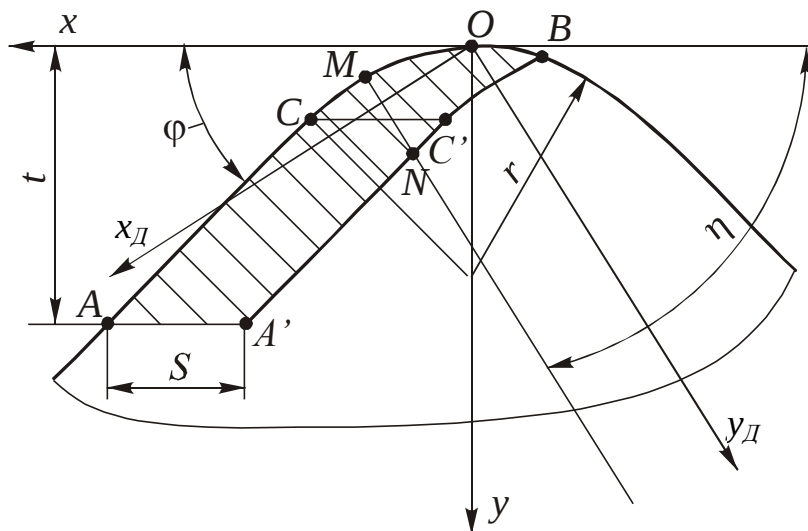


Рис. 1.9. Сечение срезаемого слоя для закругленного лезвия

Координаты узловых точек (рис. 1.9)

$$\begin{aligned} m.A & \left\{ \frac{(t-r)\cos \varphi + r}{\sin \varphi}; t \right\}, t > r \cdot \cos \varphi; \\ m.A & \left\{ \sqrt{2rt - t^2}; t \right\}, t < r \cdot \cos \varphi; \\ m.A' & \left\{ \frac{(t-r)\cos \varphi + r}{\sin \varphi} - S; t \right\}, t > r \cdot \cos \varphi; \\ m.A' & \left\{ \sqrt{2rt - t^2} - S; t \right\}, t < r \cdot \cos \varphi; \\ m.C & \{ r \cdot \sin \varphi; r(1 - \cos \varphi) \}; \\ m.C' & \{ r \cdot \sin \varphi - S; r(1 - \cos \varphi) \}; \\ m.B & \left\{ -\frac{S}{2}; r - \sqrt{r^2 - \frac{S^2}{4}} \right\}. \end{aligned}$$

Фактическая площадь слоя, срезаемого закругленной вершиной, рассчитывается по формуле

$$f = S \left[t - \frac{1}{3} \left(r - \sqrt{r^2 - \frac{S^2}{4}} \right) \right].$$

В динамической системе координаты узловых точек имеют следующий вид:

$$x_{D(A)} = \begin{cases} \frac{(t-r)\cos\varphi+r}{\sin\varphi} \sin\eta + t \cdot \cos\eta, t > r \cos\varphi; \\ \sqrt{2rt-t^2} \cdot \sin\eta + t \cdot \cos\eta, t < r \cos\varphi; \end{cases}$$

$$y_{D(A)} = \begin{cases} -\frac{(t-r)\cos\varphi+r}{\sin\varphi} \cos\eta + t \cdot \sin\eta, t > r \cos\varphi; \\ -\sqrt{2rt-t^2} \cdot \cos\eta + t \cdot \sin\eta, t < r \cos\varphi; \end{cases}$$

$$x_{D(A')} = \begin{cases} \left[\frac{(t-r)\cos\varphi+r}{\sin\varphi} - S \right] \sin\eta + t \cdot \cos\eta, t > r \cos\varphi; \\ (\sqrt{2rt-t^2} - S) \cdot \sin\eta + t \cdot \cos\eta, t < r \cos\varphi; \end{cases}$$

$$y_{D(A')} = \begin{cases} \left[S - \frac{(t-r)\cos\varphi+r}{\sin\varphi} \right] \cos\eta + t \cdot \sin\eta, t > r \cos\varphi; \\ \left(S - \sqrt{2rt-t^2} \right) \cdot \cos\eta + t \cdot \sin\eta, t < r \cos\varphi; \end{cases}$$

$$x_{D(C)} = r \sin\varphi \sin\eta + r(1-\cos\varphi) \cos\eta;$$

$$y_{D(C)} = -r \sin\varphi \cos\eta + r(1-\cos\varphi) \sin\eta;$$

$$x_{D(C')} = (r \sin\varphi - S) \sin\eta + r(1-\cos\varphi) \cos\eta;$$

$$y_{D(C')} = (S - r \sin\varphi) \cos\eta + r(1-\cos\varphi) \sin\eta;$$

$$x_{D(B)} = -\frac{S}{2} \sin\eta + \left(r - \sqrt{\frac{S^2}{4}} \right) \cos\eta;$$

$$y_{D(B)} = \frac{S}{2} \cos\eta + \left(r^2 - \sqrt{\frac{S^2}{4}} \right) \sin\eta.$$

Как и для острозаточенной вершины, толщина срезаемого слоя a' также является переменной, причем для $t > r \cdot \cos \varphi$ она рассчитывается по формуле (1.57).

В решении задач образования стружки, расчета силы и температуры резания, а также исследования износа лезвия при несвободном резании необходимо знать сечение срезаемого слоя не в плоскости xOy , а ее проекцию на переднюю поверхность инструмента. Если для острозаточенной вершины воспользоваться соотношениями (1.31), то первые уравнения в (1.53) и (1.54) при $z_H = 0$, примут вид:

$$y_H = x_H \frac{\sin \gamma_x \sin \gamma_y + \operatorname{tg} \varphi \cos \gamma_x}{\cos \gamma_y}; \quad (1.60)$$

$$y_H = x_H \frac{\sin \gamma_x \sin \gamma_y + \operatorname{tg} \varphi \cos \gamma_x}{\cos \gamma_y} + \frac{S \operatorname{tg} \varphi}{\cos \gamma_y}. \quad (1.61)$$

Выражения (1.60) и (1.61) представляют собой проекции текущего и предыдущего положения главной режущей кромки на плоскую переднюю поверхность, положение которой задано фронтальным γ_x и профильным γ_y углами. Расстояние между ними по нормали определит проекцию a' толщины стружки на переднюю поверхность

$$a' = \frac{S \operatorname{tg} \varphi_c}{\cos \gamma_y} \cos \varphi', \quad (1.62)$$

$$\text{где } \varphi' = \arctg \frac{\sin \gamma_x \sin \gamma_y + \operatorname{tg} \varphi \cos \gamma_x}{\cos \gamma_y}.$$

При $\gamma_x = \gamma_y = 0$ формула (1.62) совпадает с (1.55).

Направление схода стружки, задаваемое в станочных координатах x, y, z уравнением $y = -x \cdot \operatorname{tg} \eta$ (рис.1.8), в плоскости передней поверхности определится прямой

$$y_H = x_H \frac{\sin \gamma_x \sin \gamma_y - \operatorname{tg} \eta \cos \gamma_x}{\cos \gamma_y}. \quad (1.63)$$

Решая (1.63) совместно с (1.60) получим координаты точки N (рис.1.9), и тогда толщина срезаемого слоя на передней поверхности в направлении схода стружки a'_1 определится длиной отрезка MN , или

$$a'_1 = \frac{S \operatorname{tg} \varphi \sqrt{\cos^2 \gamma_y + (\cos \gamma_x \operatorname{tg} \eta - \sin \gamma_x \sin \gamma_y)^2}}{\cos \gamma_x \cos \gamma_y (\operatorname{tg} \varphi + \operatorname{tg} \eta)}. \quad (1.64)$$

Выражение (1.64) при $\gamma_x = \gamma_y = 0$ совпадает с (1.55).

В случае криволинейного лезвия аналитические выражения для расчета толщины среза в направлении схода стружки имеют громоздкий вид и поэтому здесь целесообразно применить численные методы расчета. Задаваясь положением текущей точки лезвия M (см. рис.1.9), через нее проводим линию схода стружки, определяемую уравнением

$$y - y_M = -\operatorname{tg} \eta (x - x_M). \quad (1.65)$$

Решив (1.65) совместно с (1.61), получим координаты точки N на предыдущем положении лезвия (см.рис.1.9). Тогда толщина срезаемого слоя в точке M определится как расстояние между этими точками

$$a' = \sqrt{(x_M - x_N)^2 + (y_N - y_M)^2}. \quad (1.66)$$

На рис.1.10 приведены результаты расчета по формуле (1.66) толщины срезаемого слоя на криволинейном участке лезвия для трех значений угла схода стружки η . Из него следует, что с изменением направления схода стружки меняются не только абсолютные значения толщины срезаемого слоя, но и характер ее изменения вдоль лезвия, что не может не повлечь за собой изменения распределений силовых и тепловых контактных нагрузок

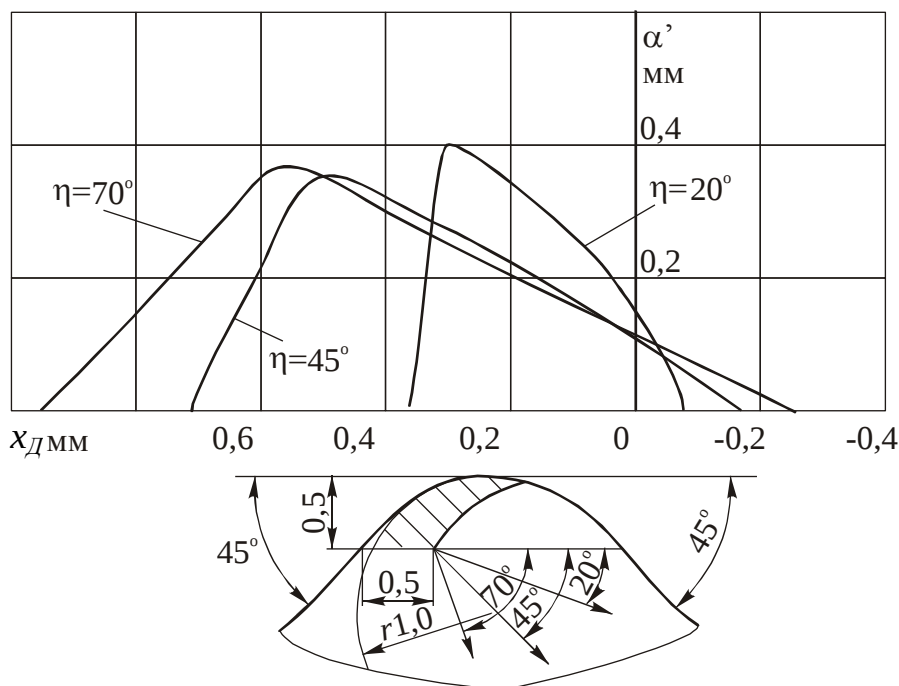


Рис.1.10. Влияние угла схода стружки на изменение толщины срезаемого слоя: $\varphi=45^\circ$; $r=1,0$ мм; $s=0,5$ мм/об; $t=0,5$ мм

Определение проекции толщины среза на плоскую переднюю поверхность a'_1 , которая задает длину контакта стружки, проводится путем применения формул перехода (1.28) к координатам точек M и N . Расчеты показали, что увеличение a'_1 по сравнению с a' для практически значимых величин углов γ и λ незначительно. Так при изменении фронтального угла γ_x в пределах $\pm 20^\circ$ оно составляет 3-4%. Однако, при определении длины контакта стружки с передней поверхностью и для инструментов с большими углами γ и λ , эту разницу необходимо обязательно учитывать.

Ширина срезаемого слоя, задающая ширину стружки при несвободном резании закругленным лезвием, равна

$$b' = \begin{cases} \left[\frac{(t-r) \cos \varphi + r}{\sin \varphi} + \frac{S}{2} \right] \sin \eta + \left(t - r + \sqrt{r^2 - \frac{S^2}{4}} \right) \cos \eta, & t > r \cos \varphi; \\ \left(\sqrt{2rt - t^2} + \frac{S}{2} \right) \sin \eta + \left(t - r + \sqrt{r^2 - \frac{S^2}{4}} \right) \cos \eta, & t < r \cos \varphi. \end{cases}$$

Аналогичным образом можно определить параметры сечения срезаемого слоя для любой формы режущей кромки. В общем случае можно задавать координаты точек кромки.

В заключение данной главы отметим, что приведенными сведениями и формулами не исчерпывается вся геометрия несвободного резания, однако эти данные служат аналитической основой для построения как схем стружкообразования, так и разработки методик расчета силы, температуры и износа инструмента при несвободном резании.

ГЛАВА 2. СТРУЖКООБРАЗОВАНИЕ ПРИ НЕСВОБОДНОМ РЕЗАНИИ

Большинство проведенных исследований процесса образования стружки основывается на схеме свободного резания с единственной плоскостью сдвига (схема И.А. Тиме), которая не учитывает геометрию лезвия в плане и трехмерный характер очага деформации срезаемого слоя. При этом делается допущение, что вся трансформация срезаемого слоя в стружку происходит в очень узкой зоне, прилегающей к плоскости сдвига. Для несвободного резания имеем пространственную условную поверхность сдвига (УПС), которая является аналогом плоскости сдвига.

Описанные в литературе [11, 12] схемы образования стружки при несвободном резании рассматривают режущую часть, образованную двумя прямолинейными режущими кромками (острозаточенная вершина). При этом предполагается, что условные плоскости сдвига исходят из этих кромок и располагаются к вектору скорости резания под различными углами сдвига. В случае криволинейного режущего лезвия такой подход становится неприемлемым, так как для каждой точки режущей кромки УПС будет иметь свою величину угла сдвига, что приводит к неопределенности ее формы.

2.1 Схемы несвободного резания с единственной условной поверхностью сдвига

Следует различать ортогональное и косоугольное несвободное резание. Под **ортогональным несвободным резанием** понимается случай, когда плоская передняя поверхность лезвия независимо от формы режущей кромки перпендикулярна к вектору скорости резания V для статических координат, или к вектору скорости результирующего движения резания V_e – для кинематических.

На рис.2.1 в динамической системе координат x_d, y_d, z_d представлена схема ортогонального несвободного резания лезвием с плоской передней поверхностью и с криволинейной режущей кромкой, которая в основном формирует стружку. Эта схема построена на основе следующих допущений:

1. Трансформация срезаемого слоя ABC в стружку происходит в узкой зоне, прилегающей к условной поверхности сдвига ABD .
2. Стружка сходится по передней поверхности, как единое целое, в направлении, определяемом углом начального схода η .

3. В сечениях корня стружки, параллельных секущей плоскости схода P_c , мы имеем схему свободного ортогонального резания для i -той точки режущей кромки со своими значениями коэффициента усадки ζ_{ai} и угла сдвига ϕ_i .

4. Форма и размеры поперечного сечения стружки определяются проекцией УПС на плоскость $x_d Oz_d$, (деформацией прирезцового слоя пренебрегаем).

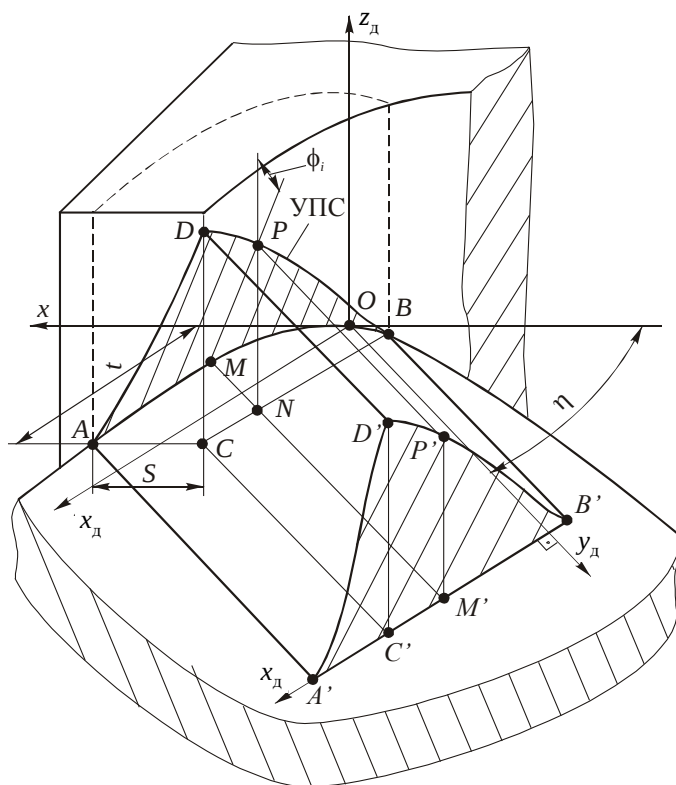


Рис.2.1. Схема ортогонального несвободного резания

УПС представляет собой сложную криволинейную фигуру (рис.2.1), ограниченную снизу участком AB режущей кромки, а сверху - линией перехода DB между поверхностью резания, оставшейся от предыдущего положения кромки, и наружной поверхностью стружки, а также линией AD выхода УПС на обрабатываемую поверхность.

Рассмотрим i -тое сечение корня стружки в точке M . Толщина срезаемого слоя в направлении схода стружки a' определяется отрезком MN и может быть рассчитана по формуле (1.66). Если динамический передний угол $\gamma_d = 0$, то имеем

$$\operatorname{tg} \phi_i = \frac{1}{\zeta_{ai}} = \frac{a'_i}{a_{ci}},$$

где a'_i и a_{c_i} – толщина срезаемого слоя и толщина стружки в направлении ее схода, соответственно.

Отсюда высота УПС в данном сечении (отрезок NP на рис.2.1), или что то же самое, толщина стружки MP' , равна

$$a_{c_i} = a'_i / \operatorname{tg} \phi_i. \quad (2.1)$$

Если $\gamma_d \neq 0$, а динамический угол наклона лезвия $\lambda_d = 0$, то соответствующую схему можно также отнести к ортогональному несвободному резанию. В данном случае толщина стружки в i -том сечении определяется следующим образом:

$$a_{c_i} = a_i \frac{\cos(\phi_i - \gamma_d)}{\sin \phi_i}. \quad (2.2)$$

Вопрос о закономерности изменения угла сдвига в сечениях корня стружки, параллельных направлению ее схода, остается открытым. С одной стороны, при свободном резании известны экспериментальные данные [12] о том, что с уменьшением толщины среза a_i угол ϕ_i возрастает, а с другой [11] – он увеличивается с увеличением соотношения a_i/b_i для несвободного резания. Вероятно, здесь свою роль играет степень различия между плоским и трехмерным напряженно-деформированным состоянием срезаемого слоя в том и другом случае. Поэтому эффективным явилось предположение о том, что при несвободном резании в направлении схода стружки по передней поверхности угол сдвига ϕ_i имеет одно и то же среднее значение для любой точки рабочего участка криволинейного режущего лезвия [45]. Тогда формулы (2.1) и (2.2) примут вид

$$a_{Ci} = \frac{a_i}{\operatorname{tg} \phi_{cp}};$$

$$a_{Ci} = a_i \frac{\cos(\phi_{cp} - \gamma_d)}{\sin \phi_{cp}}.$$

Перейдем к построению УПС для произвольной формы режущего лезвия применительно к схеме косоугольного несвободного резания. Данная схема широко используется в процессах металлообработки со снятием стружки. В то же время она наиболее трудно поддается аналитическому описанию в связи с тем, что здесь $\lambda_d \neq 0$ и это влечет за собой дополнительное отклонение направления схода стружки. На рис. 2.2 показано полностью криволинейное лезвие, плоская передняя поверхность которого наклонена по отношению к статическим координатам на углы

γ_x и γ_y . Здесь же построена УПС (заготовка и стружка не показаны, как на рис 2.1), представляющая собой замкнутый контур ABD . Для заданных значений t и S сечение срезаемого слоя $A'BC'$ имеет свою проекцию ABC на переднюю поверхность лезвия. Определим уравнение линии DB , ограничивающей форму УПС сверху (снизу она ограничена участком криволинейной режущей кромки AB).

Исключим в уравнении (1.1) режущей кромки параметр t и запишем его в станочной системе координат в виде

$$\begin{cases} y = f(x); \\ z = \psi(x). \end{cases} \quad (2.3)$$

Уравнение предыдущего (через подачу S) положения режущей кромки имеет вид

$$\begin{cases} y = f(x + S); \\ z = \psi(x + S). \end{cases} \quad (2.4)$$

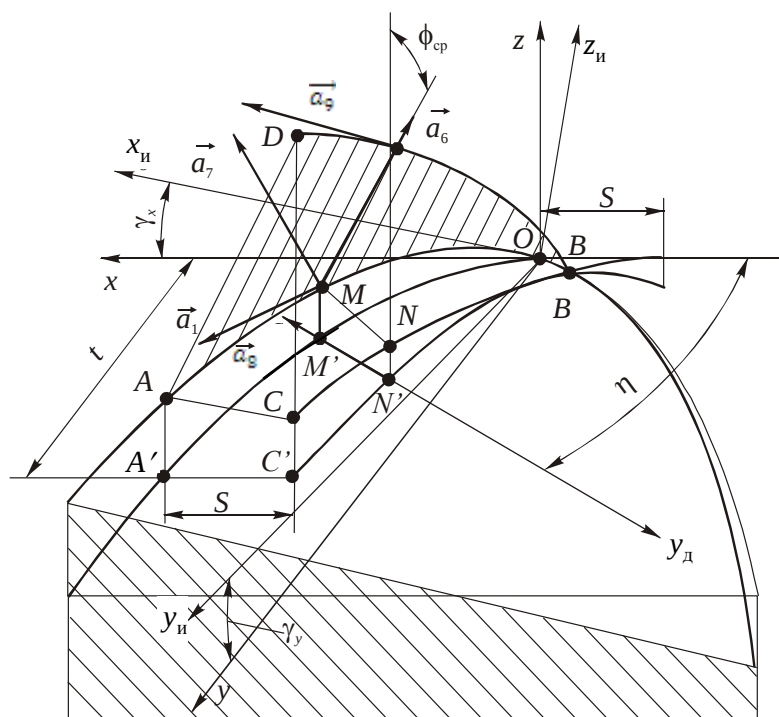


Рис. 2.2 Форма УПС при косоугольном несвободном резании

Тогда выражение (1.2) для касательной к режущей кромке в произвольной ее точке M (см. рис. 2.2) примет вид

$$\vec{a}_1 = \vec{i} + y'_M \cdot \vec{j} + z'_M \cdot \vec{k}, \quad (2.5)$$

где y'_M и z'_M – производные по x выражений (2.3) в рассматриваемой точке.

Единичный направляющий вектор $\vec{a}_6$, определяющий направление образующей линии УПС, как линейчатой поверхности, на основании сделанных выше допущений равен

$$\vec{a}_6 = -\sin \phi_{cp} \cdot \cos \eta \cdot \vec{i} + \sin \phi_{cp} \cdot \sin \eta \cdot \vec{j} + \cos \phi_{cp} \cdot \vec{k}. \quad (2.6)$$

Направляющий вектор нормали к УПС в точке M равен векторному произведению $\vec{a}_7 = \vec{a}_1 \times \vec{a}_6$ или с учетом (2.5) и (2.6)

$$\begin{aligned} \vec{a}_7 = & [(\cos \phi_{cp} \cdot y'_M - \sin \phi_{cp} \cdot \sin \eta \cdot z'_M) \cdot \vec{i} - (\cos \phi_{cp} + \sin \phi_{cp} \times \\ & \times \cos \eta \cdot z'_M) \cdot \vec{j} + \sin \phi_{cp} (\sin \eta + \cos \eta \cdot y'_M) \cdot \vec{k}] \cdot \sin \mu, \end{aligned} \quad (2.7)$$

где μ – угол между векторами $\vec{a}_1$ и $\vec{a}_6$

Направляющий вектор нормали к поверхности резания, образованной предыдущим положением режущей кромки, исходящий из точки N' (рис. 2.2), равен

$$\vec{a}_8 = \frac{y'_{N'}}{\sqrt{1 + y'_{N'}^2}} \cdot \vec{i} - \frac{1}{\sqrt{1 + y'_{N'}^2}} \cdot \vec{j}, \quad (2.8)$$

где через $y'_{N'}$ обозначена производная первого уравнения (2.4) в точке N' .

Тогда направляющий вектор касательной к искомой линии OA определится векторным произведением $\vec{a}_9 = \vec{a}_7 \times \vec{a}_8$, что после преобразований дает

$$\begin{aligned} \vec{a}_9 = & \frac{\sin \phi_{cp} \cdot (\sin \eta + \cos \eta \cdot y'_M)}{\sqrt{1 + y'_{N'}^2}} \cdot \vec{i} + \\ & + \frac{\sin \phi_{cp} \cdot y'_{N'} (\sin \eta + \cos \eta \cdot y'_M)}{\sqrt{1 + y'_{N'}^2}} \cdot \vec{j} + \\ & + \frac{\cos \phi_{cp} (y'_{N'} - y'_M) + \sin \phi_{cp} \cdot z'_M \cdot (\sin \eta + \cos \eta \cdot y'_{N'})}{\sqrt{1 + y'_{N'}^2}} \cdot \vec{k}. \end{aligned} \quad (2.9)$$

Коэффициенты перед ортами в (2.9) представляют собой направляющие косинусы касательной к линии DB в текущей точке, поэтому проекцию линии DB на плоскость xOz можно определить по ее производной, равной отношению направляющих косинусов $\cos \alpha_z / \cos \alpha_x$ или

$$DB'_{xoz} = \frac{y'_{N'} - y'_M + \operatorname{tg} \phi_{cp} \cdot z'_M (\sin \eta + \cos \eta \cdot y'_{N'})}{\operatorname{tg} \phi_{cp} (\sin \eta + \cos \eta \cdot y'_M)}. \quad (2.10)$$

Интегрируя (2.10), получаем

$$DB_{xoz} = \frac{1}{\operatorname{tg} \phi_{cp}} \int \frac{y'_{N'} - y'_M + \operatorname{tg} \phi_{cp} \cdot z'_M (\sin \eta + \cos \eta \cdot y'_{N'})}{\sin \eta + \cos \eta \cdot y'_M} dx + C_1, \quad (2.11)$$

где постоянная C_1 в точке B определяется из условия $DB_{xoz} = z_B$.

Для получения проекций линии DB на плоскость yOz необходимо все выражения сделать зависимыми от y . Запишем уравнения режущей кромки (2.3) и (2.4) в виде

$$\begin{cases} x = \varphi(y); \\ z = \zeta(y); \end{cases} \quad (2.12)$$

$$\begin{cases} x = \varphi(y) - S; \\ z = \zeta(y). \end{cases} \quad (2.13)$$

Тогда, проведя рассуждения, аналогичные вышерассмотренным, имеем следующие записи формул (2.5), (2.7), (2.8) и (2.9) :

$$\vec{a}_1 = x'_M \cdot \vec{i} + \vec{j} + z'_M \cdot \vec{k};$$

$$\vec{a}_7 = [(\cos \phi_{cp} - \sin \phi_{cp} \cdot \sin \eta \cdot z'_M) \cdot \vec{i} - (x'_M \cdot \cos \phi_{cp} + z'_M \cdot \sin \phi_{cp} \cdot \cos \eta) \cdot \vec{j} + \sin \phi_{cp} \cdot (x'_M \cdot \sin \eta + \cos \eta) \cdot \vec{k}] \cdot \sin \mu;$$

$$\vec{a}_8 = \frac{1}{\sqrt{1 + x'^2_{N'}}} \cdot \vec{i} - \frac{x'_{N'}}{\sqrt{1 + x'^2_{N'}}} \cdot \vec{j};$$

$$\begin{aligned} \vec{a}_9 = & \frac{x'_{N'} \cdot \sin \phi_{cp} \cdot (x'_M \sin \eta + \cos \eta)}{\sqrt{1 + x'^2_{N'}}} \cdot \vec{i} + \frac{\sin \phi_{cp} \cdot (x'_M \cdot \sin \eta + \cos \eta)}{\sqrt{1 + x'^2_{N'}}} \cdot \vec{j} + \\ & + \frac{\cos \phi_{cp} (x'_M - x'_{N'}) + z'_M \cdot \sin \phi_{cp} \cdot (x'_{N'} \sin \eta + \cos \eta)}{\sqrt{1 + x'^2_{N'}}} \cdot \vec{k}, \end{aligned}$$

где x'_M и z'_M – производные функций (2.12) по y ; $x'_{N'}$ – абсцисса точки N' (см. рис. 2.2).

Отсюда получено выражение для производной от проекции линии DB на плоскость yOz

$$DB'_{yoz} = \frac{\cos \alpha_z}{\cos \alpha_y} = \frac{x'_M - x'_{N'} + z'_M \cdot \operatorname{tg} \phi_{cp} (\cos \eta + x'_{N'} \cdot \sin \eta)}{\operatorname{tg} \phi_{cp} \cdot (x'_M \cdot \sin \eta + \cos \eta)},$$

проинтегрировав которое, получим:

$$DB_{yoz} = \frac{1}{\operatorname{tg} \phi_{cp}} \int \frac{x'_M - x'_{N'} + z'_M \cdot \operatorname{tg} \phi_{cp} (\cos \eta + x'_{N'} \cdot \sin \eta)}{x'_M \cdot \sin \eta + \cos \eta} \cdot dy + C_2, \quad (2.14)$$

где C_2 находится из условия, что в точке B $DB_{yoz} = Z_B$.

Выражения (2.11) и (2.14) при $\gamma_x = \gamma_y = 0$, то есть для схемы ортогонального несвободного резания, примут вид

$$DB_{xoz} = \frac{1}{\operatorname{tg} \phi_{cp} \cdot \cos \eta} \cdot \int \frac{y'_{N'} - y'_M}{\operatorname{tg} \eta + y'_M} \cdot dx + C_3; \quad (2.15)$$

$$DB_{yoz} = \frac{1}{\operatorname{tg} \phi_{cp} \cdot \cos \eta} \cdot \int \frac{x'_M - x'_{N'}}{\operatorname{tg} \eta + x'_M} \cdot dy + C_4, \quad (2.16)$$

в которых постоянные C_3 и C_4 определяются из условия, что в точке B $DB_{xoz} = DB_{yoz} = 0$.

В выведенных формулах, определяющих верхнюю границу УПС, фигурируют частные производные в точке N' от функции, описывающей проекцию предыдущего положения режущей кромки на основную плоскость. Координаты этой точки определяются по методике, изложенной п. 1.2.

Исследуем частные случаи построения УПС при несвободном ко-соугольном резании, рассмотрев для этого режущие лезвия с острозаточенной вершиной и со стандартной геометрией (вершина закруглена). При этом, как было предложено выше, будем считать, что в направлении схода стружки имеем условие $\phi = \text{const}$ для любой точки рабочего участка режущей кромки.

Рассмотрим рис. 2.3, на котором показано острозаточенное в плане лезвие инструмента с плоской передней поверхностью, положение которой задано фронтальным и профильным углами γ_x и γ_y . Для этих условий имеем:

уравнение главной режущей кромки

$$\begin{cases} y = \operatorname{tg} \phi \cdot x; \\ z = \left(\frac{\operatorname{tg} \gamma_x}{\cos \gamma_y} + \operatorname{tg} \phi \cdot \operatorname{tg} \gamma_y \right) x; \end{cases} \quad (2.17)$$

уравнение предыдущего положения главной режущей кромки

$$\begin{cases} y = \operatorname{tg} \varphi (x + S); \\ z = \left(\frac{\operatorname{tg} \gamma_x}{\cos \gamma_y} + \operatorname{tg} \varphi \cdot \operatorname{tg} \gamma_y \right) \cdot (x + S); \end{cases} \quad (2.18)$$

уравнение вспомогательной режущей кромки

$$\begin{cases} y = -\operatorname{tg} \varphi_1 \cdot x; \\ z = \left(\frac{\operatorname{tg} \gamma_x}{\cos \gamma_y} - \operatorname{tg} \varphi_1 \cdot \operatorname{tg} \gamma_y \right) x. \end{cases} \quad (2.19)$$

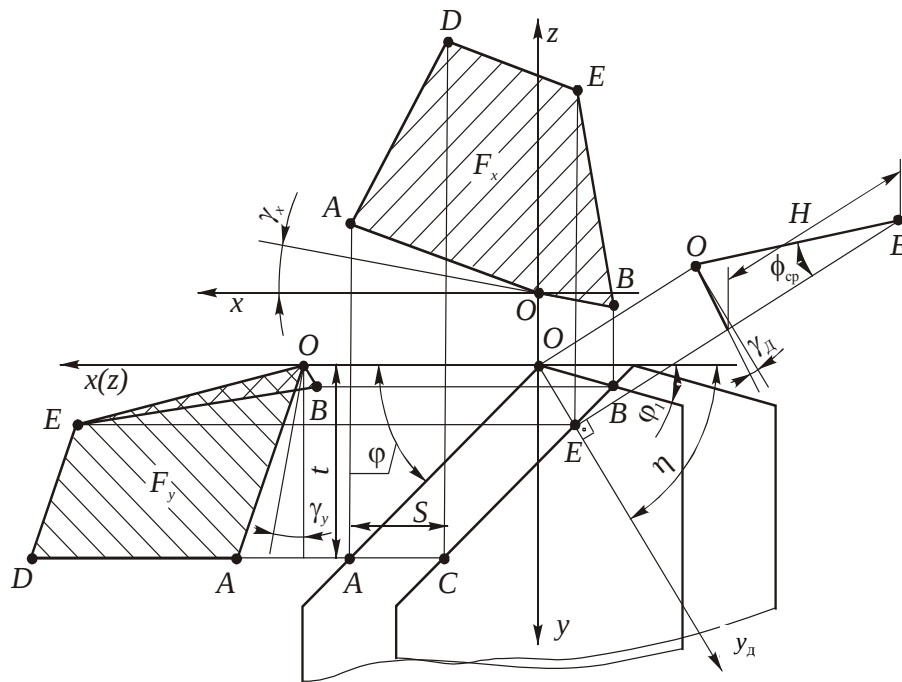


Рис. 2.3. Форма УПС для острозаточенной вершины

Так как режущая кромка задана здесь ломаной линией, то построение УПС проведем по участкам. При $x \geq 0$, подставляя соответствующие производные выражений (2.17) и (2.18) в (2.11) и (2.14), получим следующие выражения для определения верхней границы УПС (рис. 2.3):

$$\begin{aligned} DE_{xoz} &= \left(\frac{\operatorname{tg} \gamma_x}{\cos \gamma_y} + \operatorname{tg} \varphi \cdot \operatorname{tg} \gamma_y \right) \cdot x + H; \\ DE_{yoz} &= \left(\frac{\operatorname{tg} \gamma_x}{\cos \gamma_y \cdot \operatorname{tg} \varphi} + \operatorname{tg} \gamma_y \right) \cdot y + H, \end{aligned} \quad (2.20)$$

где через H обозначается высота УПС, определяемая по формуле (рис.2.3)

$$H = \frac{S \sin \varphi}{\operatorname{tg} \phi_{cp} \sin(\varphi + \eta)}. \quad (2.21)$$

Нижняя граница УПС на этом участке задается проекциями главной режущей кромки на координатные плоскости.

На участке $0 > x > x_B$ верхняя граница УПС имеет точку перелома E , положение которой определяется координатами:

$$\begin{aligned} x_E &= -\frac{S \sin \varphi \cos \eta}{\sin(\varphi + \eta)}; \\ y_E &= \frac{S \sin \varphi \cos \eta}{\sin(\varphi + \eta)}. \end{aligned} \quad (2.22)$$

Используя полученные результаты, на рис.2.3 построены проекции УПС на плоскость $zOx - F_x$ и на плоскость $zOy - F_y$. Особенность F_x заключается в добавлении треугольника с основанием S , а F_y содержит скрытую площадь условной поверхности, которая выделена штриховкой.

Очень часто режущая кромка или часть ее оформлена в виде окружности вследствие технологичности такого лезвия. Опишем форму УПС для этого случая применительно к затачиваемым инструментам, когда закругление вершины задано в станочной системе координат (рис.2.4). Пусть рабочая часть режущей кромки состоит из прямолинейной главной режущей кромки AM и переходной MB , которая в координатах $хуz$ представляет собой часть окружности радиуса r (вспомогательная режущая кромка нерабочая).

Плоская передняя поверхность лезвия наклонена по отношению к статической основной плоскости на фронтальный γ_x и профильный γ_y углы (рис. 2.4).

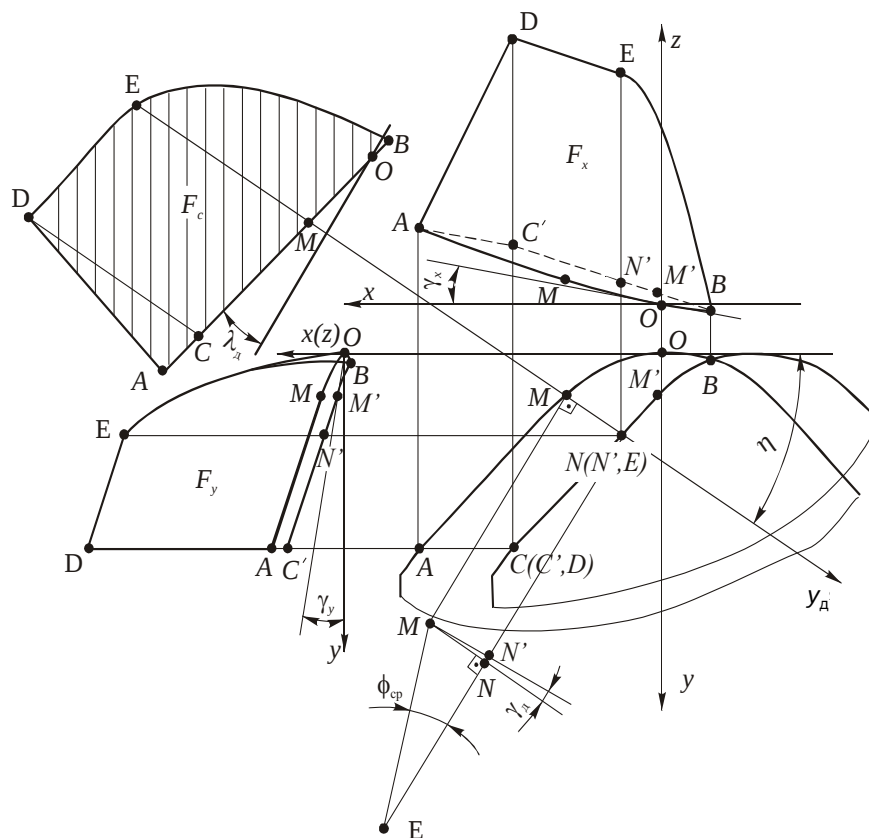


Рис. 2.4. Форма УПС для закругленной вершины: $\gamma_x = \gamma_y = 10^\circ$, $t = 3 \text{ мм.}$,
 $S = 1.5 \text{ мм/об.}$, $r = 2 \text{ мм.}$

Решая попарно два первых уравнения в выражении (1.58) совместно с уравнением передней поверхности в инструментальной системе координат $z_u = 0$ согласно формул перехода (1.28) получим следующие уравнения проекций:

- главной режущей кромки на координатную плоскость xOz

$$z_x = \left(\frac{\text{tg} \gamma_x}{\cos \gamma_y} + \text{tg} \varphi \cdot \text{tg} \gamma_y \right) \cdot x + r \cdot \text{tg} \gamma_y (1 - \cos \varphi - \text{tg} \varphi \cdot \sin \varphi); \quad (2.23)$$

- главной режущей кромки на плоскость yOz

$$z_y = \left(\frac{\text{tg} \gamma_x}{\text{tg} \varphi \cdot \cos \gamma_y} + \text{tg} \gamma_y \right) \cdot y - r \cdot \frac{\text{tg} \gamma_x}{\cos \gamma_y} (1 - \cos \varphi - \text{tg} \varphi \cdot \sin \varphi); \quad (2.24)$$

- переходной режущей кромки на плоскость xOz :

$$z_x = \frac{\text{tg} \gamma_x}{\cos \gamma_y} \cdot x + (r - \sqrt{r^2 - x^2}) \text{tg} \gamma_y; \quad (2.25)$$

- переходной режущей кромки на плоскость yOz :

$$z_y = \pm \sqrt{r^2 - (y-r)^2} \frac{\operatorname{tg} \gamma_x}{\cos \gamma_y} + \operatorname{tg} \gamma_y \cdot y; \quad (2.26)$$

Аналогичные уравнения для проекций предыдущего положения режущей кромки (см. рис. 2.4) имеют вид:

- главной режущей кромки

$$\begin{aligned} z_{S_x} &= \left(\frac{\operatorname{tg} \gamma_x}{\cos \gamma_y} + \operatorname{tg} \varphi \operatorname{tg} \gamma_y \right) x + \operatorname{tg} \gamma_y [S \operatorname{tg} \varphi + r(1 - \cos \varphi - \operatorname{tg} \varphi \cdot \sin \varphi)]; \\ z_{S_y} &= \left(\frac{\operatorname{tg} \gamma_x}{\cos \gamma_y \operatorname{tg} \varphi} + \operatorname{tg} \gamma_y \right) y - \left[\frac{r}{\operatorname{tg} \varphi} (1 - \cos \varphi - \operatorname{tg} \varphi \sin \varphi) + S \right] \frac{\operatorname{tg} \gamma_x}{\cos \gamma_y}; \end{aligned} \quad (2.27)$$

- переходной режущей кромки

$$\begin{aligned} z_{S_x} &= \frac{\operatorname{tg} \gamma_x}{\cos \gamma_y} x + \left(r - \sqrt{r^2 - (x+S)^2} \right) \operatorname{tg} \gamma_y; \\ z_{S_y} &= \left(\pm \sqrt{2ry - y^2} - S \right) \frac{\operatorname{tg} \gamma_x}{\operatorname{tg} \gamma_y} + \operatorname{tg} \gamma_y \cdot y. \end{aligned}$$

На рис. 2.4 для указанных условий, на основе расчетов по (2.23) – (2.26) построены нижние границы проекций УПС на координатные плоскости $AMOB$ и соответствующие проекции предыдущего положения режущих кромок $C'N'M'B$.

Построение верхних границ УПС DEB по точкам проведено по формуле, полученной из треугольника MEN' :

$$EN' = MN \left(\frac{1}{\operatorname{tg} \phi_{cp}} + \operatorname{tg} \gamma_d \right), \quad (2.28)$$

где $MN = a$ определяется из (1.66).

Рассчитанные по (2.28) координаты прибавляются к соответствующим координатам предыдущего положения режущей кромки. Таким образом, на рис. 2.4 построены проекции УПС F_x и F_y на координатные плоскости станочной системы координат. Как и для острогаченного лезвия площадь F_x построена треугольником с основанием S , а F_y содержит скрытую поверхность, прилежащую к криволинейному участку режущей кромки. Здесь же построено поперечное сечение стружки в направлении ее схода, высота которого H_{cmp} определяется высотой условной поверхности сдвига $H_{УПС}$ согласно формулы $H_{cmp} = H_{УПС} \cdot \cos \gamma_d$.

Рассмотренные примеры показывают результативность предложенной схемы стружкообразования с единственной поверхностью сдвига при несвободном косоугольном резании материалов инструментами с произвольной формой режущих лезвий для описания геометрии зоны стружкообразования. Эта схема позволяет решать следующие задачи: распространять решения и закономерности, установленные для свободного резания на случай несвободного резания; рассчитывать форму и размеры поперечного сечения стружки; определять направление схода стружки по передней поверхности лезвия.

2.2 Направление схода стружки

Образовавшаяся стружка перемещается по передней поверхности инструмента в определенном направлении на участке своего контакта, а затем – в пространстве, приобретая конечную форму. При этом следует различать первоначальное направление схода стружки, траекторию ее движения по передней поверхности и завивание стружки после ее отхода от передней поверхности. Рассмотрим эти процессы в указанной последовательности.

Из представленных в п. 2.1. схем образования стружки и полученных формул следует, что направление схода стружки, задаваемое углом начального схода η , имеет важное значение для изучения особенностей механики несвободного резания металлов. С целью определения выражения для расчета угла η при ортогональном несвободном резании разложим силу, действующую на срезаемый элемент стружки со стороны УПС, на составляющие, направленные параллельно осям x и y (рис. 2.5). Очевидно, что под действием этих сил стружка на начальном участке будет двигаться в направлении равнодействующей, то есть

$$\operatorname{tg} \eta = P_y^c / P_x^c. \quad (2.29)$$

В свою очередь, введенные составляющие определяются выражениями:

$$\begin{aligned} P_y^c &= \int_{F_x} \sigma_{сдв} \cdot dF_x; \\ P_x^c &= \int_{F_y} \sigma_{сдв} \cdot dF_y \end{aligned} \quad (2.30)$$

где $\sigma_{сдв}$ – напряжения на условной поверхности сдвига, ориентирование перпендикулярно оси z . Допустим, что закон распределения этих напряжений вдоль оси Oz одинаков для любой точки режущей

кромки и имеет вид $\sigma_{\text{сдв}} = \sigma_{\text{max}} \cdot k(z)$, где $k(z)$ – некоторая функция, зависящая только от координаты z . Тогда, подставляя это выражение в (2.30), а затем в (2.29), имеем

$$\operatorname{tg} \eta = F_x / F_y, \quad (2.31)$$

где F_x – площадь проекции УПС на плоскость xOz (рис.2.5);
 F_y – то же, на плоскость yOz .

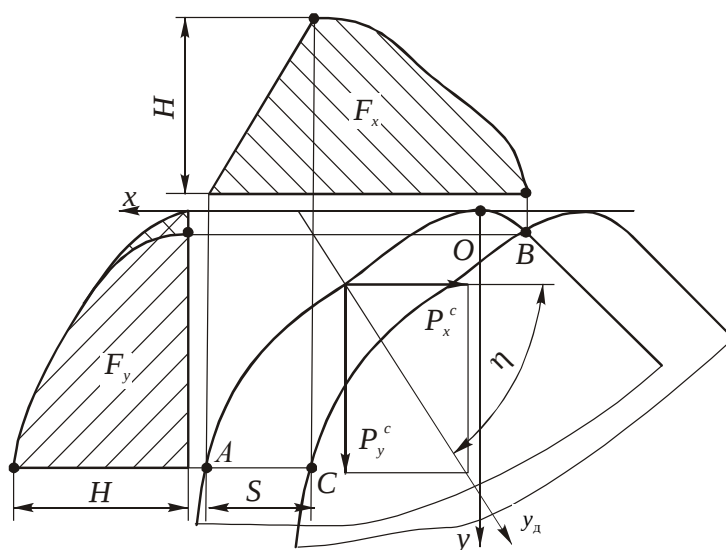


Рис. 2.5. Расчетная схема к определению начального угла схода стружки при ортогональном несвободном резании

Отсюда следует, что при сделанном допущении определение угла схода стружки сводится к расчету площадей проекций УПС на координатные плоскости. В свою очередь определение площадей УПС для конкретных случаев сводится к определению площадей четырехугольников и криволинейных фигур (рис. 2.3. и 2.4).

При косоугольном несвободном резании на величину начального угла схода стружки будет оказывать влияние не только отношение площадей УПС согласно (2.31), но и величина динамического угла наклона передней поверхности λ_d . Поэтому формулу (2.31) следует записать в виде [3]

$$\eta = \operatorname{arctg}(F_x / F_y) \pm \lambda_d, \quad (2.32)$$

где λ_d определяется по (1.52).

Из формулы (2.32) видно, что для определения угла схода стружки

необходимо знать величину динамического угла наклона режущей кромки, которая, в свою очередь, зависит от угла η согласно (1.52). Из формул (2.21) и (2.22) также следует, что угол схода стружки участвует в определении F_x и F_y . Поэтому решение уравнения (2.32) можно осуществить только методом численного подбора. Этот факт имеет физическое объяснение: направление схода стружки при несвободном резании самоустанавливается (адаптируется) к исходной геометрии лезвия и кинематики процесса резания путем изменения формы и размеров УПС.

С целью определения влияния геометрических параметров инструмента и режимов резания на угол схода стружки была создана программа для расчета первоначального направления схода стружки, алгоритм которой представлен на рис. 2.6.

С помощью этой программы были рассчитаны углы схода стружки в зависимости от углов ориентации инструмента γ_x и γ_y при соизмеримых величинах значений подачи $S=0,1-0,5$ мм/об, глубины резания $t=0,5-2$ мм и радиуса при вершине $r=0,4-2,4$ мм (рис.2.7). Этот диапазон наиболее важен при чистовом обтачивании резцом с закругленной вершиной.

На основе произведенных расчетов можно сделать вывод, что каждый из параметров в различной степени влияет на угол схода, а именно:

- во всех случаях при увеличении в положительном направлении углов ориентации γ_x и γ_y угол схода уменьшается;
- фронтальный угол γ_x в большей степени влияет на величину угла схода, чем профильный угол γ_y ;
- при уменьшении соотношения радиуса при вершине к глубине резания, угол схода переходит в линейную зависимость, т.е. влияние радиуса при вершине на угол схода снижается.
- при переменной величине подачи S и постоянных радиусе при вершине инструмента r и глубине резания t зависимости угла схода от углов ориентации пластины имеют линии пересечения.

Экспериментальное подтверждение разработанной методики определения направления схода стружки производилось двумя способами (рис. 2.8). В первом случае фотографировалось направление схода стружки в процессе резания, во втором – после остановки фотографировалось пятно контакта стружки с передней поверхностью. Затем фотографии заносились в компьютер, где производились измерения в графическом редакторе.

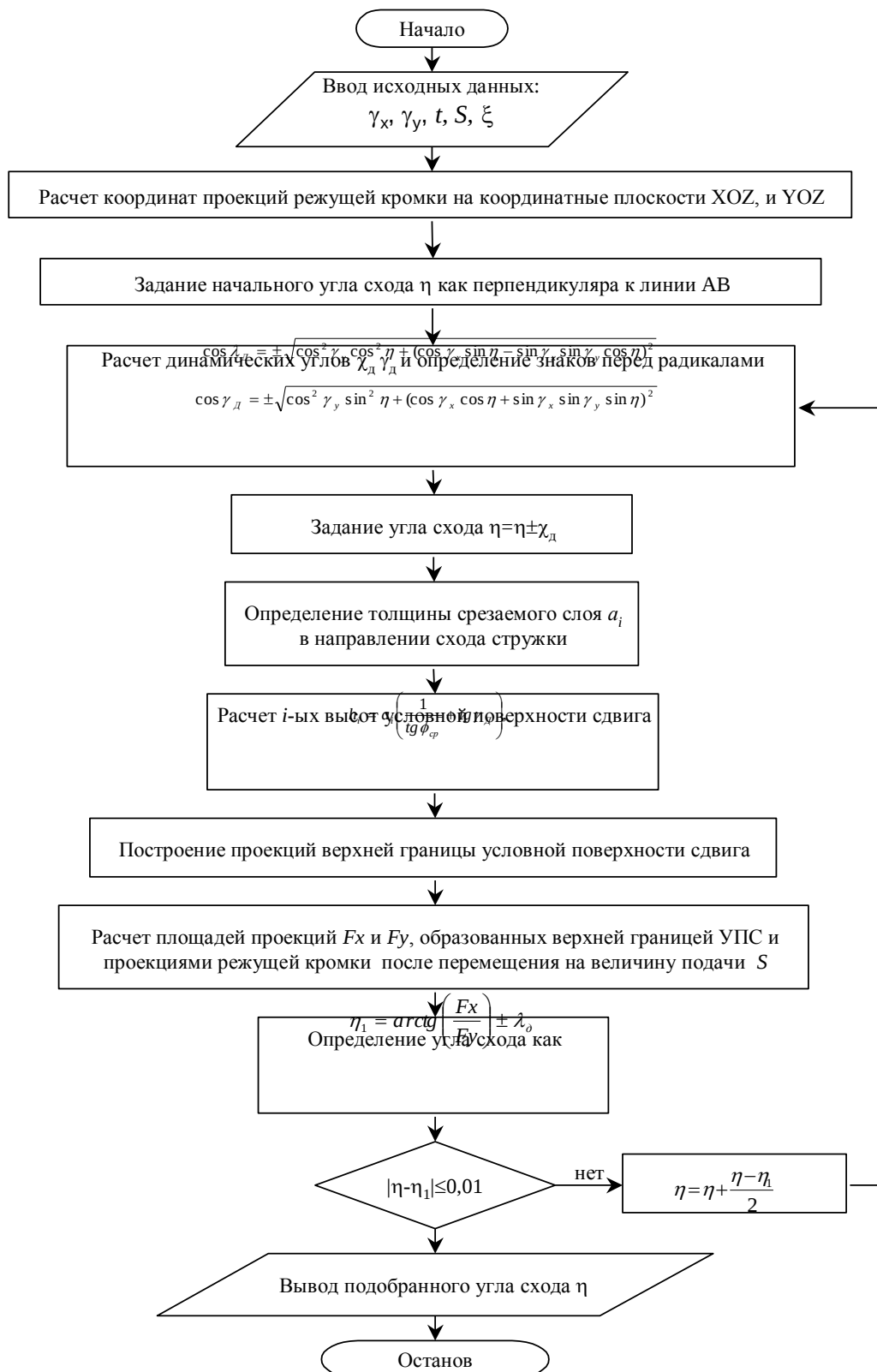


Рис. 2.6. Алгоритм расчета угла схода стружки

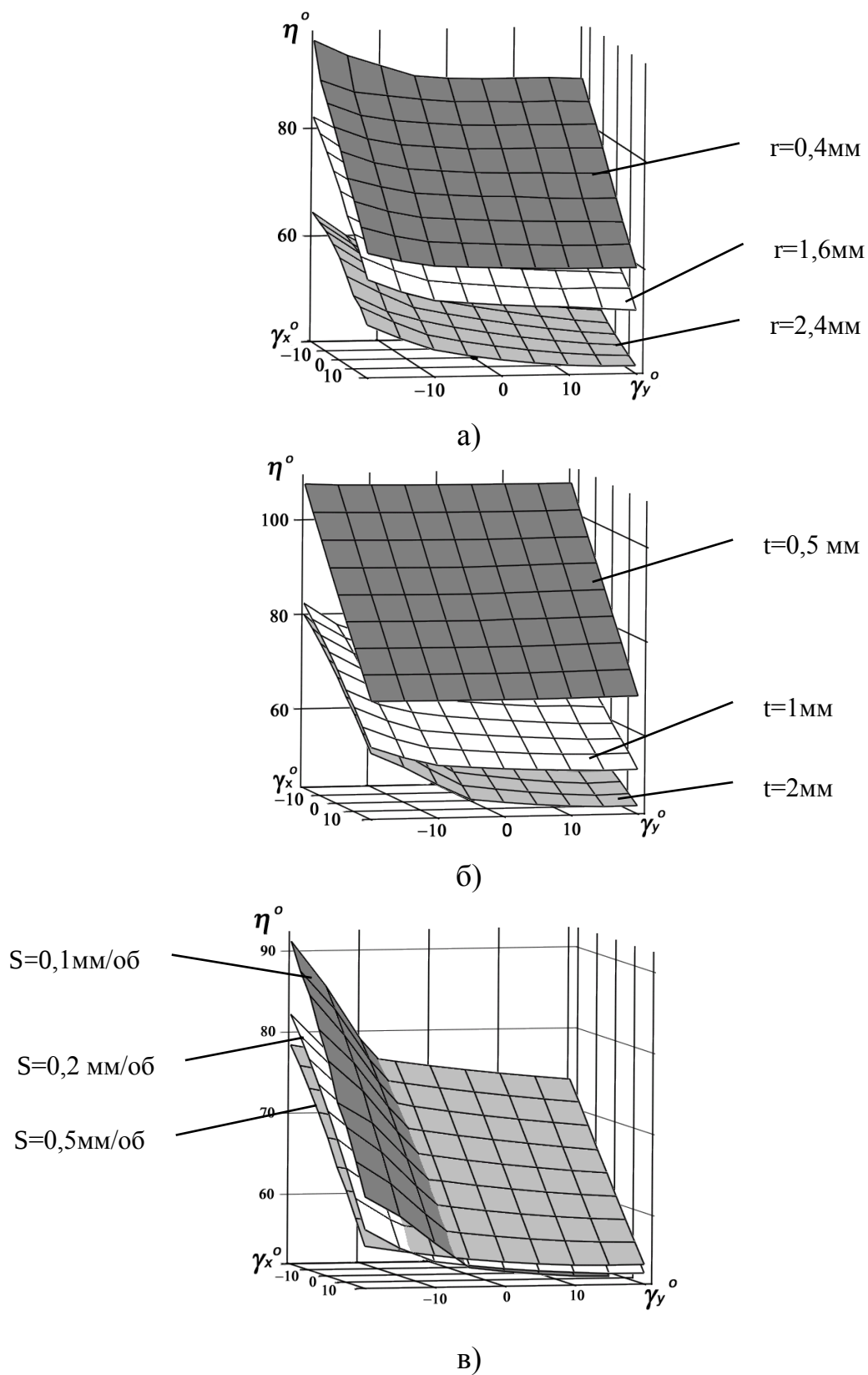


Рис. 2.7. Изменение угла схода стружки в зависимости от углов ориентации СМП: а) $t=1\text{ мм}$, $S=0,2\text{ мм/об}$ б) $r=1,6\text{ мм}$, $S=0,2\text{ мм/об}$; в) $t=1\text{ мм}$, $r=1,6\text{ мм}$.

Производилось точение Стали 45 на различных подачах и глубинах резания с постоянной скоростью резания $V=100$ м/мин. Геометрические параметры ориентирования пластин в корпусе державки были следующие: $\gamma_x=0^\circ$ – фронтальный угол, $\gamma_y=0^\circ$ – профильный. Результаты экспериментов показаны на рис 2.9 – 2.11.

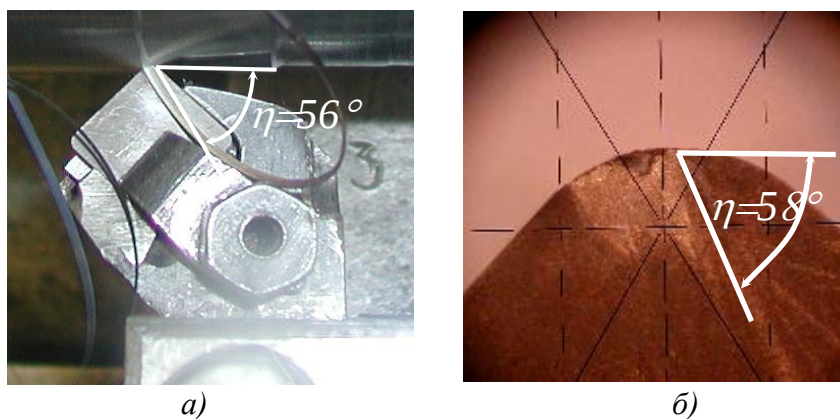


Рис.2.8. Способы измерения направления схода стружки:
а) в процессе резания; б) по отпечатку пятна контакта

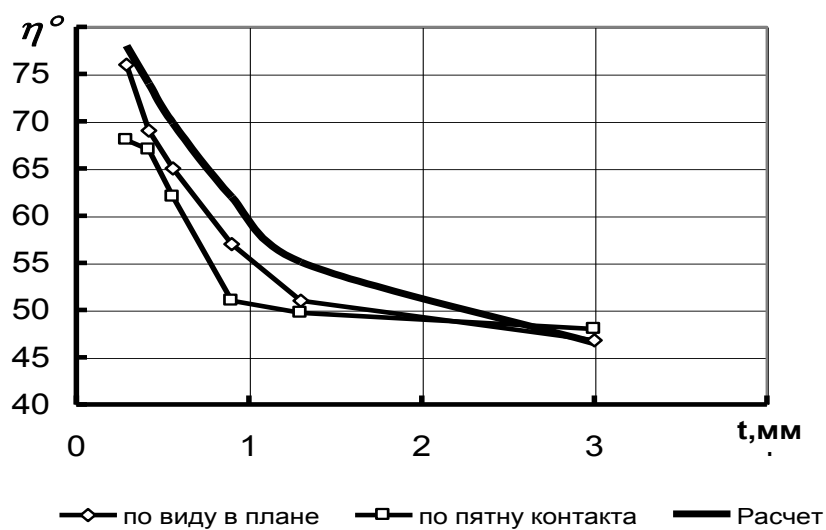


Рис. 2.9 Зависимость угла схода стружки от глубины резания:
 $\gamma_x=0^\circ, \gamma_y=0^\circ, \varphi=45^\circ, r=1,6$ мм, $S=0,3$ мм/об

В результате проведенных экспериментов по определению направления схода стружки двумя способами установлено, что большую степень сходимости с теоретическим расчетом имеет первый способ.

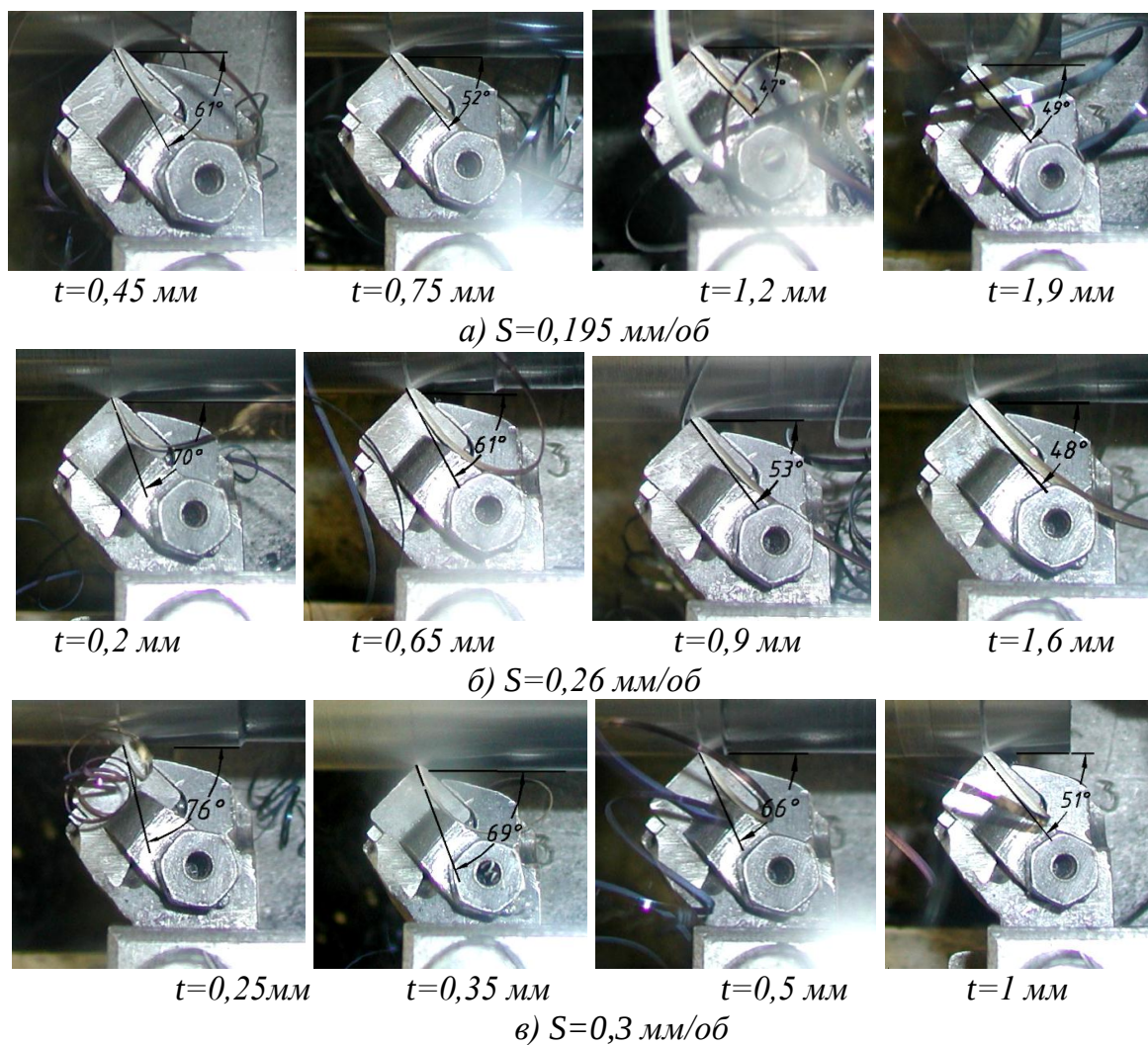


Рис 2.10 Направление схода стружки при продольном точении «Стали 45» для различных режимов резания: $\varphi = 45^\circ$, $r = 0,8 \text{ мм}$

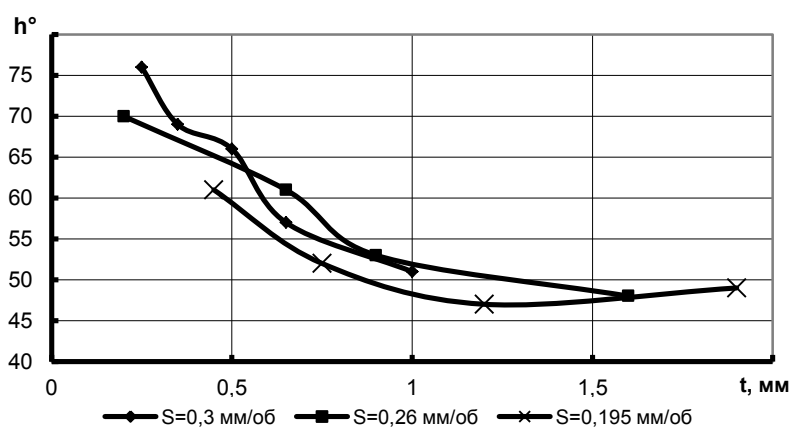


Рис. 2.11 Зависимость угла схода стружки от глубины резания при различной величине подачи при точении «Стали 45»:
 $\gamma_x = 0^\circ$, $\gamma_y = 0^\circ$, $\varphi = 45^\circ$, $r = 0,8 \text{ мм}$.

Аналогичным образом производились эксперименты в условиях несвободного косоугольного точения с геометрией: $\gamma_x = 0^\circ$ – фронтальный угол, $\gamma_y = 25^\circ$ – профильный. Результаты экспериментов показаны рис.2.12 – 2.13.

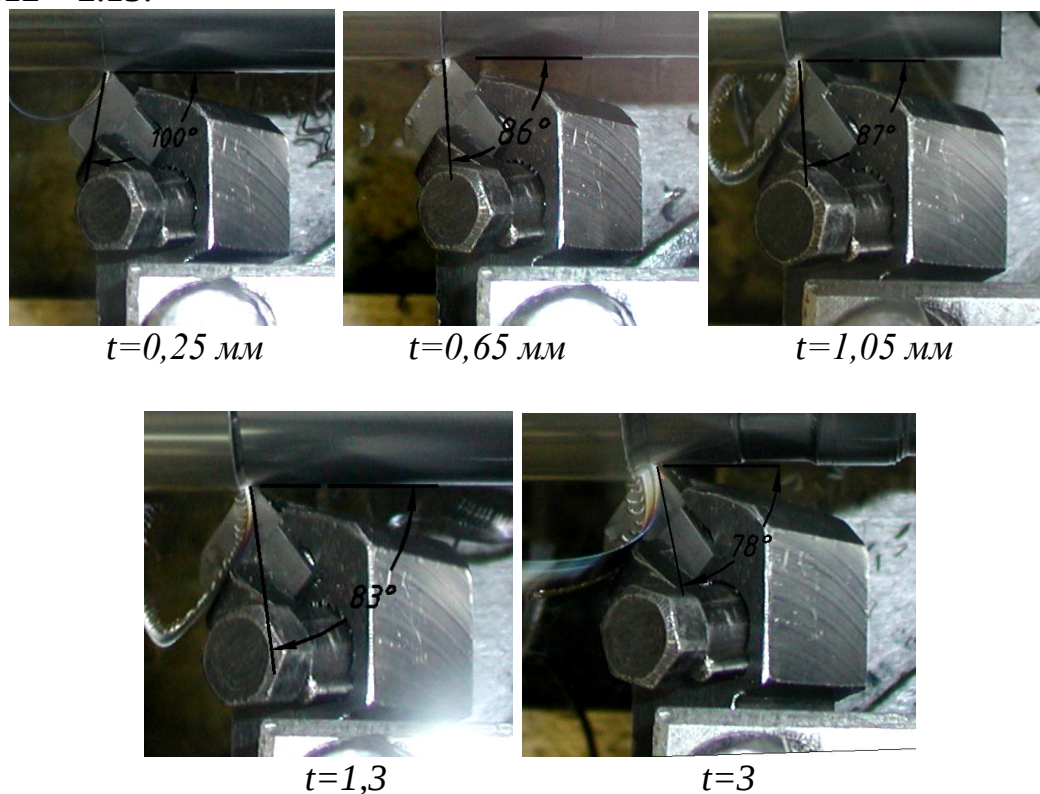


Рис 2.12. Направление схода стружки для продольного косоугольного точения «Стали 45» ($\gamma_x = 0^\circ$, $\gamma_y = 25^\circ$) при различной глубине резания: $S = 0,26 \text{ мм/об}$, $\varphi = 45^\circ$, $r = 0,8 \text{ мм}$

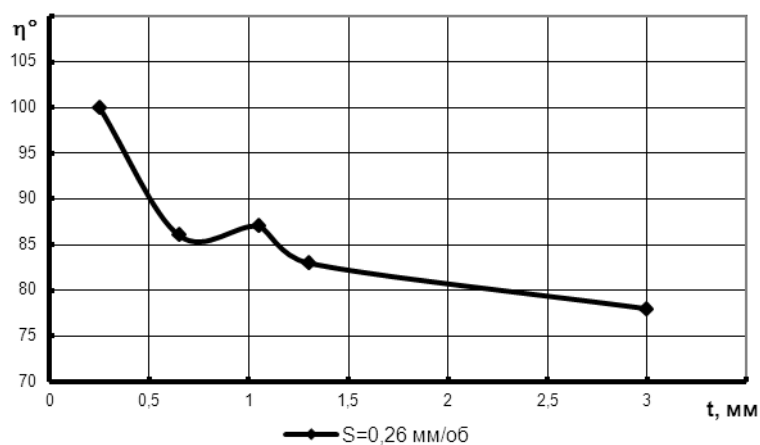


Рис. 2.13. Зависимость угла схода стружки от глубины при точении «Стали 45»: $\gamma_x = 0^\circ$, $\gamma_y = 25^\circ$, $\varphi = 45^\circ$, $S = 0,26 \text{ мм/об}$, $r = 0,8 \text{ мм}$.

По результатам этих экспериментов был сделан вывод о том, что полученные данные по углу схода стружки подтвердили адекватность предлагаемой методики расчета начального направления схода стружки при несвободном косоугольном резании.

Выражение (2.32) задает первоначальное направление схода стружки. В дальнейшем движение стружка отклоняется в ту или иную сторону вследствие наклона передней поверхности к основной плоскости, ее кривизны и особенностей пластической деформации прирезцового слоя.

Задачу определения траектории движения стружки по передней поверхности лезвия можно решить как методами кинематики, так и динамики. В первом случае исходное направление схода стружки задается углом η и вектором скорости $V_c = V/\xi_a$, где V - скорость резания, ξ_a - средний по ширине коэффициент усадки стружки. На рис. 2.14 показана режущая часть с криволинейной кромкой и плоской передней поверхностью. Выделим в т. O элементарный объем стружки. Пусть вектор $\vec{a}_1$ задает нормаль к передней поверхности, а вектор $\vec{a}_2$ - нормаль к динамической главной секущей плоскости, проходящей через точку O в направлении схода стружки. Тогда вектор $\vec{a}_3$, задающий скорость стружки V_c , определится как $\vec{a}_3 = \vec{a}_1 \times \vec{a}_2$. Этот же вектор является нормалью к плоскости поперечного сечения стружки, линия пересечения которой с передней поверхностью определится вектором $\vec{a}_4 = \vec{a}_1 \times \vec{a}_3$.

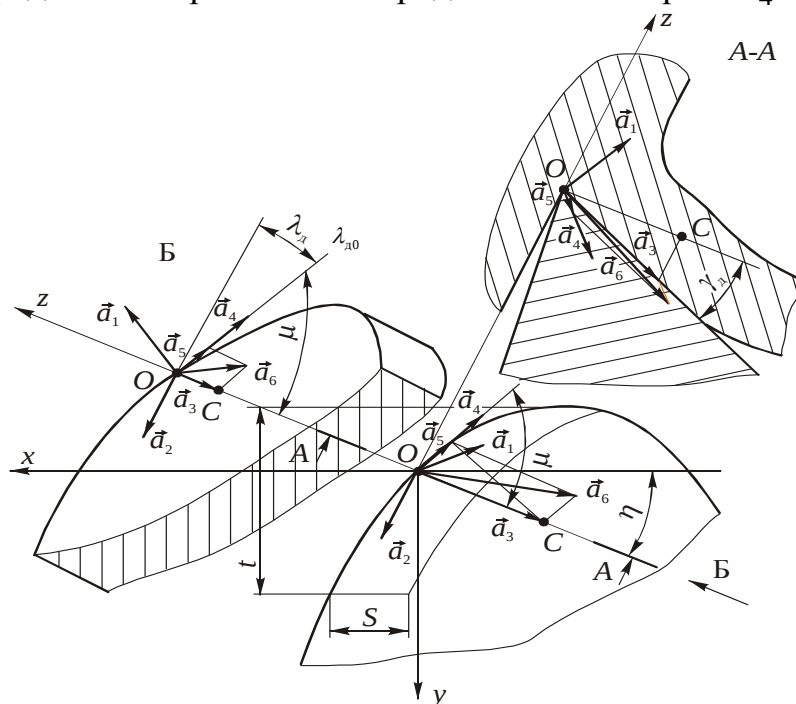


Рис. 2.14. Расчетная схема к определению траектории движения стружки по передней поверхности

Вектор $\vec{a}_4$ наклонен к основной плоскости под динамическим углом наклона главной режущей кромки в точке $O - \lambda_{д0}$ (см. рис. 2.14 вид Б) и вдоль него происходит боковой сдвиг данного элемента стружки. В кинематике величина этого сдвигающего воздействия определится вектором $a_5 = \vec{a}_4 \cdot \cos \mu$, где $\cos \mu = \cos(\vec{a}_3^{XOY} \wedge \vec{a}_4)$, а $\vec{a}_3^{XOY}$ задается точкой C . Новое направление схода стружки через определенный промежуток времени определится суммой $\vec{a}_6 = \vec{a}_3 + \vec{a}_5$, где все векторы необходимо умножить на величину V_c . Вектор $\vec{a}_6$ является исходным (аналог вектора $\vec{a}_3$) для определения следующего направления движения стружки, а угол между ним и плоскостью zOx является новым углом схода стружки. В результате получим пошаговую процедуру определения годографа скорости схода стружки и соответствующего ему спектра траекторий движения стружки. Аналитические методы решения данной задачи получить чрезвычайно трудно, так как здесь мы имеем дело с векторной функцией векторного аргумента. Компьютерные расчеты по приведенной методике для стандартного резца с геометрией $\varphi = 60^\circ, \gamma = -10^\circ \dots +10^\circ, \lambda = -30^\circ \dots +15^\circ$ показали, что в связи с цепочной последовательностью процедур точность расчетов из-за накопления ошибки не должна быть ниже шестого знака после запятой.

Для плоской передней поверхности вектор $\vec{a}_1$ не меняет своего направления для любой точки режущей кромки, и поэтому изложенная выше методика определяет траекторию движения стружки в целом. В случае, когда передняя поверхность имеет сложную топографию, как на современных многогранных режущих пластинах, алгоритм расчета траектории движения должен предусматривать определение нормали к передней поверхности в той точке, где оказался элемент стружки в данный момент времени. При этом встает вопрос описания коллективного движения стружки, как единого целого, и установление пределов, за которыми она начнет разделяться по ширине. Этот вопрос требует дополнительного исследования.

Определение траектории движения стружки в динамике требует рассмотрения силового нагружения стружки напряжениями со стороны УПС и контактными нагрузками со стороны передней поверхности.

На рис. 2.15 изображена режущая часть инструмента с корнем сходящей в направлении u_d стружки.

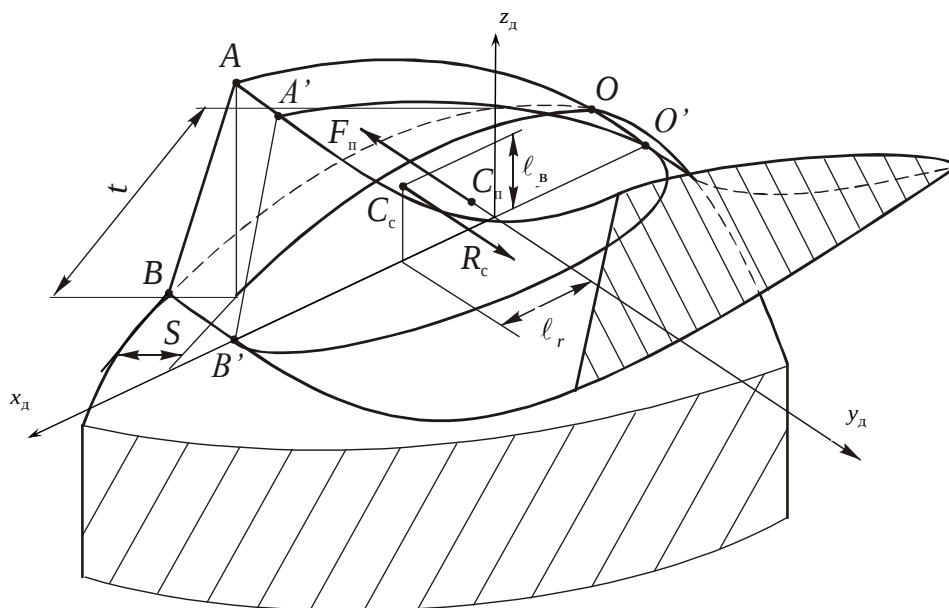


Рис. 2.15. Схема завивания сливной стружки

Здесь OAB - условная поверхность сдвига, $O'A'B'$ - поперечное сечение стружки, форму которого можно получить, спроектировав поверхность сдвига на нормальную к оси y_d плоскость. На пятне силового контакта $OO'B'V$ между стружкой и передней поверхностью распределены по определенному закону нормальные и касательные контактные напряжения. Если в первом приближении предположить, что напряжения на условной поверхности сдвига и касательные нагрузки на пятне контакта распределены равномерно, то лежащие в плоскости точки приложения C_c и C_n интегральных сил R_c и F_n будут совпадать с центрами тяжести криволинейных фигур $O'A'B'$ и $OO'B'V$. Если стружка на своем пути не встречает препятствий, то приняв $V_c = const$, получим $R_c = F_n$, то есть силы, действующие на стружку со стороны УПС и передней поверхности, уравновешены.

В общем случае точки C_c и C_n приложения сил не совпадают, что приводит к возникновению изгибающего момента, задающего так называемое «естественное» завивание стружки [11]. При этом плечо ℓ_b (рис. 2.15) определяет момент, изгибающий стружку в вертикальной плоскости в сторону передней поверхности. Этот момент на пятне силового контакта компенсируется за счет неравномерных пластических деформаций прирезцового слоя. После разгрузки стружки, возникающего в конце пятна контакта, происходит упругое восстановление неравномерно сжатых слоев стружки, выражающееся в завивании стружки вверх от передней поверхности. Кривизна этого завивания определяется величи-

ной изгибающего момента и физико-механическими свойствами обрабатываемого металла.

Плечо сил ℓ_r обуславливает завивание стружки в плоскости передней поверхности, которое формирует траекторию движения стружки до момента прекращения ее контакта с передней поверхностью. Здесь также происходит неравномерный пластический изгиб, вызываемый неравномерным сжатием стружки. Таким образом, соотношение плеч ℓ_r и ℓ_b определяет соотношение между радиусом и шагом винтовой спирали стружки.

В случае косоугольного резания нормальные контактные напряжения дадут дополнительную сдвигающую стружку силу, направленную вдоль вектора $\vec{a}_4$ (см. рис. 2.14). Результирующая траектория движения стружки и ее пространственная форма будут определяться суммарным воздействием всех упомянутых выше факторов.

На рис. 2.16 показаны три вида завивания стружки. Если стружка общего вида, завивающаяся по спирали, получается чаще всего, то крайние случаи завивания можно получить при определенном сочетании режимных и геометрических параметров процесса резания. Так кольцевому завиванию в вертикальной плоскости соответствует случай $\ell_r = 0$, когда силы P_c и F_n лежат в одной вертикальной плоскости. Плоское завивание встречается тогда, когда вертикальный изгибающий момент полностью компенсируется пластическими деформациями прирезцового слоя и упругим восстановлением неравномерно сжатой стружки. Эти сведения важны для решения проблемы ломания сливной стружки и проектирования стружкозавивающих и ломающих элементов на передней поверхности лезвия инструмента.

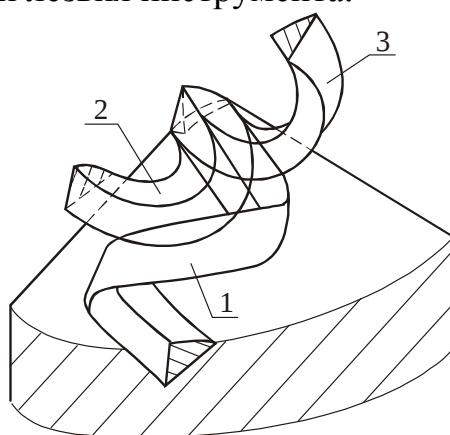


Рис. 2.16. Виды завивания стружки: 1 – стружка общего вида; 2 – плоское завивание; 3 – кольцевое завивание

В заключение этого подраздела следует заметить, что результативное решение задачи завивания стружки невозможно с использованием схемы стружкообразования с единственной УПС, так как последняя не дает ответа на вопрос о напряжениях в зоне образования стружки и о форме и размерах пятна силового контакта стружки с передней поверхностью лезвия.

2.3. Схемы стружкообразования с развитой зоной пластических деформаций

Рассмотренные в п.2.1 схемы стружкообразования с единственной условной поверхностью сдвига не могут дать ответа на вопрос о величинах и характере возникающих при резании в заготовке и стружке напряжений и деформаций, а также о контактных напряжениях на рабочих участках передней и задней поверхностей лезвия инструмента. В то же время экспериментально доказано, что превращение срезаемого слоя в стружку происходит в пластической зоне, имеющей сложную форму. Предпринимались многочисленные попытки моделирования этой зоны на основе построения полей линий скольжения. Согласно теории пластичности [17] линии скольжения представляют собой два семейства взаимно ортогональных криволинейных координат, вдоль которых действуют максимальные касательные напряжения. Если удастся построить кинематически возможное поле линий скольжения, то возможен и расчет напряженно-деформированного состояния (НДС) в зоне стружкообразования.

Первая серьезная попытка построить поле линий скольжения в зоне стружкообразования при свободном ортогональном резании принадлежит Н.Н. Зореву [12] (рис. 2.17). К сожалению, правильно отражая картину пластических деформаций, наблюдаемых на микрофотографиях корней стружки, эта схема не поддается обсчету из-за некоторого произвола в проведении линий скольжения. Другие схемы [14, 15] позволяют рассчитать напряжения в пластической зоне, но отдают предпочтение либо области первичных деформаций, прилегающей к свободной поверхности срезаемого слоя и стружки, либо области вторичных деформаций, окружающей лезвие. Поэтому задача разработки схемы полей скольжения в пластической зоне, правильно отражающей результаты экспериментов и в то же время поддающейся расчету, остается актуальной.

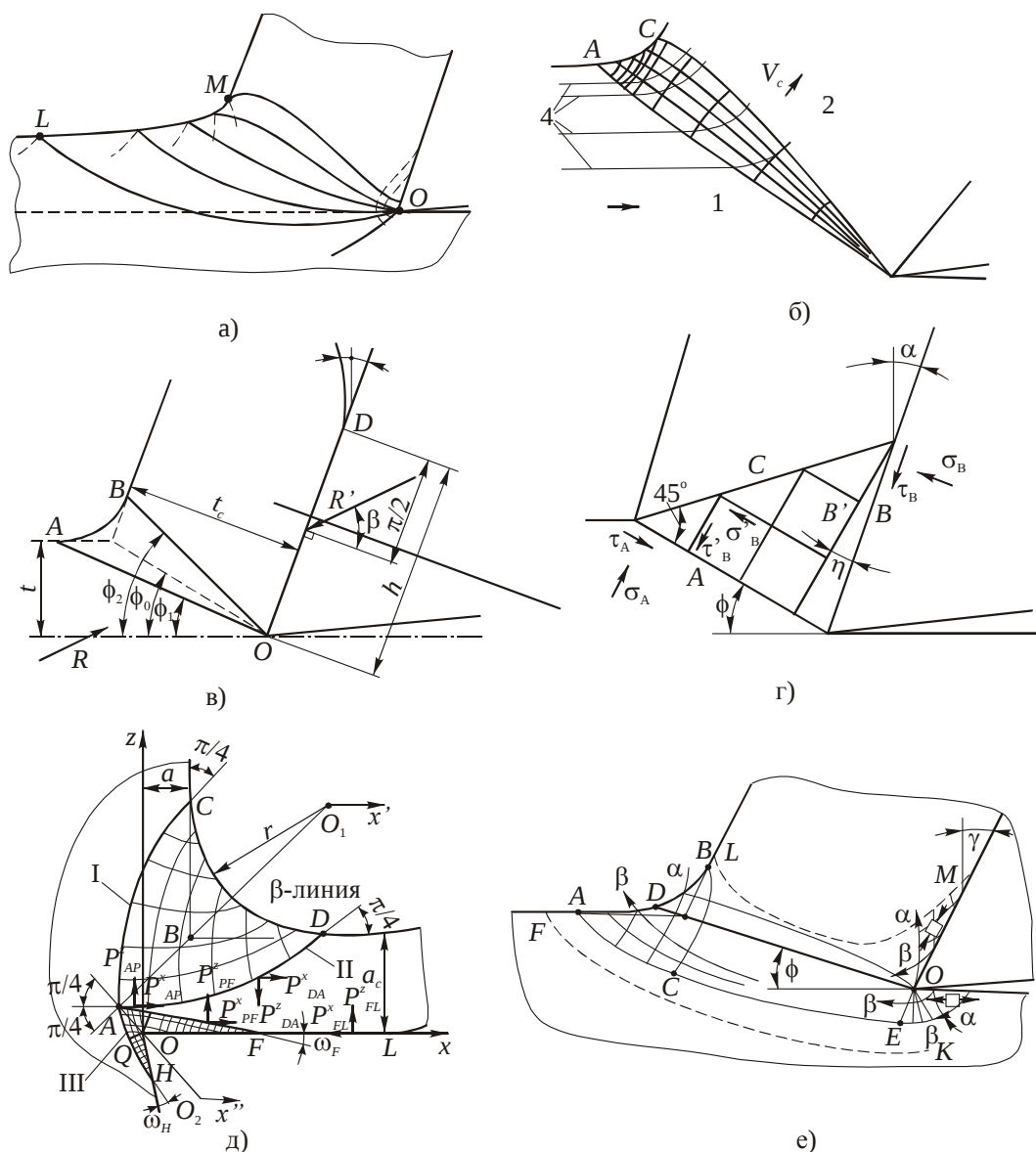


Рис. 2.17. Схемы полей линий скольжения:

а – Н.Н.Зорева [12]; б – Палмера и Оксли [14]; в – Окушими и Хитоми [14];
г – Ли и Шаффера [14]; д – С.И.Петрушина [45]; е – М.Г. Гольдшмидта [15]

В предлагаемой работе авторы опираются на два принципиальных положения, связанных с подходом к исследованию несвободного резания. Первое основано на замене сложного объемного НДС зоны резания плоскими схемами, рассматриваемыми в сечениях, параллельных направлению схода стружки. Такое допущение позволяет решать плоскую задачу пластичности с построением в каждом сечении полей скольжения, а объемный характер деформации учитывать через изменение толщины срезаемого слоя и длин силового контакта на передней и задней поверхности лезвия инструмента. Этот подход дает также воз-

возможность переносить закономерности, установленные для схемы свободного резания, на несвободное резание.

Второе положение связано с исходными данными для расчета механики процесса резания. Традиционный подход здесь основан на задании постоянных касательных напряжений в плоскости сдвига [10, 12, 15, 24, 29, 47], назначение конкретной величины которых представляет собой главную проблему. В отличие от этого, предлагается при построении сетки линий скольжения в пластической области в качестве исходных данных задавать законы распределения силовых контактных напряжений на рабочих площадках лезвия, а их величина, как и величина внутренних напряжений в зоне пластичности, являются расчетными. В этой концепции предполагается, что первопричиной изменения геометрии зоны пластичности являются контактные явления на трущихся площадках лезвия инструмента.

Форма и размеры участка вторичной зоны пластичности, прилегающего к лезвию, зависят от условий трения на рабочих поверхностях, которые в свою очередь определяются закономерностями распределения контактных напряжений на трущихся площадках между передней поверхностью и стружкой, а также между задней поверхностью и заготовкой. Рассмотрим сечение корня стружки в направлении ее схода и определим геометрию пластической зоны, прилегающей к передней поверхности в случае, когда динамический передний угол $\gamma_d = 0$ (рис. 2.18).

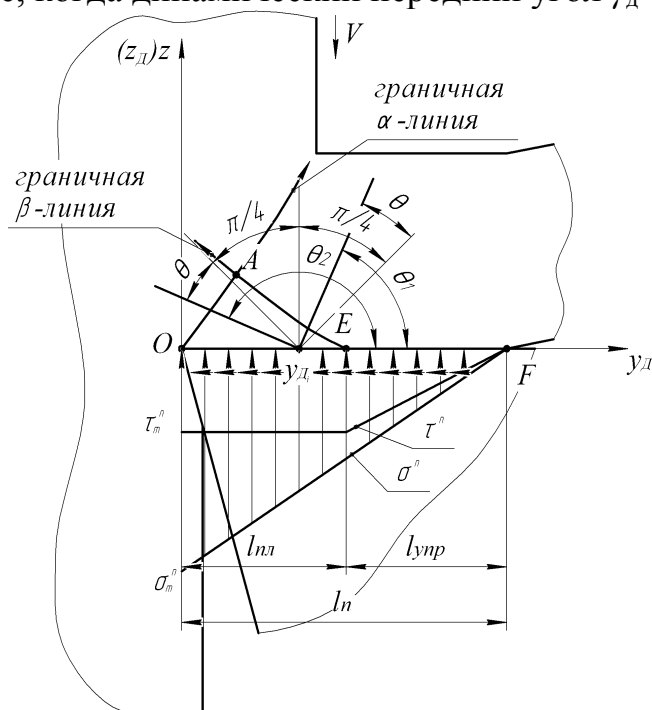


Рис.2.18. Схема нагружения передней поверхности контактными напряжениями и расположение линий скольжения

Экспериментально установлено [16], что общая длина l_n контакта стружки с передней поверхностью состоит из пластического l_{nl} и упругого l_{ynp} участков примерно одинаковой величины. Соответственно, на участке l_{nl} присутствует трение между пластически деформируемым материалом заготовки и передней поверхностью лезвия, а на длине l_{ynp} – внешнее трение скольжения между сформировавшейся стружкой и инструментом. Поэтому для жесткопластической модели обрабатываемого материала поле линий скольжения будет располагаться выше участка l_{nl} и отсутствовать в стружке на участке l_{ynp} .

Обобщая большой экспериментальный материал, полученный проф. М.Ф. Полетикой [16], можно аппроксимировать распределение нормальных контактных напряжений на передней поверхности законом треугольника, а касательные принять постоянными на пластическом участке и линейно уменьшающимися до нуля в конце контакта – на упругом (см. рис. 2.18). Эти зависимости представлены следующими выражениями:

$$\sigma^n = \sigma_m^n \left(1 - \frac{y_d}{l_n} \right); \quad (2.33)$$

$$\tau^n = \begin{cases} \tau_m^n, & 0 \leq y_d \leq l_{nl} \\ \frac{\tau_m^n}{l_n - l_{nl}} (l_n - y_d), & l_{nl} \leq y_d \leq l_n \end{cases}, \quad (2.34)$$

где σ_m^n и τ_m^n – максимальные величины соответственно нормальных и касательных контактных напряжений на передней поверхности.

Согласно закона трения Кулона – Амонтона коэффициент трения в рассматриваемой точке контактной поверхности определяется отношением касательного контактного напряжения к нормальному в той же точке

$$\mu_n = \tau^n / \sigma^n. \quad (2.35)$$

Подставив в (2.35) значение контактных напряжений из (2.33) и (2.34) на участке пластического контакта, имеем

$$\mu_n = \frac{\tau_m^n}{\sigma_m^n} \cdot \frac{l_n}{l_n - y_d} = \mu_{n0} \cdot \frac{l_n}{l_n - y_d}, \quad (2.36)$$

где через μ_{n0} обозначено значение коэффициента трения на вершине лезвия.

Из (2.36) следует, что для принятых законов изменения контактных напряжений коэффициент трения на пластическом участке не является

постоянным, а увеличивается от вершины лезвия до координаты $y_D = l_{nl}$. В области упругого контакта коэффициент трения, являясь уже коэффициентом внешнего трения между стружкой и передней поверхностью лезвия, становится постоянным на всем упругом контакте и равен

$$\mu_n = \mu_{n0} \cdot \frac{l_n}{l_n - l_{nl}}.$$

Следует заметить, что по условию пластичности максимальная величина касательного напряжения при плоском деформированном состоянии не может быть больше, чем $0,5\sigma_T$ [17], и поэтому в области пластического контакта $\mu_n < 0,5$. Отсюда вытекает, что значения коэффициентов трения в машинных парах непригодны для оценки контакта стружки с лезвием.

Угол трения θ на передней поверхности, задающий направление осей главных напряжений в точке текущей точки y_{Di} контакта (рис. 2.18), определяется через коэффициент трения известным соотношением $\theta = \arctg \mu_n$. Направление выхода линий скольжения на контактную поверхность совпадает с линией сдвигов, наклоненных по отношению к главным нормальным напряжениям на угол $\pi/4$. Следовательно, углы выхода линий скольжения в зоне пластического контакта равны (рис. 2.18):

$$\text{для } \alpha - \text{линий скольжения} \quad \theta_1 = \frac{\pi}{4} + \theta = \frac{\pi}{4} + \arctg \mu_n;$$

$$\text{для } \beta - \text{линий скольжения} \quad \theta_2 = \frac{3\pi}{4} + \theta = \frac{3\pi}{4} + \arctg \mu_n.$$

Тангенсы этих углов представляют собой дифференциальные уравнения α - и β -линий скольжения (уравнения Т. Гейрингер [17]). В динамической системе координат имеем

$$\alpha - \quad \frac{dz_D}{dy_D} = \tg \left(\frac{\pi}{4} + \arctg \mu_n \right) = \frac{1 + \mu_n}{1 - \mu_n}; \quad (2.37)$$

$$\beta - \quad \frac{dz_D}{dy_D} = \tg \left(\frac{3\pi}{4} + \arctg \mu_n \right) = -\ctg \left(\frac{\pi}{4} + \arctg \mu_n \right) = -\frac{1 - \mu_n}{1 + \mu_n}, \quad (2.38)$$

Проинтегрировав выражения (2.37) и (2.38) с учетом (2.36), получим искомые уравнения линий скольжения:

$$\alpha - \text{линии} \quad z_D = y_D - 2\mu_{n0} l_n \cdot \ln |l_n(1 - \mu_{n0}) - y_D| + C_I; \quad (2.39)$$

$$\beta - \text{линии} \quad z_D = -y_D - 2\mu_{n0} l_n \cdot \ln |l_n(1 + \mu_{n0}) - y_D| + C_{II}, \quad (2.40)$$

где постоянные интегрирования C_I и C_{II} определяются координатами текущей точки пластического контакта.

Для построения полного поля линий скольжения в зоне стружкообразования важное значение имеют граничные линии скольжения, на которых обрабатываемый материал переходит из упругого в пластическое состояние и наоборот. Граничная β - линия выходит из точки $y_D = l_{nl}$, где $z_D = 0$ (точка E на рис. 2.18). Отсюда, определив C_{II} в (2.40), имеем

$$z_D = l_{nl} - y_D + 2\mu_{n0}l_n \cdot \ln \left| \frac{l_{yup} + \mu_{n0}l_n}{(1 + \mu_{n0})l_n - y_D} \right|. \quad (2.41)$$

Граничная α - линия проходит через вершину лезвия O ($y_D = 0; z_D = 0$) перпендикулярно к граничной β - линии, задает направление сдвиговой области и определяется уравнением

$$z_D = y_D + 2\mu_{n0}l_n \cdot \ln \left| \frac{l_n(1 - \mu_{n0})}{l_n(1 - \mu_{n0}) - y_D} \right|. \quad (2.42)$$

Узловая точка A (рис. 2.18) пересечения граничных α и β линий скольжения определится решением трансцендентного уравнения, полученного приравниванием выражений (2.41) и (2.42), численным методом.

Результаты расчетов по формулам (2.41) и (2.42) границ зоны пластичности показывают, что α - и β - линии имеют небольшую вогнутость, увеличивающуюся с уменьшением μ_{n0} . При этом с увеличением μ_{n0} наклон α - линии к оси y_D увеличивается, а β - линии уменьшается. Заметим, что предельный уровень коэффициента пластического трения на передней поверхности ($\mu_n = 0,5$) достигается с увеличением μ_{n0} довольно быстро и вначале в точке $y_D = l_{nl}$. В этом случае внешнее трение между стружкой и инструментом прекращается и прирезцовый слой стружки полностью затормаживается. Здесь начинается образование нароста или застойной зоны и возникает внутреннее трение в материале стружки.

Пластический контакт между задней поверхностью и поверхностью резания (рис. 2.19) происходит при большей скорости скольжения, но с физической точки зрения он мало чем отличается от контактных явлений на передней поверхности. Рассмотрим случай $\alpha_d = 0$, то есть когда налицо трение между поверхности заготовки и фаской износа лезвия. Общая длина контакта на задней поверхности h_3 делится точкой D на участок пластического h_{nl} и упругого h_{yup} контакта.

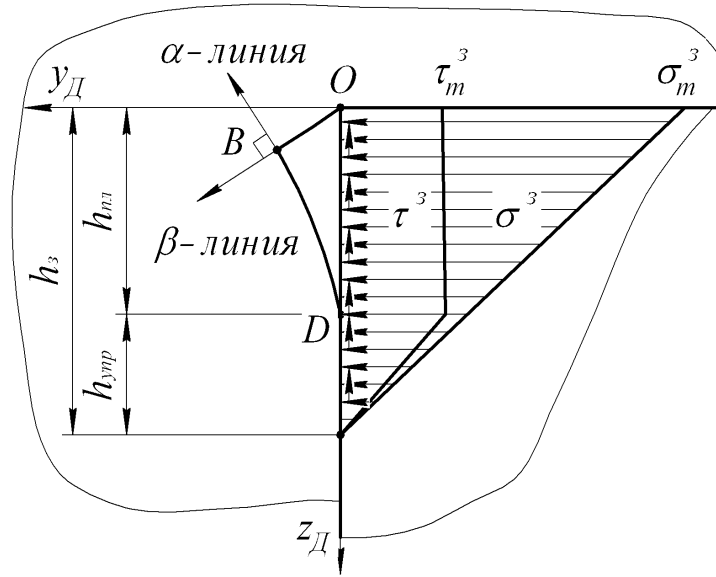


Рис. 2.19. Схема нагружения задней поверхности лезвия контактными напряжениями

Для обеспечения единства полей линий скольжения, прилегающих к передней и задней поверхностям, оси z_D и y_D направим в обратную сторону, поменяв также местами α - и β -линии скольжения. Примем распределение контактных напряжений на задней поверхности аналогичным передней, то есть нормальные σ_3 распределены по треугольному закону, а касательные τ_3 постоянны на пластическом участке (рис. 2.19). Тогда имеем

$$\begin{cases} \tau^3 = \tau_m^3, 0 \leq z_D \leq h_{пл} ; \\ \tau^3 = \frac{\tau_m^3}{h_3 - h_{пл}} \cdot (h_3 - z_D), h_{пл} \leq z_D \leq h_3 ; \end{cases}$$

$$\sigma^3 = \sigma_m^3 \left(1 - \frac{z_D}{h_3} \right);$$

$$\mu_3 = \frac{\mu_{30} \cdot h_3}{h_3 - z_D}; \mu_{30} = \frac{\tau_m^3}{\sigma_m^3}.$$

Если известна закономерность изменения коэффициента трения на задней поверхности μ_3 , то, проведя те же рассуждения, что для передней поверхности, получим следующие выражения для граничных линий:

$$\alpha - y_D = h_{пл} - z_D + 2\mu_{30}h_3 \cdot \ln \left| \frac{h_3(1 + \mu_{30}) - h_{пл}}{h_3(1 + \mu_{30}) - z_D} \right|; \quad (2.43)$$

$$\beta - y_D = z_D + 2\mu_{30}h_3 \cdot \ln \left| \frac{h_3(1-\mu_{30})}{h_3(1-\mu_{30}) - z_D} \right|. \quad (2.44)$$

Совместным решением уравнений (2.43) и (2.44) определяются координаты узловой точки B пересечения граничных линий скольжения (рис. 2.19).

Соединение двух прилегающих к передней и задней поверхностям полей линий скольжения происходит через центрированный веер COB , как показано на рис. 2.20, и область $OAA'C$ почти однородной пластической деформации. Расстояние OC задает толщину полосы сдвига срезаемого слоя s между начальной α_n и конечной α_k линиями скольжения. При достижении в точке D условия $\mu_3 = 0,5$ также будет достигнуто полное торможение обрабатываемого материала и возможно возникновение нароста, форма которого будет эквидистантна фигуре $EA'CBD$.

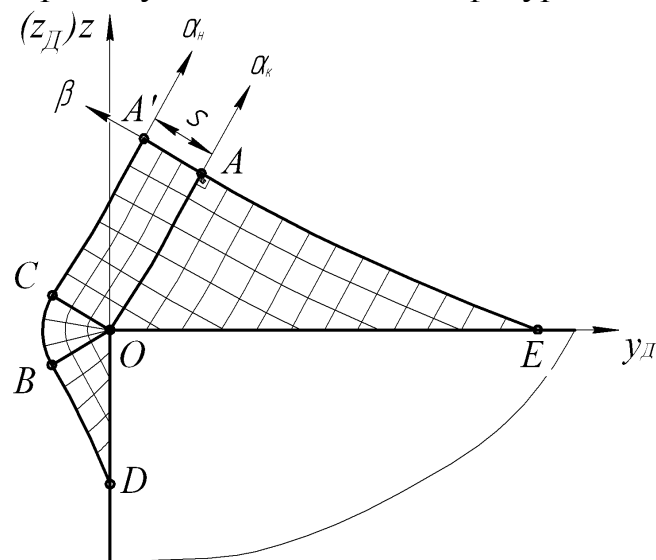


Рис. 2.20. Поле линий скольжения в зоне вторичных деформаций

Положение сдвиговой области стружкообразования, выходящей на свободную поверхность срезаемого слоя и стружки зависит от рассмотренных условий трения на передней и задней поверхностях лезвия. Если бы трение отсутствовало, то угол выхода плоскостей скольжения на свободную поверхность составил бы $\pi/4$, как это имеет место при осадке заготовки со смазкой в обработке металлов давлением. Эти плоскости иногда называют линиями Чернова – Людерса [17]. Наличие трения на передней поверхности заставляет поворачиваться направление скольжения против часовой стрелки, но условие выхода на свободную поверхность должно сохраняться, так как в точке L (рис. 2.21) имеем одноосное сжатие главным нормальным напряжением, а направление сдвига должно располагаться под углом $\pi/4$ к нему [17]. Поэтому у

В области KLM , примыкающей к угловому переходу между наружными поверхностями срезаемого слоя и стружки, происходит поворот начальной границы сдвиговой полосы по часовой стрелке, который обеспечивает её выход на свободную поверхность под углом $\pi/4$. Если предположить, что переходная кривая LM (кривая А.А. Брикса [12]) описывается частью окружности радиуса R , то кривые KL и KM будут представлять собой части логарифмических спиралей. В этой зоне решается задача Коши теории пластичности [15]. Для определения характеристик этих спиралей рассмотрим криволинейный треугольник KLM отдельно (рис. 2.22). В полярных координатах r, θ с центром в точке O_1 уравнение логарифмической спирали, пересекающей все свои радиусы – векторы под углом $\pi/4$, имеет вид [17]

Зная (2.46), и учтя то, что отрезок логарифмической спирали KM симметричен относительно луча O_1K отрезку KL , можно в координатах y_d, z_d определить положение узловых точек зоны первичных деформаций L, K , и M

$$\begin{aligned} L\{a; a_c + R \cos 2\phi\}; \\ K\{a - s \cos \phi; a_c + s \cdot \sin \phi\}; \\ M\{a + R(1 - \sin 2\phi); a_c\}. \end{aligned}$$

Обратим внимание на то, что в пластическом треугольнике KLM не удастся выполнить условие выхода на свободную поверхность стружки под углом $\pi/4$ граничной логарифмической спирали KM . По нашим представлениям, точка M является точкой бифуркации, с которой начинается пилообразность наружной поверхности стружки. При этом часть зубчика параллельна кривой LM , а другая часть представляет собой отрезок какой-либо внутренней α -спирали данной зоны пластичности (см. рис. 2.22). При определенных условиях, зависящих от свойств обрабатываемого материала и особенностей НДС, указанная пилообразность увеличивается и происходит переход от сливной стружки к стружке скалывания.

Значение s или толщины полосы сдвига в (2.46) определяется, как расстояние от начала координат до точки B (см. рис. 2.21) пересечения граничных α и β - линий поля скольжения, прилежащего к задней поверхности. Как было отмечено выше, координаты точки B находятся из совместного решения уравнений (2.43) и (2.44) методом последовательных приближений. Расчеты показывают, что с увеличением длины контакта (износа) на задней поверхности лезвия величина s увеличивается.

Точка N на рис. 2.21 имеет координаты $y_{d_N} = a; z_{d_N} = a_c$. Подставив в (2.42) эти значения, получим:

$$a_c = a + 2\mu_{n0} \cdot l_n \cdot \ln \left| \frac{l_n(1 - \mu_{n0})}{l_n(1 - \mu_{n0}) - a} \right|. \quad (2.47)$$

Введем безразмерную величину $m = l_n/a$, которая характеризует соотношение между толщиной срезаемого слоя и длиной контакта стружки с передней поверхностью лезвия, и учитывая, что $a_c = \zeta_a \cdot a$, можно записать (2.47) в безразмерном виде:

$$\zeta_a = 1 + 2\mu_{n0} \cdot m \cdot \ln \left| \frac{m(1 - \mu_{n0})}{m(1 - \mu_{n0}) - 1} \right|. \quad (2.48)$$

Соотношение (2.48) имеет фундаментальное значение, так как связывает между собой коэффициент усадки стружки, коэффициент трения в вершине лезвия и относительную длину контакта. Оно позволяет по любым двум известным величинам определять третью.

Представленные выше результаты относятся к плоской задаче расчета НДС. На рис. 2.23 представлена расчетная схема стружкообразования при несвободном косоугольном резании лезвием с закругленной вершиной и одно из сечений, проведенных под углом схода стружки. Данное сечение проводится по передней поверхности в направлении схода стружки, а по задней совпадает с главной секущей плоскостью. Последовательно рассматривая ряд подобных сечений, можно построить в объеме всю зону пластичности при несвободном резании. На этом рисунке обозначено: a_i – толщина срезаемого слоя в направлении схода стружки i -м сечении; a_{ci} – толщина стружки в i -м сечении; l_{ni} – полная длина контакта i -го сечения; l_{nli} – длина пластического контакта i -го сечения; l_{ynpi} – длина упругого контакта i -го сечения; S – величина подачи; t – глубина резания; r – радиус при вершине; φ – главный угол в плане; η – угол схода стружки; y_d – ось абсцисс динамической системы координат; γ_d – передний угол в i -м сечении динамической системы координат.

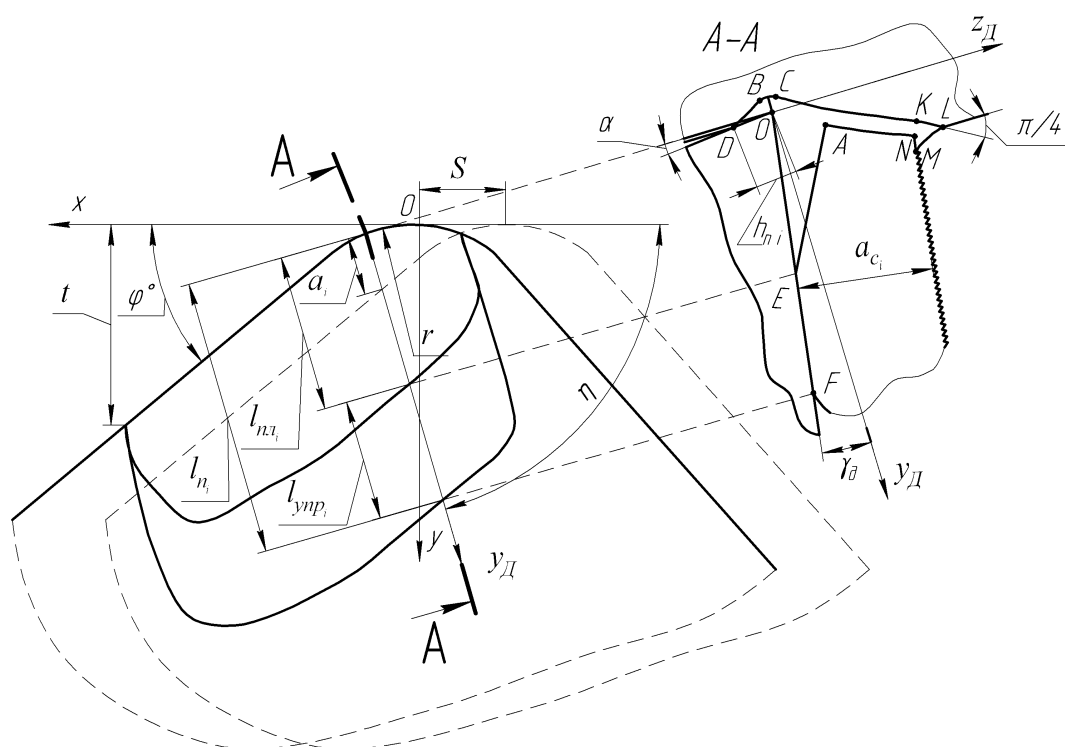


Рис. 2.23 Схема к расчету напряженно-деформированного состояния для несвободного резания.

Таким образом, построенное поле линий скольжения при несвободном резании качественно соответствует форме зоны пластичности, установленной экспериментально по микрофотографиям корней слив-

ной стружки [12] и одновременно описывается аналитически путем задания координат узловых точек и уравнений граничных линий скольжения. По этим данным можно рассчитать в любой точке зоны пластичности величины внутренних напряжений, а по ним выйти на значения контактных напряжений на рабочих поверхностях лезвия инструмента.

2.4. Расчет напряженно-деформированного состояния в зоне образования стружки

При несвободном резании напряженно-деформированное состояние (НДС) в зоне стружкообразования имеет объемный трехмерный характер, особенно для сечений срезаемого слоя с соизмеримыми величинами глубины резания и подачи ($t \approx S$). Для прямых ($t \gg S$) и обратных ($t \ll S$) стружек можно говорить о плоской схеме пластической деформации, имеющей две разновидности: плоское напряженное состояние (ПНС) и плоское деформированное состояние (ПДС). В первом случае в направлении третьей главной оси нет нормального напряжения, но есть деформация, во втором – есть нормальное напряжение, но нет деформации [17].

Рассмотрим сечения зоны стружкообразования в направлении схода стружки, задаваемого углом начального схода η (рис. 2.24). Можно предположить, что если обрабатываемый материал в данном сечении находится в стесненных условиях со стороны близлежащих срезаемых слоев, мы имеем схему ПДС.

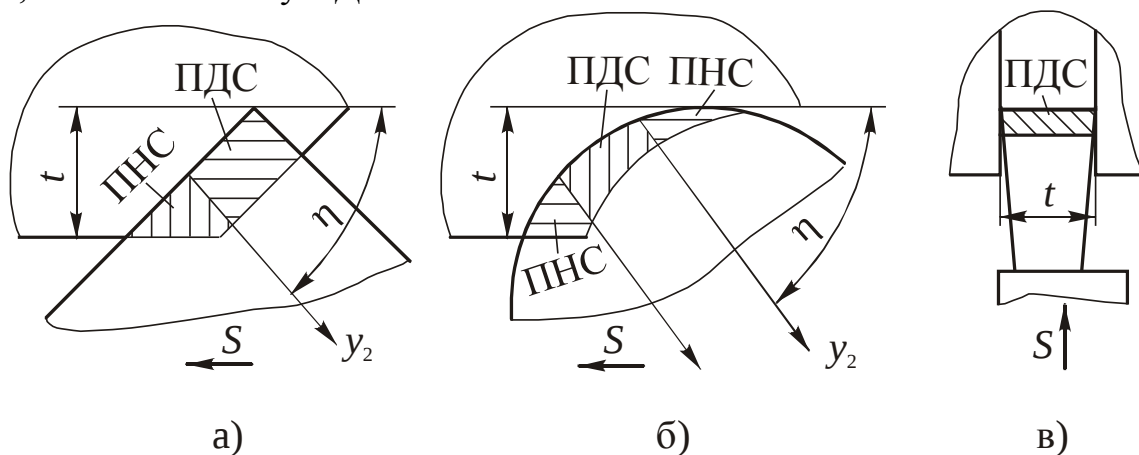


Рис.2.24. Области плоского деформированного (ПДС) и плоского напряженного состояния (ПНС) при точении: а – остроугольное лезвие; б – закругленное лезвие; в – отрезание.

В сечениях, близких к обрабатываемой и обработанной поверхностям заготовки, решается задача ПНС, которая приводит к уширению

В разделе 2.3 была предложена схема полей линий скольжения в пластической области стружкообразования для случая, когда динамический передний γ_d и задний α углы лезвия в каждом сечении равны нулю. В работе [18] одним из авторов разработана схема полей скольжения в пластической области, когда $\gamma_d \neq 0$ и $\alpha \neq 0$ (рис. 2.25) и получены следующие уравнения α - и β -линий скольжения, исходящих из передней поверхности:

$$\beta - z_{\mathcal{A}} = \frac{-2 \cdot l_n \cdot \mu_{no} \cdot \ln(y_{\mathcal{A}} - l_n + \mu_{no} \cdot tg\gamma_{\mathcal{A}} \cdot l_n + y_{\mathcal{A}} \cdot tg\gamma_{\mathcal{A}} - tg\gamma_{\mathcal{A}} \cdot l_n - \mu_{no} \cdot l_n) \cdot (tg\gamma_{\mathcal{A}}^2 + 1)}{(1 + tg\gamma_{\mathcal{A}})^2} + \frac{-y_{\mathcal{A}} + y_{\mathcal{A}} \cdot (tg\gamma_{\mathcal{A}})^2}{(1 + tg\gamma_{\mathcal{A}})^2} + C_{II},$$

где μ_{np} – коэффициент трения в вершине на передней поверхности

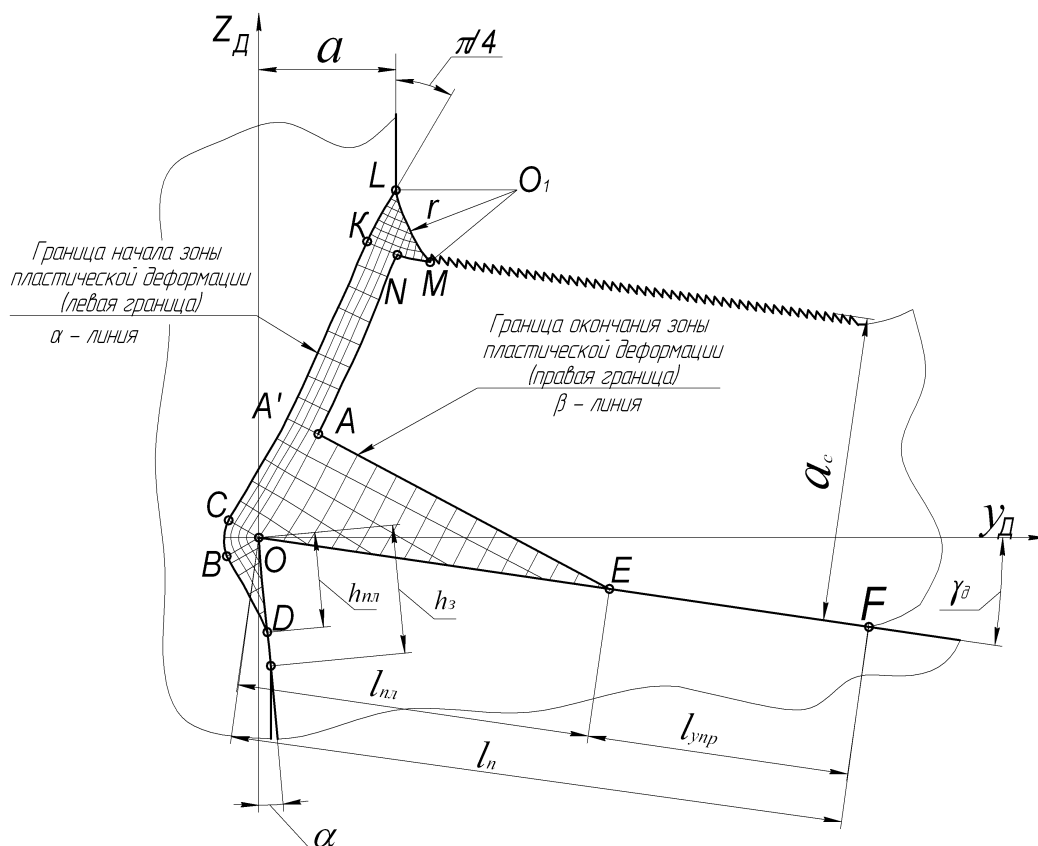


Рис. 2.25. Схема полей линий скольжения при $\gamma_d \neq 0$ и $\alpha \neq 0$

Граничная α – линия OAN (см. рис. 2.25) проходит через вершину лезвия и определяется уравнением

$$z_D = \frac{-2 \cdot \mu_{no} \cdot l_n \cdot c_\alpha \cdot (1 + (tg \gamma_D)^2) + (1 - (tg \gamma_D)^2) \cdot y_D}{(1 + tg \gamma_D)^2} \quad (2.50)$$

$$\text{где } c_\alpha = \ln \left(\frac{-l_n + y_D + \mu_{no} \cdot tg \gamma_D \cdot l_n + tg \gamma_D \cdot l_n - tg \gamma_D \cdot y_D + \mu_{no} \cdot l_n}{l_n \cdot (-1 + \mu_{no} \cdot tg \gamma_D + tg \gamma_D + \mu_{no})} \right).$$

Граничная β – линия EAA' перпендикулярна к линии (2.50), выходит из точки E с координатами $y_D = l_{nl} \cdot \cos \gamma_D$, $z_D = -l_{nl} \cdot \sin \gamma_D$ и описывается уравнением

$$z_D = \frac{(2 \cdot \mu_{no} \cdot c_\beta + y_D) + 4 \cdot l_{nl} \cdot (\cos \gamma_D)^3 - 2 \cdot y_D \cdot (\cos \gamma_D)^2 - 3 \cdot l_{nl} \cdot \cos \gamma_D - l_{nl} \cdot \sin \gamma_D}{2 \cdot \sin \gamma_D \cdot \cos \gamma_D + 1}, \quad (2.51)$$

$$\text{где } c_\beta = \ln \left(\frac{l_{nl} \cdot (\cos \gamma_D)^2 - l_n \cdot \cos \gamma_D + \mu_{no} \cdot \sin \gamma_D \cdot l_n - \sin \gamma_D \cdot l_n + l_{nl} \cdot \sin \gamma_D \cdot \cos \gamma_D - \mu_{no} \cdot l_n \cdot \cos \gamma_D}{-l_n \cdot \cos \gamma_D + y_D \cdot \cos \gamma_D + \mu_{no} \cdot \sin \gamma_D \cdot l_n - \sin \gamma_D \cdot l_n + y_D \cdot \sin \gamma_D - \mu_{no} \cdot l_n \cdot \cos \gamma_D} \right).$$

Координаты узловой точки A получаются из совместного решения уравнений (2.50) и (2.51) численным методом.

Получены также формулы для граничных α и β – линий на задней поверхности лезвия при $\alpha \neq 0$ [18]

$$\alpha - y_D = \frac{(2 \cdot \mu_{zo} \cdot d_\alpha + z_D) + 4 \cdot h_{nl} \cdot (\cos \alpha)^3 - 2 \cdot z_D \cdot (\cos \alpha)^2 - 3 \cdot h_{nl} \cdot \cos \alpha - h_{nl} \cdot \sin \alpha}{2 \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha + 1}; \quad (2.52)$$

$$\beta - y_D = \frac{-2 \cdot \mu_{zo} \cdot h_n \cdot d_\beta \cdot (1 + (tg \alpha)^2) + (1 - (tg \alpha)^2) \cdot z_D}{(1 + tg \alpha)^2}; \quad (2.53)$$

где

$$d_\alpha = \ln \left(\frac{h_{nl} \cdot (\cos \alpha)^2 - h_3 \cdot \cos \alpha + \mu_{zo} \cdot \sin \alpha \cdot h_3 - \sin \alpha \cdot h_3 + h_{nl} \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha - \mu_{zo} \cdot h_3 \cdot \cos \alpha}{-h_3 \cdot \cos \alpha + z_D \cdot \cos \alpha + \mu_{zo} \cdot \sin \alpha \cdot h_3 - \sin \alpha \cdot h_3 + z_D \cdot \sin \alpha - \mu_{zo} \cdot h_3 \cdot \cos \alpha} \right);$$

$$d_\beta = \ln \left(\frac{-h_3 + z_D + \mu_{zo} \cdot tg \alpha \cdot h_3 + tg \alpha \cdot h_3 - tg \alpha \cdot z_D + \mu_{zo} \cdot h_3}{h_3 \cdot (-1 + \mu_{zo} \cdot tg \alpha + tg \alpha + \mu_{zo})} \right);$$

μ_{zo} – коэффициент трения в вершине на задней поверхности.

Положение узловой точки B определяется совместным решением уравнений (2.52) и (2.53). Граница $CA'K$ (рис. 2.25) проходит параллельно линии OAN на расстоянии, равном толщине полосы скольжения, при этом $AA' = OC = OB$. Методика определения координат вершин криволинейного пластического треугольника KLM приведена в [18].

Таким образом, выражения (2.50) – (2.53) позволяют рассчитывать координаты любой точки границ зоны пластических деформаций.

На рис. 2.26 в качестве примера построены границы зоны пластичности для двух значений динамического переднего угла. Исходные данные для расчета взяты по результатам экспериментов Н.Н. Зорева [12].

Из него видно, что с уменьшением угла γ_d происходит увеличение как зоны вторичных пластических деформаций, так и толщины полосы сдвиговой области.

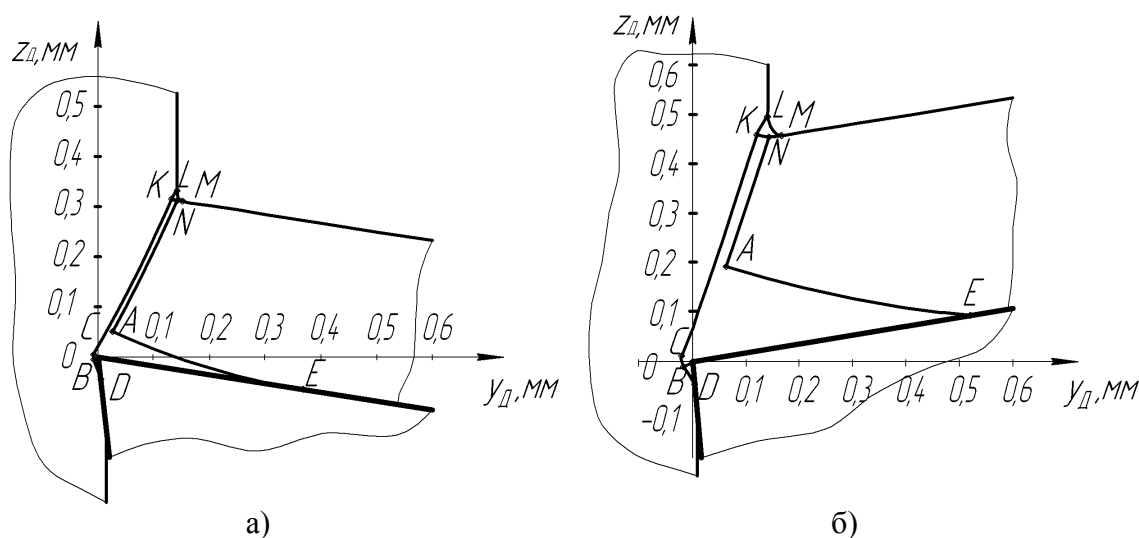


Рис.2.26 Границы зоны пластичности для $\gamma_d = 10^\circ$ (а) и $\gamma_d = -10^\circ$ (б):
«Сталь 30Х» ($\sigma_T = 685 \text{ МПа}$); $V = 100 \text{ м/мин}$; $a = 0,149 \text{ мм}$

Используем схему рис. 2.25 для расчета НДС в зоне резания. Точное теоретическое решение задачи определения напряженно-деформированного состояния можно получить для жестко-пластической модели обрабатываемого материала без упрочнения. В этом случае построенное поле линий скольжения в пластической области однозначно связано с напряженным состоянием в ней. Так, изменение среднего напряжения вдоль линий скольжения определится пропорционально углу ее поворота [15, 17]

$$\sigma_{cp.k} = \sigma_{cp.L} \pm 2k \cdot w_{LK}, \quad (2.54)$$

где L и K – две точки линии скольжения;

w_{LK} – угол поворота линии скольжения при переходе от точки L к K ;

k – максимальная величина касательных напряжений при пластической деформации.

Для плоского напряженно-деформированного состояния величина k равна: $k = 0,5\beta \cdot \sigma_T$, где σ_T – предел текучести обрабатываемого материала, МПа; β – коэффициент, зависящий от вида НДС: для ПНС – $\beta = 1$; для ПДС – $\beta = 2/\sqrt{3}$.

По известному среднему напряжению в рассматриваемой точке линии скольжения можно рассчитать компоненты напряжений для плоской задачи теории пластичности [17]

$$\begin{aligned}\sigma_{y_d} &= \sigma_{cp} + k \sin 2w; \\ \sigma_{z_d} &= \sigma_{cp} - k \sin 2w; \\ \tau_{y_d z_d} &= -k \cos 2w,\end{aligned}\tag{2.55}$$

где w – угол между касательной к линии скольжения и осью y_d в данной точке.

Определим напряжения на левой границе $LK CBD$ (см. рис. 2.25).

В точке L , лежащей на обрабатываемой поверхности, $\sigma_{y_d L} = 0$, а $\sigma_{z_d L}$ – сжимающее и при этом является главным напряжением. Условие пластичности для этой точки $\sigma_1 - \sigma_2 = \pm 2k$ дает $\sigma_{z_d L} = -2k$. В этой точке среднее напряжение $\sigma_{cp.L} = (\sigma_1 + \sigma_2)/2 = -k$. Угол наклона касательной к α – линии скольжения равен $\omega_L = \pi/4$. При переходе вдоль линии скольжения от L к K согласно (2.54) имеем

$$\sigma_{cp.K} = -k \left(1 + \frac{\pi}{2} - 2\phi_K \right).$$

Аналогичные рассуждения для точек C , B и D граничной α – линии скольжения приводят к следующим формулам для расчета σ_{cp} :

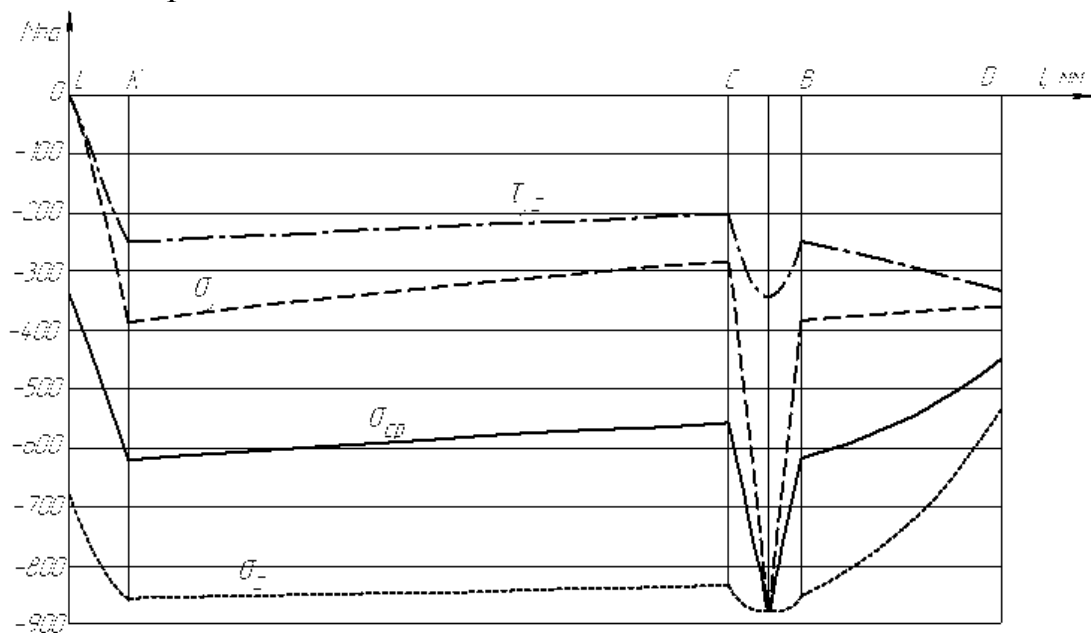
$$\begin{aligned}\sigma_{cp.C} &= \sigma_{cp.K} + 2k \cdot w_{Kc} = -k \left(1 + \frac{\pi}{2} - 2\phi_K + 2\phi_C \right); \\ \sigma_{cp.B} &= \sigma_{cp.C} - k \cdot 2 \cdot w_{CB} = \sigma_{cp.C} - k \cdot 2 \cdot \arcsin \left(\frac{y_{dL}^B}{s} \right); \\ \sigma_{cp.D} &= \sigma_{cp.B} + k \cdot 2 \cdot \chi_D,\end{aligned}$$

где χ_D – угол наклона α линии скольжения в точке D , который можно определить, взяв производную уравнения (2.52); s – толщина сдвиговой полосы

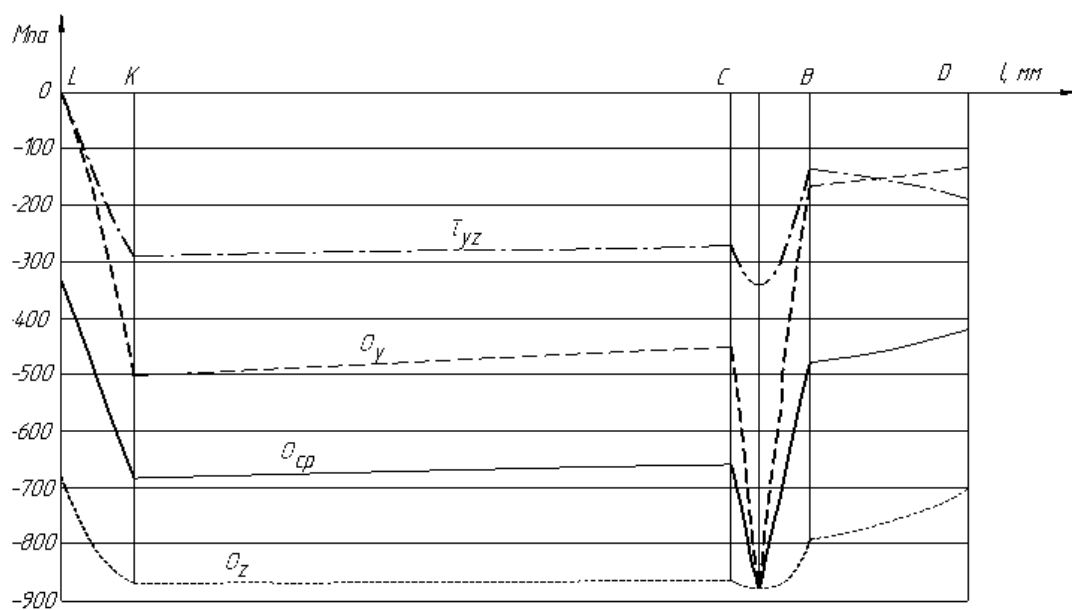
Последовательно переходя по β – линии скольжения от точки K к точкам N и M (см. рис. 2.25), от точки N по α – линии к точке A , а затем по β – линии от точки A к точке E , можно рассчитать среднее напряжение в этих узловых точках правой границы зоны пластичности. Затем по формулам (2.55) в них рассчитываются компоненты напряжений.

На рис. 2.28 и 2.29 показаны кривые изменения компонент напряжений на левой и правой границах пластической зоны для условий, приведенных на рис. 2.26. Обращает на себя внимание резкое изменение

НДС обрабатываемого материала в области пластического треугольника KLM и на вершине лезвия.



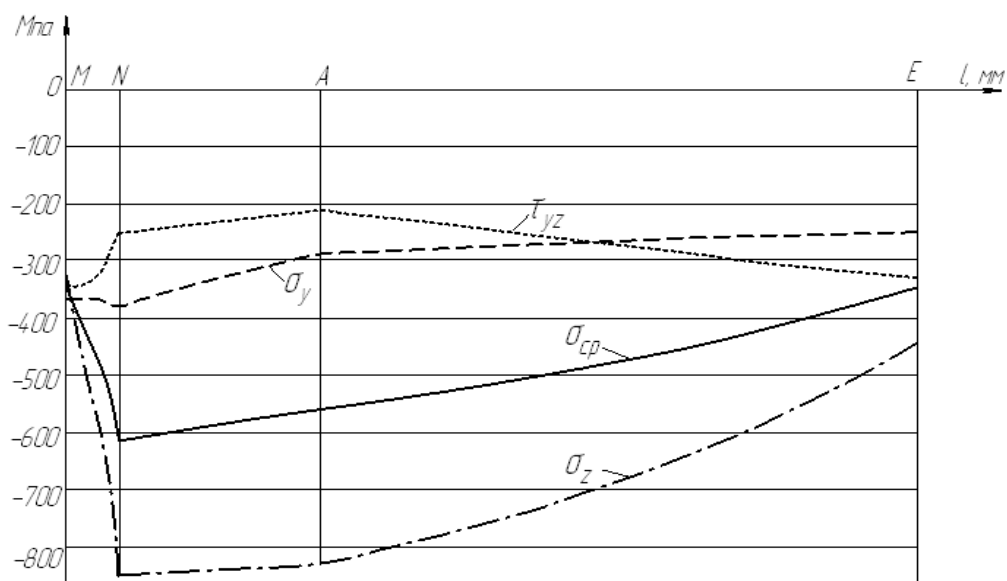
а)



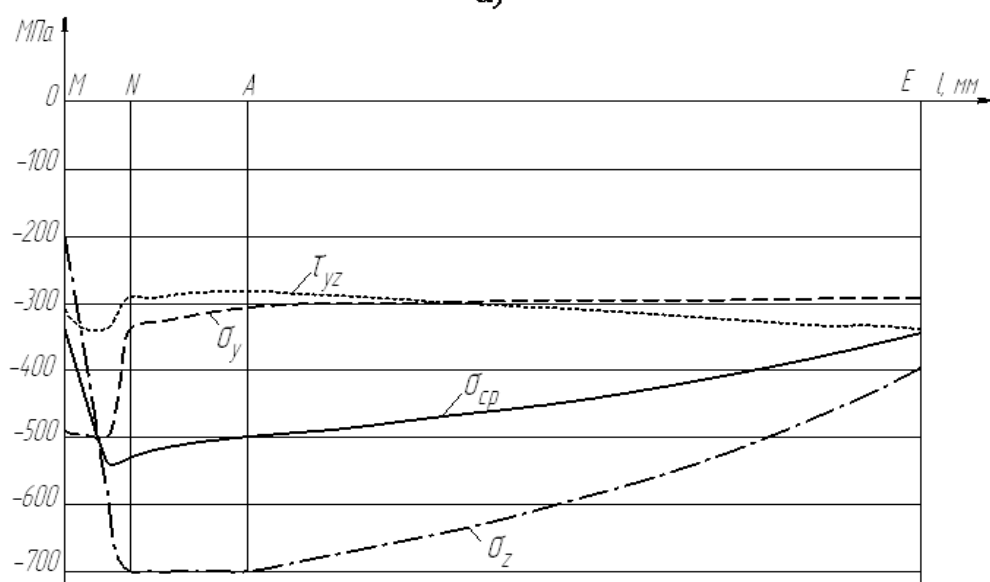
б)

Рис.2.27. Компоненты напряжений вдоль левой границы зоны пластичности: «Сталь 30Х» ($\sigma_T = 685 \text{ МПа}$); $V = 100 \text{ м/мин}$; $a = 0,149 \text{ мм}$ а) для $\gamma_D = 10^\circ$

б) для $\gamma_D = -10^\circ$



а)



б)

Рис. 2.28. Компоненты напряжений вдоль правой границы зоны пластичности: «Сталь 30Х» ($\sigma_T = 685 \text{ МПа}$); $V = 100 \text{ м/мин}$; $a = 0,149 \text{ мм}$,

а) для $\gamma_d = 10^\circ$ б) для $\gamma_d = -10^\circ$

Необходимо отметить, что в процессе пластической деформации большинство обрабатываемых материалов испытывают упрочнение, то есть при достижении предела текучести и переходе в пластическое состояние с дальнейшим увеличением степени деформации увеличивается напряжение, требуемое для деформирования. Это явление приводит к изменению физико-механических свойств материала стружки и обработанной поверхности (наклеп поверхностного слоя) по сравнению с

остальным материалом заготовки. С другой стороны пластическая деформация, как и трение, относится к термоактивным процессам, которые сопровождаются образованием тепла в зоне полей скольжения и на трущихся площадках. При нагреве происходит разупрочнение обрабатываемого материала. Учесть совместное влияние этих факторов на НДС в зоне резания в настоящее время не представляется возможным, хотя такого рода попытки имеют место [15,19].

2.5. Определение контактных напряжений и силы резания

Перейдем теперь к расчету контактных напряжений на передней и задней поверхностях лезвия, которые имеют важное практическое значение для определения силы резания и количества теплоты, выделяемого в результате трения. Для этого разобьем участок пластического контакта OE (рис. 2.25) на n равных частей длиной $y_{dj} = \frac{l_{nl}}{n} \cdot j$, $j = (1, 2..n)$.

Координаты полученных точек подставим в уравнение α – линии скольжения (2.49) и определим последовательно постоянные интегрирования C_{ij}

$$C_{ij} = y_{dj} - \frac{-2 \cdot l_n \cdot \mu_{no} \cdot \ln(l_n - y_{dj} - \mu_{no} \cdot \operatorname{tg} \gamma_d \cdot l_n - \operatorname{tg} \gamma_d \cdot l_n + y_{dj} \cdot \operatorname{tg} \gamma_d - \mu_{no} \cdot l_n) \cdot (\operatorname{tg} \gamma_d^2 + 1) - y_{dj} \cdot \operatorname{tg} \gamma_d^2 + y_{dj}}{(-1 + \operatorname{tg} \gamma_d)^2}.$$

Подставив в (2.49) эти значения, получим n уравнений α – линий скольжения, выходящих на участок передней поверхности лезвия инструмента, прилегающий к пластическому контакту вторичной зоны пластических деформаций.

Дифференцируя j -е уравнение α – линии и подставляя каждый раз координаты точек передней поверхности, получаем формулы для расчета углов выхода линий скольжения на переднюю поверхность:

$$\phi_j = \arctg \left(\frac{\mu_{no} \cdot \operatorname{tg} \gamma_d \cdot l_n - \operatorname{tg} \gamma_d \cdot l_n + \operatorname{tg} \gamma_d \cdot y_{dj} - \mu_{no} \cdot l_n - l_n + y_{dj}}{-l_n + y_{dj} + \mu_{no} \cdot \operatorname{tg} \gamma_d \cdot l_n + \operatorname{tg} \gamma_d \cdot l_n - \operatorname{tg} \gamma_d \cdot y_{dj} + \mu_{no} \cdot l_n} \right)_{\text{па}}$$

Компоненты касательного напряжения определяются по формуле $\tau_{yzj} = -k \cos 2\phi_j$, а нормальные напряжения равны $\sigma_{z_dj} = \tau_{y_dz_dj} / \mu_j$, где $\mu_j = -\operatorname{ctg}(\phi_j + \frac{1}{4}\pi + \gamma_d)$.

Вторым вариантом решения задачи расчета компонент контактных напряжений является их определение по значениям среднего напряжения при переходе по β – линии от точки A до точки E [5]. Для этого определяется угол наклона α – линий на границе AE , затем углы поворота α – линий скольжения при их выходе на переднюю поверхность и по ним определяется соответствующее среднее напряжение.

На задней поверхности лезвия расчет контактных напряжений производится аналогичным образом. О правильности построенной схемы и расчетов напряжений в зоне стружкообразования необходимо судить из условия сходимости расчетных значений контактных напряжений первым и вторым способом.

На рис. 2.29 приведены результаты расчета НДС на передней поверхности лезвия по исходным данным рис. 2.26. Здесь распределение σ_z соответствует нормальным, а τ_{yz} – касательным контактным напряжениям.

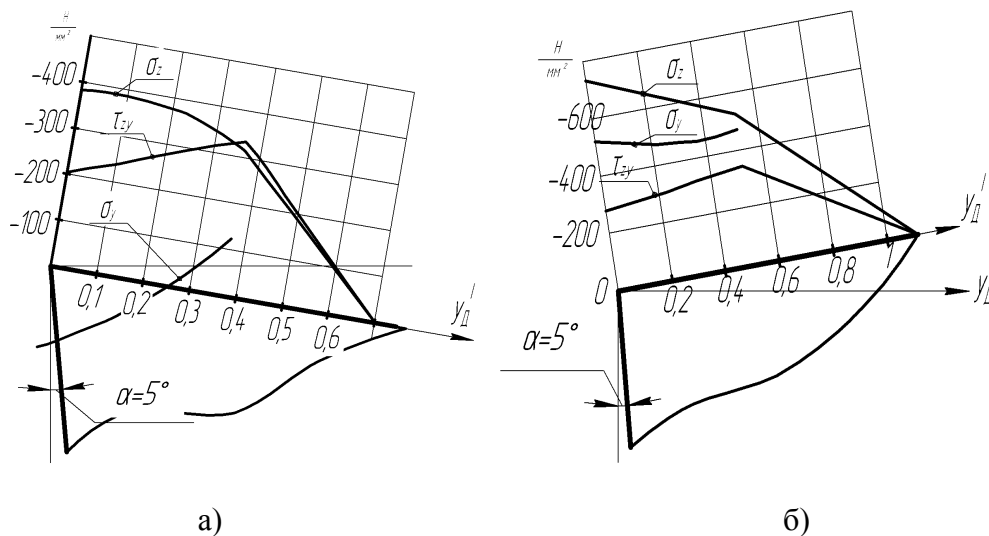


Рис.2.29 Распределение контактных напряжений на передней поверхности: «Сталь 30Х» ($\sigma_T = 685 \text{ МПа}$); $V = 100 \text{ м/мин}$; $a = 0,149 \text{ мм}$, а) для $\gamma_d = 10^\circ$

б) для $\gamma_d = -10^\circ$

Для расчета НДС согласно изложенной выше методики в среде математического пакета Mathcad была разработана программа, позволяющая получать как численные значения компонент напряжений, так и графическое построение исследуемых зон.

Данная программа работает по следующему алгоритму:

1. Ввод исходных данных: предел текучести обрабатываемого материала σ_T ; толщина срезаемого слоя – a ; величина усадки – ζ ; передний угол – γ_d ; задний угол – α ; коэффициент трения в вершине лезвия – μ_{no} .
2. Графическое построение границ зон пластичности.
3. Расчет и построение эпюр напряжений вдоль правой и левой границ зоны пластичности – σ_{cp} , σ_{y_d} , σ_{z_d} , $\tau_{y_d z_d}$
4. Расчет и построение распределений контактных напряжений на рабочих поверхностях.

В отличие от свободного резания, при обработке криволинейным лезвием с закругленной вершиной на каждом участке по ширине стружки протекают деформационные процессы разной интенсивности. Поэтому для построения эпюр контактных напряжений при несвободном резании всю зону стружкообразования целесообразно разделить на несколько продольных участков в направлении схода стружки (рис. 2.30). Затем в каждом сечении необходимо последовательно определить геометрические параметры инструмента, величину усадки, толщину срезаемого слоя, длины контакта стружки и заготовки с инструментом, среднее напряжение вдоль полосы сдвига, касательные контактные напряжения. В результате на модели режущего инструмента с построенной на ней площадкой контакта стружки в направлении ее схода отображаются расчетные величины нормальных и касательных напряжений. После этого вершины соединяются плавной линией (рис.2.30).

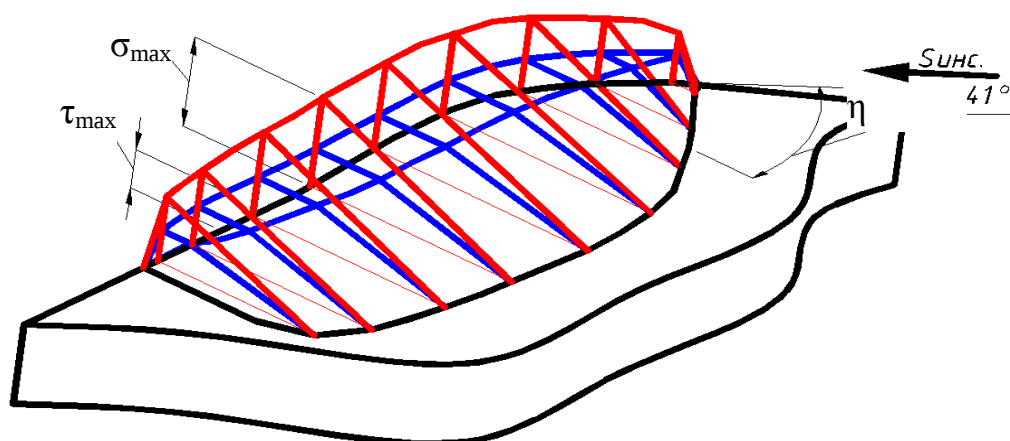


Рис. 2.30. Схема распределения контактных нагрузок на передней поверхности при несвободном резании

Для расчета контактных напряжений и построения их распределения на контактной площадке при несвободном резании были проведены специальные эксперименты. Производилось продольное точение «Стали 45» инструментом с твердосплавной режущей пластиной Т15К6 с геометрией $\gamma = 0^\circ$, $\alpha = 11^\circ$, радиусом при вершине $r = 0,8$ мм, углом в плане $\phi = 45^\circ$. Точение производили с глубиной резания $t = 1,2$ мм и величиной подачи $S = 0,26$ мм/об. После обработки измерялось пятно контакта инструмента со стружкой и поперечное сечение стружки (рис. 2.31).

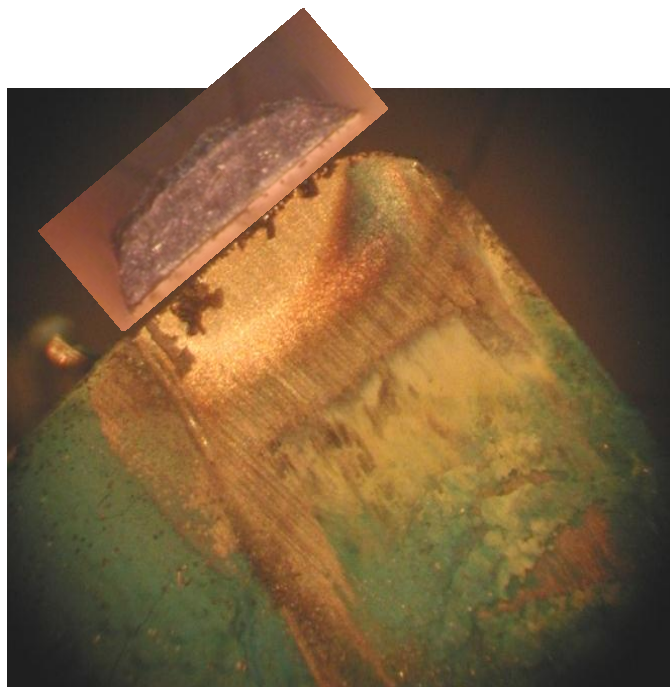


Рис. 2.31 Фотография пятна контакта и сечения стружки:
«Сталь 45»; Т15К6; $\gamma=0^\circ$; $\alpha=11^\circ$; $r=0,8\text{мм}$; $\varphi=45^\circ$; $t=1,2\text{мм}$; $S=0,26\text{мм/об}$

Полученное экспериментальное пятно контакта передней поверхности инструмента со стружкой было разделено на четыре сечения, проведенные в направлении схода стружки (рис. 2.32).

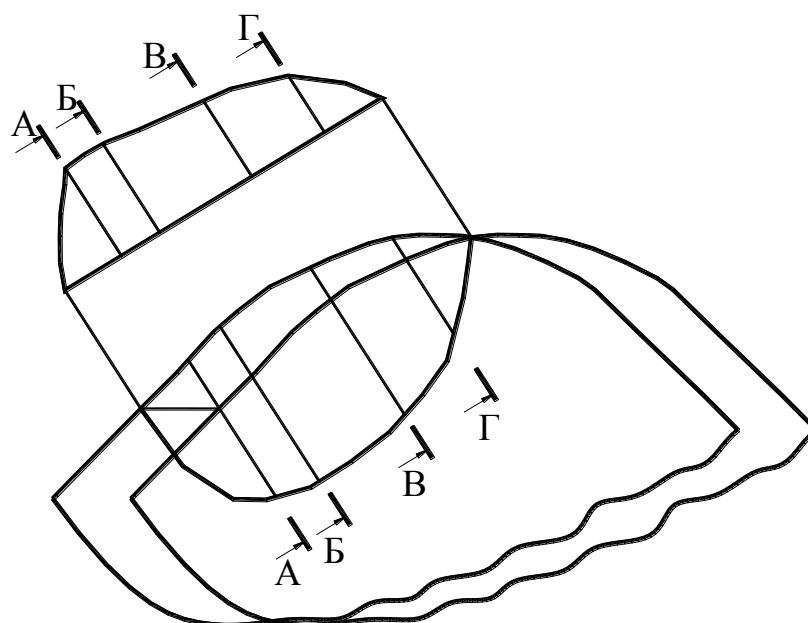


Рис. 2.32 Разбиение контактной площадки на сечения

После этого в каждом сечении в направлении схода определялись толщина срезаемого слоя, длина полного контакта со стружкой, а также величина усадки стружки. Эти данные являются исходными для расчета контактных напряжений по вышеизложенной методике. Все результаты расчета и эксперимента занесены в табл. 2.1 и 2.2

Результаты измерения экспериментов

Таблица 2.2

Сечения	Толщина срезаемого слоя a , мм	Высота стружки h , мм	Коэффициент усадки стружки ζ	Полная длина контакта $l_{\text{полн}}$, мм
А-А	0,21	0,39	1,89	1,4
Б-Б	0,41	0,62	1,49	1,34
В-В	0,41	0,59	1,42	1,36
Г-Г	0,32	0,46	1,42	1,32

Результаты расчетов

Таблица 2.3

Сечения	Коэффициент трения в вершине лезвия $\mu_{\text{по}}$	Среднее нормальное напряжение вдоль поверхности сдвига $\sigma_{\text{ср}}$, Н/мм ²	Среднее касательное напряжение на передней поверхности $\tau_{\text{пер}}$, Н/мм ²	Среднее касательное напряжение на задней поверхности τ_3 , Н/мм ²
А-А	0,285	287,8	125	58
Б-Б	0,165	251	80	56
В-В	0,145	243	71	55
Г-Г	0,152	243	74	55

Расчетные схемы стружкообразования и распределение контактных напряжений для рассматриваемого примера представлены на рис 2.33.

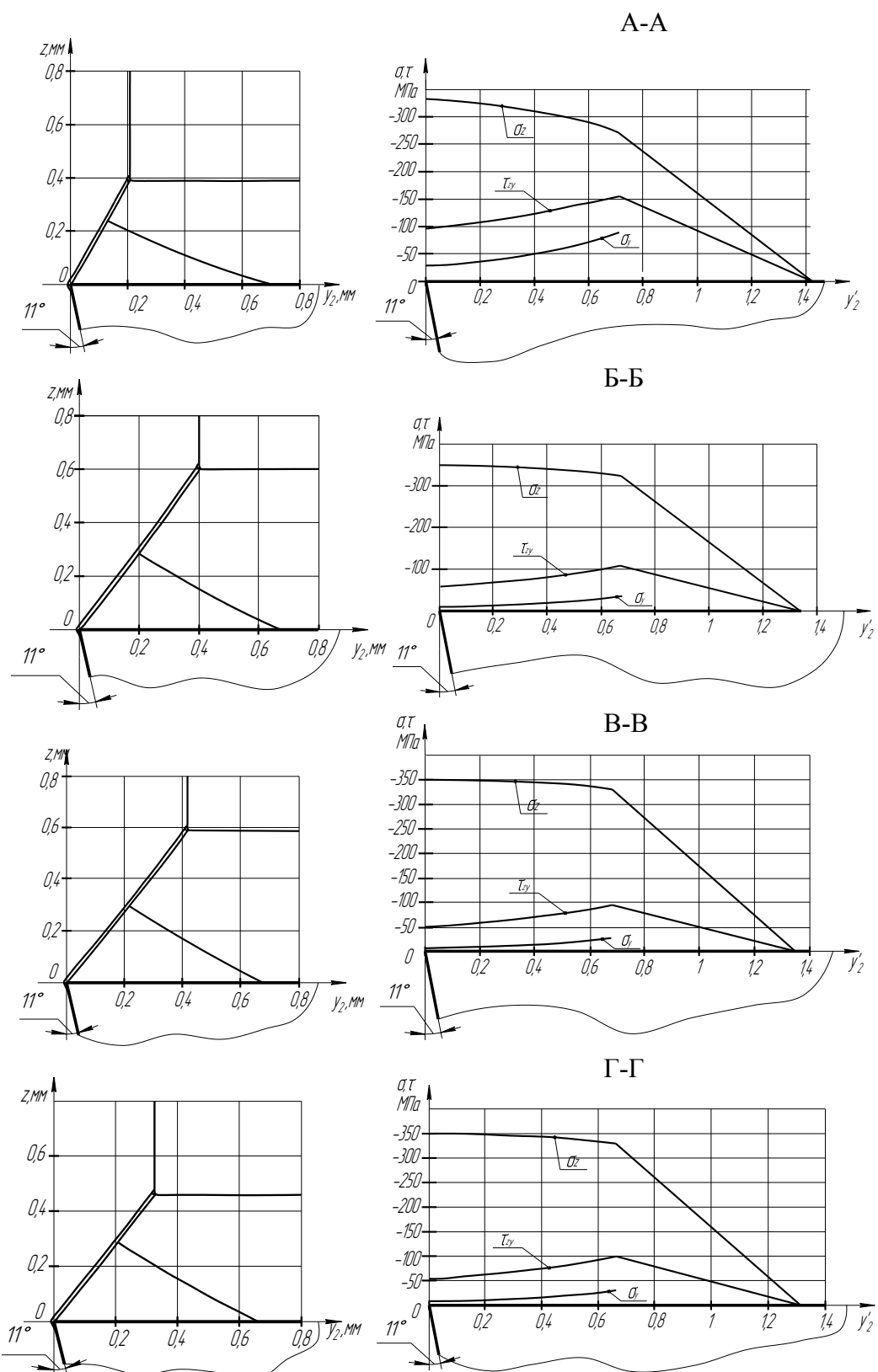


Рис. 2.33. Расчетные схемы и контактные напряжения на передней поверхности в сечениях по направлению схода стружки

На рис. 2.34 построено трехмерное изображение эпюр распределения нормальных и касательных напряжений, построенные по результатам рис. 2.33.

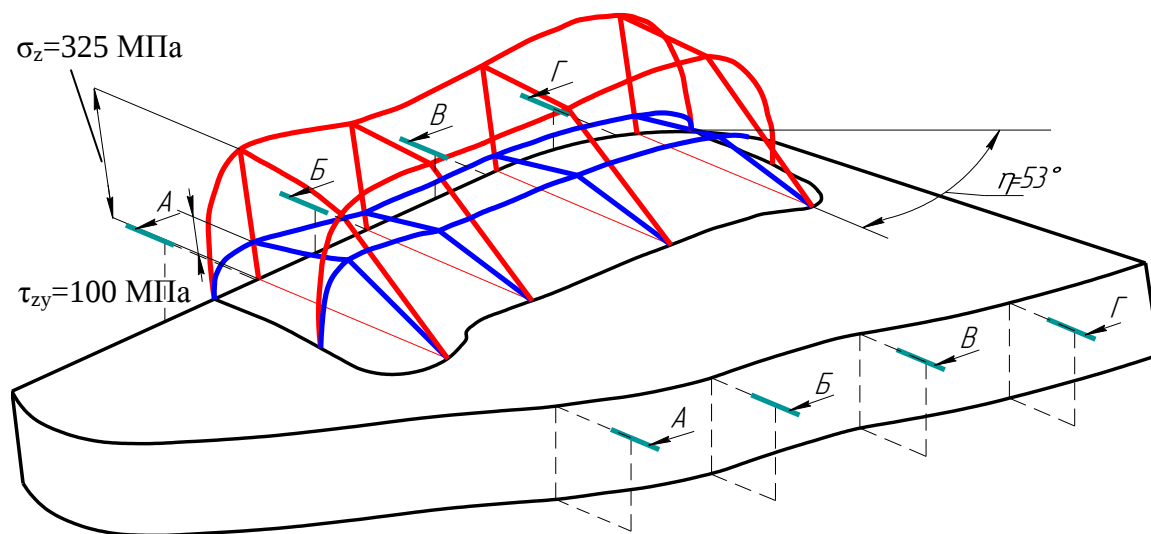


Рис. 2.34. Объединенное распределение контактных напряжений по пятну контакта передней поверхности со стружкой: «Сталь 45»; T15K6; $\gamma=0^\circ$; $\alpha=11^\circ$; $r=0,8\text{ мм}$; $\varphi=45^\circ$; $t=1,2\text{ мм}$; $S=0,26\text{ мм/об}$

Как видно из рис. 2.33, форма эпюры касательных напряжений на пластическом участке отличается от исходной, описываемой формулой (2.33). Это несоответствие можно объяснить свойством линий скольжения (2.55), из которого видно, что касательное напряжение на выходе линии скольжения должно меняться в соответствии с изменением коэффициента трения на поверхности. А так как в разделе 2.4, задавшись отношением контактных нагрузок на поверхности, мы перешли к переменному значению коэффициента μ_n , то получить эпюру касательного напряжения, соответствующего линейному закону, в данном случае не удаётся.

Анализ данных ряда исследований [30, 31, 45, 46] показывает, что для аппроксимации точек эпюры касательных контактных напряжений по длине контакта стружки в некоторых случаях целесообразно использовать уравнение квадратичной параболы. Тогда эпюру касательного напряжения можно записать в следующем виде:

$$\tau^n = \tau_{\max} - y_d - \frac{\tau_{\max} - l_n}{l_n^2} \cdot y_d^2. \quad (2.56)$$

где y_d — текущая координата эпюры; $\tau_{\max}$ — значение касательного напряжения в вершине лезвия когда $y_d = 0$; l_n — полная длина контакта.

Угол трения θ на передней поверхности, задающий направление осей главных напряжений в точке y_D контакта (рис.2.18), определяется через коэффициент трения следующим соотношением

$$\theta = \arctg \mu_n. \quad (2.57)$$

Выразив коэффициент трения μ_n в выражении (2.57) через угол трения, зависящий от угла выхода линий скольжения w , получим

$$\mu_n = \tg(\pi/2 - w) \quad (2.58)$$

Угол выхода линий скольжения w для эпюры касательных напряжений, описываемой уравнением (2.56), получим из выражения $\tau^n = -k \cos 2w$.

$$w = \frac{1}{2} \arccos \left(- \frac{\tau_{\max} - y_D - \frac{\tau_{\max} - l_n}{l_n^2} \cdot y_D^2}{k} \right). \quad (2.59)$$

С учетом (2.59) после преобразований выражение (2.58), показывающее изменение коэффициента трения μ_n по координате y_D , будет иметь вид

$$\mu_n = \tg \left(\frac{1}{2} \arccos \left(\frac{\tau_{\max} - y_D - \frac{\tau_{\max} - l_n}{l_n^2} \cdot y_D^2}{k} \right) \right) \quad (2.60)$$

Теперь, зная изменение коэффициента трения по длине контакта, из выражения (2.35) нетрудно получить формулу для эпюры нормальных контактных напряжений.

$$\sigma^n = \left(\tau_{\max} - y_D - \frac{\tau_{\max} - l_n}{l_n^2} \cdot y_D^2 \right) / \left(\tg \left(\frac{1}{2} \arccos \left(\frac{\tau_{\max} - y_D - \frac{\tau_{\max} - l_n}{l_n^2} \cdot y_D^2}{k} \right) \right) \right) \quad (2.61)$$

Из всех параметров уравнения (2.61) неизвестной пока остается величина $\tau_{\max}$, определяемая в вершине лезвия при $y_D = 0$. Поэтому для дальнейших расчетов целесообразно снова перейти к безразмерному коэффициенту трения в вершине μ_{n0} . Подставив $y_D = 0$ в выражение (2.60) и, проведя преобразования, получим следующее выражение

$$\mu_{n0} = \tg \left(\frac{\arccos \left(\frac{\tau_{\max}}{k} \right)}{2} \right) \quad (2.62)$$

Теперь, выразив значение $\tau_{\max}$, получим

$$\tau_{\max} = \cos(2 \cdot \arctg(\mu_{n0})) \cdot k \quad (2.63)$$

С учетом (2.63) уравнение коэффициента трения (2.60) после преобразований будет иметь вид

$$\mu_n = \operatorname{ctg} \left(\frac{1}{2} \arccos \left(\frac{\cos(2 \cdot \arctg(\mu_{n0})) \cdot k \cdot (y_D^2 - l_n^2) + y_D \cdot l_n \cdot (l_n - y_D)}{l_n^2 \cdot k} \right) \right) \quad (2.64)$$

Для построения α и β – линий применим уравнения Т. Гейрингер [17], в соответствии с которыми интегралы тангенса углов $\frac{\pi}{4} + \arctg \mu_n$ и $\frac{3\pi}{4} + \arctg \mu_n$ дадут искомые уравнения линий скольжения

$$Z_\alpha(y_D) = \int_0^a \operatorname{tg} \left(\frac{\pi}{4} + \arctg \mu_n(y_D) \right) dy_D \quad (2.65)$$

$$Z_\beta(y_D) = \int_0^{l_n} \operatorname{tg} \left(\frac{3\pi}{4} + \arctg \mu_n(y_D) \right) dy_D \quad (2.66)$$

Аналитическое решение данных интегралов в общем виде затруднено, поэтому расчет промежуточных значений координат точек линий скольжения осуществлялся численным методом, что легко реализуется в прикладных математических пакетах компьютерных программ.

На рис. 2.35 показаны линии скольжения для разных значений μ_{n0} , из которых видно, что только на средней схеме α – линия имеет общую точку пересечения с верхней границей стружки и линией толщины срезаемого слоя. Таким образом, числовое значение μ_{n0} можно получить путем построения α и β – линий скольжения и последующего его подбора с переменными параметрами резания: толщиной срезаемого слоя a и величиной усадки стружки ζ .

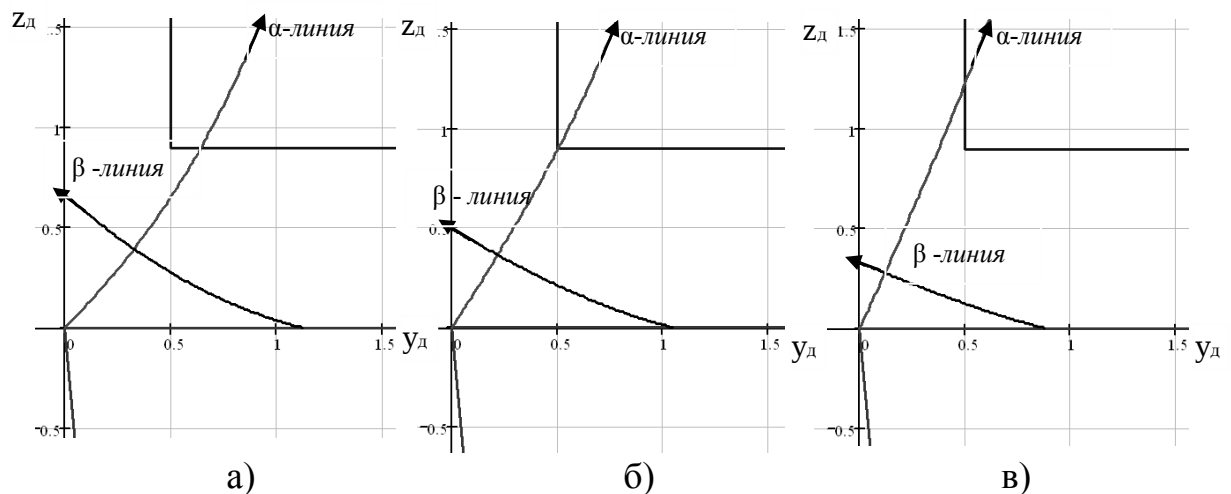


Рис. 2.35 Построенные α и β -линии скольжения для условий:

$\sigma_m = 550 \text{ МПа}$ $a = 0,5 \text{ мм}$, $\zeta = 1,8$, $l_n = 1,6 \text{ мм}$: а) $\mu_{n0} = 0,05$; б) $\mu_{n0} = 0,25$; в) $\mu_{n0} = 0,4$

Из построенных вариантов схемы также видно, что координата, соответствующая положению начала выхода линии скольжения также меняется. Поэтому отношение пластической и упругой части контакта также будет иметь переменный характер, что обусловлено условием пластичности [17]. Поэтому в области пластического контакта $\mu_n < 0,5$. По мере смещения координаты от вершины величина коэффициента μ_n увеличивается, и при достижении значения $\mu_n = 0,5$ координата u_d будет соответствовать делению полной длины контакта на упругую и пластическую части (рис. 2.36).

Для получения зоны пластичности для режущего клина, имеющего передний, угол отличный от нуля, нужно всего лишь повернуть систему координат на соответствующий угол. Численные расчеты положения линий скольжения позволили построить графики зависимости для величины, которая характеризует соотношение между толщиной срезаемого слоя и длиной контакта стружки с передней поверхностью лезвия, и величиной усадки для различных значений $\mu_{п0}$ и значений переднего угла (рис. 2.37).

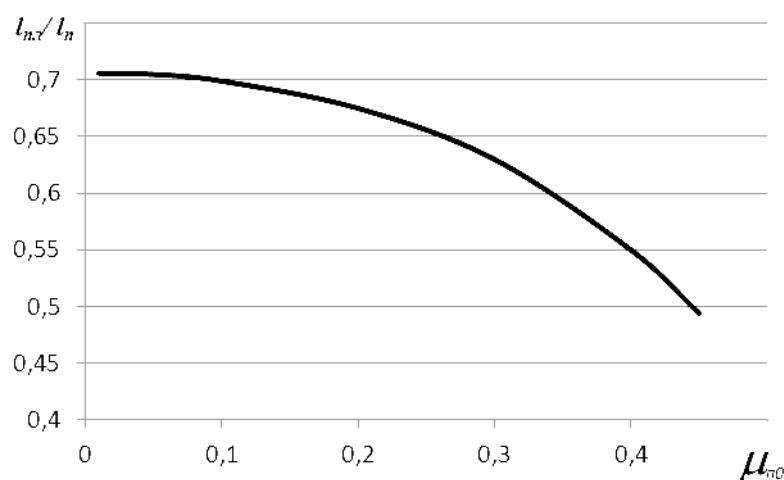


Рис. 2.36 Зависимость отношения пластической длины контакта к полной от коэффициента трения в вершине лезвия $\mu_{п0}$

Из изложенного следует, что для каждого значения $\mu_{п0}$ существует однозначная связь между коэффициентом усадки стружки и относительной длиной контакта стружки с передней поверхностью, а именно: чем меньше величина m , тем больше ξ_a , и наоборот. При этом имеется относительная критическая длина контакта, меньше которой стружкообразование по рассмотренному механизму невозможно.

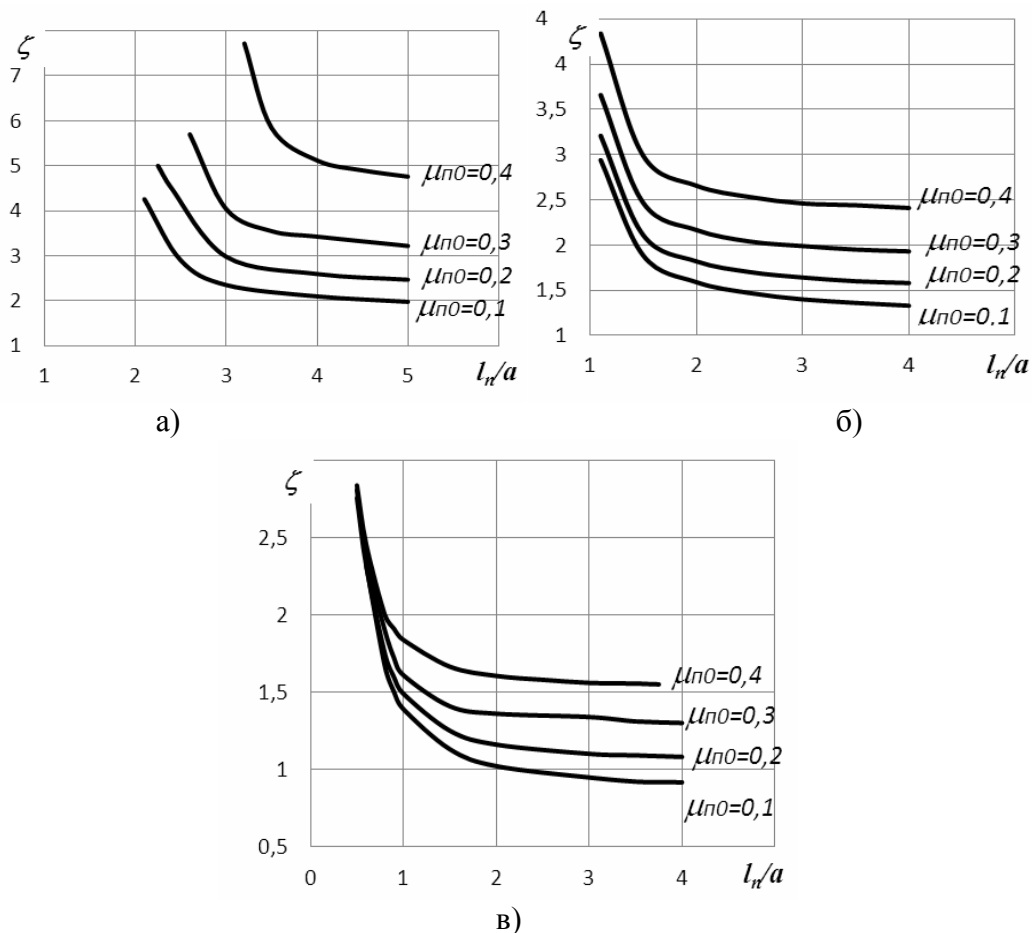


Рис. 2.37. Взаимосвязь между относительной длиной контакта, коэффициентом усадки ξ_a и коэффициентом трения μ_{n0} в вершине лезвия:

а) $\gamma = -10^\circ$, б) $\gamma = 0^\circ$, в) $\gamma = 10^\circ$

Перейдём теперь к вопросу определения силы резания по известным контактным напряжениям. Кроме технологических составляющих сила резания может быть рассмотрена, как результирующая сила воздействия на лезвие инструмента так называемых «физических» составляющих, обусловленных давлением на поверхности режущей части и трением между инструментом с одной стороны, и заготовкой и стружкой – с другой. Для схемы косоугольного несвободного резания криволинейным лезвием с плоской передней поверхностью имеем четыре таких физических составляющих (рис. 2.38):

P_{Π} – нормальная составляющая силы резания на передней поверхности, вызванная давлением стружки на переднюю поверхность и направленная перпендикулярно к ней;

F_{Π} – касательная составляющая силы резания на передней поверхности, возникающая вследствие трения между стружкой и лезвием,

направление которой на передней поверхности задается углом схода стружки η ;

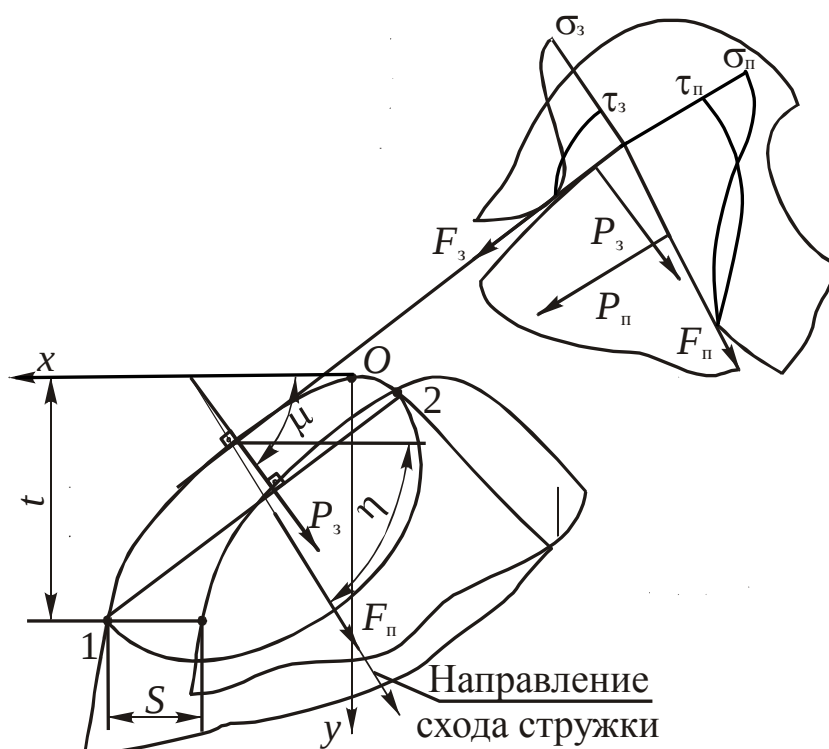


Рис.2.38. Схема нагружения лезвия физическими составляющими силы резания и контактными напряжениями

P_3 – нормальная составляющая силы резания на задней поверхности, обусловленная давлением обрабатываемой заготовки на заднюю поверхность лезвия, интегральное направление которой задается углом μ (рис.2.38).

F_3 – касательная составляющая силы резания на задней поверхности (сила трения), ориентированная по направлению скорости резания.

Согласно определению, направление составляющей P_{Π} в инструментальных координатах задается вектором $\vec{b}_1 = -\vec{k}_u$. Он же в станочных координатах, используя формулы преобразования координат (1.31), примет вид

$$\vec{b}_1 = \sin \gamma_x \cdot \vec{i} + \cos \gamma_x \sin \gamma_y \cdot \vec{j} - \cos \gamma_x \cos \gamma_y \cdot \vec{k} \quad (2.67)$$

Направление действия физической составляющей F_{Π} задается линией пересечения передней поверхности и секущей плоскости схода стружки, причем положение последней в станочной системе координат определяется нормальным вектором

$$\vec{b}_2 = \sin \eta \cdot \vec{i} + \cos \eta \cdot \vec{j} . \quad (2.68)$$

Тогда направляющий вектор F_{II} равен $\vec{b}_3 = \vec{b}_1 \times \vec{b}_2$, или с учетом (2.67) и (2.68)

$$\begin{aligned} \vec{b}_3 = & -\cos \gamma_x \cos \gamma_y \cos \eta \cdot \vec{i} + \cos \gamma_x \cos \gamma_y \sin \eta \cdot \vec{j} + \\ & + (\cos \gamma_x \sin \gamma_y \sin \eta - \sin \gamma_x \cos \eta) \vec{k} . \end{aligned} \quad (2.69)$$

Более сложно определяются направления физических составляющих силы резания на задней поверхности, так как при несвободном резании лезвием с криволинейной кромкой значение угла μ (см. рис.2.38) зависит не только от кривизны рабочего участка 1-2 кромки, но также от формы и размеров фаски контакта (износа) на задней поверхности. Если предположить, что величина физических составляющих P_3 и F_3 на элементарном участке контакта между задней поверхностью и заготовкой пропорциональна средней длине контакта h_{3i} , то численно угол μ определится по формуле

$$\mu = \sum_{i=1}^n h_{3i} \cdot \mu_i / \sum_{i=1}^n h_{3i} , \quad (2.70)$$

где μ_i – угол между нормалью к i -тому участку задней поверхности и осью OX ; n – число разбиений рабочего участка 1–2 режущей кромки.

В частном случае при равномерном износе (контакте) на задней поверхности направление составляющей P_3 будет совпадать со средней нормалью к участку 1–2 лезвия. Последняя проходит перпендикулярно к прямой, соединяющей точки с координатами т.1 $\{x_1; t\}$ и т.2 $\{x_2; y_2\}$. Тогда

$$\operatorname{tg} \mu = (x_1 - x_2) / (t - y_2) . \quad (2.71)$$

С учетом полученного значения μ для острого лезвия и $\alpha = \text{const}$ (затачиваемые инструменты) искомые направления определяются векторами:

$$\text{для } P_3 \quad \vec{b}_4 = -\cos \alpha \cos \mu \cdot \vec{i} + \cos \alpha \sin \mu \cdot \vec{j} + \sin \alpha \cdot \vec{k} ; \quad (2.72)$$

$$\text{для } F_3 \quad \vec{b}_5 = -\sin \alpha \cos \mu \cdot \vec{i} + \sin \alpha \sin \mu \cdot \vec{j} - \cos \alpha \cdot \vec{k} . \quad (2.73)$$

Рассмотрим условия равновесия лезвия под действием предложенной системы сил с учетом выражений (2.67), (2.69), (2.72) и (3.73). В результате получим следующие соотношения между технологическими и физическими составляющими сил резания:

$$\begin{aligned} P_x &= -P_n \sin \gamma_x + F_n \cos \gamma_x \cos \gamma_y \cos \eta + P_3 \cos \alpha \cos \mu + F_3 \sin \alpha \cos \mu; \\ P_y &= -P_n \cos \gamma_x \sin \gamma_y - F_n \cos \gamma_x \cos \gamma_y \sin \eta - P_3 \cos \alpha \sin \mu - F_3 \sin \alpha \sin \mu; \\ P_z &= P_n \cos \gamma_x \cos \gamma_y - F_n (\cos \gamma_x \sin \gamma_y \sin \eta - \sin \gamma_x \cos \eta) - P_3 \sin \alpha + F_3 \cos \alpha. \end{aligned} \quad (2.74)$$

Если лезвие инструмента имеет существенный износ, то $\alpha = 0$, и из (2.74) получим

$$\begin{aligned} P_x &= -P_n \sin \gamma_x + F_n \cos \gamma_x \cos \gamma_y \cos \eta + P_3 \cos \mu; \\ P_y &= -P_n \cos \gamma_x \sin \gamma_y - F_n \cos \gamma_x \cos \gamma_y \sin \eta - P_3 \sin \mu; \\ P_z &= P_n \cos \gamma_x \cos \gamma_y - F_n (\cos \gamma_x \sin \gamma_y \sin \eta - \sin \gamma_x \cos \eta) + F_3. \end{aligned} \quad (2.75)$$

Формулы (2.74) и (2.75) в случае ортогонального свободного резания при подстановке условий $\eta = 90^\circ$; $\mu = 90^\circ$; $\gamma_x = 90^\circ$; $\gamma_y = -\gamma$ дают известные соотношения [53]:

для острого лезвия

$$\begin{aligned} P_y &= P_n \sin \gamma - F_n \cos \gamma - P_3 \cos \alpha - F_3 \sin \alpha; \\ P_z &= P_n \cos \gamma + F_n \sin \gamma - P_3 \sin \alpha + F_3 \cos \alpha; \end{aligned} \quad (2.76)$$

для изношенного лезвия

$$\begin{aligned} P_y &= P_n \sin \gamma - F_n \cos \gamma - P_3; \\ P_z &= P_n \cos \gamma + F_n \sin \gamma + F_3. \end{aligned} \quad (2.77)$$

Из (2.74) и (2.75) следует, что при несвободном резании мы имеем три уравнения с четырьмя неизвестными, а из (2.76) и (2.77) – два уравнения и также четыре неизвестных при свободном резании. То есть, эти системы уравнений являются незамкнутыми, и без дополнительных условий теоретически определить физические составляющие силы резания не предоставляется возможным. Обычный путь решения этой задачи связан с введением средних коэффициентов трения на передней $\mu_{пср} = F_{II}/P_{II}$ и задней $\mu_{зср} = F_3/P_3$ поверхностях инструмента. Причем если для схемы свободного резания необходимы оба коэффициента, то

для несвободного резания достаточно ввести в систему (2.74) и (2.75) лишь значение $\mu_{\Pi_{CP}}$. Например, для системы уравнений (2.76) получим следующие выражения для расчета физических составляющих силы резания:

$$\begin{aligned} P_{\Pi} &= \frac{P_z + \mu_{3_{CP}} P_y}{\sin \gamma + \cos \gamma + \mu_{\Pi_{CP}} (\sin \gamma - \cos \gamma)}; \\ F_{\Pi} &= \frac{\mu_{\Pi_{CP}} (P_z + \mu_{3_{CP}} P_y)}{\sin \gamma + \cos \gamma + \mu_{\Pi_{CP}} (\sin \gamma - \cos \gamma)}; \\ P_3 &= \frac{P_z (\sin \gamma + \mu_{\Pi_{CP}} \cos \gamma) - P_y (\cos \gamma + \mu_{\Pi_{CP}} \sin \gamma)}{\cos \gamma + \mu_{\Pi_{CP}} \sin \gamma + \mu_{3_{CP}} (\sin \gamma - \mu_{\Pi_{CP}} \cos \gamma)}; \\ F_3 &= \frac{\mu_{3_{CP}} [P_z (\sin \gamma - \mu_{\Pi_{CP}} \cos \gamma) - P_y (\cos \gamma + \mu_{\Pi_{CP}} \sin \gamma)]}{\cos \gamma + \mu_{\Pi_{CP}} \sin \gamma + \mu_{3_{CP}} (\sin \gamma - \mu_{\Pi_{CP}} \cos \gamma)}. \end{aligned} \quad (2.78)$$

Аналогичные выражения можно получить и для систем уравнений (2.74) и (2.75), однако следует отметить, что средние коэффициенты трения $\mu_{\Pi_{CP}}$ и $\mu_{3_{CP}}$ не являются константами процесса резания (см. п.2.3) и их использование в качестве дополнительных условий для расчета физических составляющих силы резания является некорректным.

Другой путь теоретического определения силы резания основан на непосредственной связи между контактными напряжениями и физическими составляющими силы резания. Действительно, величина каждой из элементарных сил (2.78) представляет собой интеграл по площади контакта от соответствующих нормальных и касательных контактных напряжений. Если известна форма и размеры пятна силового контакта на передней и задней поверхностях, а также закономерности распределения напряжений на этих площадках, то можно записать

$$\begin{aligned} P_{\Pi} &= \int_{F_{\Pi}} \sigma_{\Pi} dF_{\Pi}; \\ F_{\Pi} &= \int_{F_{\Pi}} \tau_{\Pi} dF_{\Pi}; \\ P_3 &= \int_{F_3} \sigma_3 dF_3; \\ F_3 &= \int_{F_3} \tau_3 dF_3. \end{aligned} \quad (2.79)$$

Подставив эти выражения в (2.74) - (2.77), можно определить технологические составляющие силы резания.

При несвободном косоугольном резании криволинейным лезвием расчет интегралов (2.79) для острого инструмента представляет собой трудноразрешимую задачу. Это связано, во-первых, с тем, что сечение зоны стружкообразования и направления схода стружки, позволяя анализировать контактные явления на передней поверхности, одновременно дает искаженную картину на задней, так как в общем случае оно не совпадает с главной секущей плоскостью. Следовательно, оно не показывает натуральную величину заднего угла лезвия для рассматриваемой точки кромки. Наоборот, если через интересующую нас точку кромки провести главную секущую плоскость $P_{\tau c}$ или $P_{\tau k}$ (см. рис.1.3 и 1.4), то сечение корня стружки не будет совпадать с плоскостью схода стружки P_c (см. рис. 1.5). Чтобы одновременно рассматривать контактные явления на передней и задней поверхностях лезвия, секущая плоскость должна быть ломанной в вершине, а именно: по передней поверхности она проходит по плоскости P_c , а по задней – по плоскости $P_{\tau c}(P_{\tau k})$. Поэтому распространенное в технической литературе понятие «режущий клин инструмента» для схемы несвободного резания теряет свой смысл. Для инструмента с заметным износом $\alpha_i = 0$ и здесь допустимо применять плоские сечения, совпадающие с P_c .

Во-вторых, расположение, форма и размеры контактных площадок на передней и задней поверхностях лезвия зависят от геометрии режущей части, режимов резания и других условий обработки. Если вместо объемной схемы деформации рассматривать последовательно в направлении схода стружки ряд плоских схем, то для изношенного лезвия выражения (2.75) можно записать в более конкретном виде. Для этого воспользуемся предложенными в п.2.3 законами распределения контактных напряжений (2.33) и (2.34) на передней поверхности и аналогичные на задней поверхности лезвия. Подставив их в (2.79), введя новые пределы интегрирования и взяв внутренние интегралы, имеем:

$$\begin{aligned} P_{\Pi} &= \sum_{i=1}^n \left(b'_i \int_0^{\ell_{ni}} \sigma_n dy_{\Pi} \right); \\ F_{\Pi} &= \sum_{i=1}^n \left(b'_i \int_0^{\ell_{ni}} \tau_n dy_{\Pi} \right); \end{aligned} \quad (2.80)$$

Проинтегрировав выражения (2.80), получим выражения сил на передней поверхности для элементарного участка длиной и шириной соответственно $\ell_{ni} \times b'_i$:

$$P_{II} = \sum_{i=1}^n \left(b_i' \cdot \left(-\frac{l_{ni}}{6} \cdot \frac{4k \cdot (\mu_{n0i}^2 - 1) + l_{ni} + l_{ni} \cdot \mu_{n0i}^2}{(1 + \mu_{n0i}^2) \cdot \operatorname{tg}(\arccos(\cos(2 \cdot \operatorname{arctg}(\mu_{n0i})))} \right) \right); \quad (2.81)$$

$$F_{II} = \sum_{i=1}^n \left(b_i' \cdot l_{ni} \cdot \left(\frac{2 \cdot \cos(2 \cdot \operatorname{arctg}(\mu_{n0i})) \cdot k}{3} - \frac{l_{ni}}{6} \right) \right)$$

Аналогичные рассуждения применим к задней поверхности и получим следующие выражения сил:

$$P_3 = \sum_{i=1}^n \left(b_i' \cdot \left(-\frac{h_{3i}}{6} \cdot \frac{4k \cdot (\mu_{n0i}^2 - 1) + h_{3i} + h_{3i} \cdot \mu_{n0i}^2}{(1 + \mu_{n0i}^2) \cdot \operatorname{tg}(\arccos(\cos(2 \cdot \operatorname{arctg}(\mu_{n0i})))} \right) \right); \quad (2.82)$$

$$F_3 = \sum_{i=1}^n \left(b_i' \cdot h_{3i} \cdot \left(\frac{2 \cdot \cos(2 \cdot \operatorname{arctg}(\mu_{n0i})) \cdot k}{3} - \frac{h_{3i}}{6} \right) \right)$$

Суммарные составляющие силы резания для режущего лезвия с передним и задним углами, равными нулю можно получить путем сложения проекций на координатные плоскости станочной системы координат xzy (рис.1.1)

$$\begin{aligned} P_x &= \cos \eta \cdot \sum F_n + \cos \mu \cdot \sum P_3 \\ P_y &= \sin \eta \sum F_n + \sin \mu \sum P_3 \\ P_z &= \sum P_n + \sum F_3 \end{aligned} \quad (2.83)$$

Условия равновесия лезвия под действием системы сил с учетом ориентации поверхности двумя углами γ_x и γ_y позволяют получить следующие соотношения между технологическими и физическими составляющими сил резания:

$$\begin{aligned} P_x &= -\sin \gamma_x \sum P_n + \cos \gamma_x \cos \gamma_y \cos \eta \sum F_n + \cos \alpha \cos \mu \sum P_3 + \sin \alpha \cos \mu \sum F_3 \\ P_y &= -\cos \gamma_x \sin \gamma_y \sum P_n - \cos \gamma_x \cos \gamma_y \sin \eta \sum F_n - \cos \alpha \sin \mu \sum P_3 - \sin \alpha \sin \mu \sum F_3 \\ P_z &= \cos \gamma_x \cos \gamma_y \sum P_n - (\cos \gamma_x \sin \gamma_y \sin \eta - \sin \gamma_x \cos \eta) \sum F_n - \sin \alpha \sum P_3 + \cos \alpha \sum F_3. \end{aligned} \quad (2.84)$$

Таким образом, чтобы рассчитать составляющие силы резания по (2.84), необходимо знать в каждом сечении, параллельном сходу стружки, параметры распределения контактных напряжений $\sigma_m^n, \tau_m^n, \sigma_m^3, \tau_m^3$ и длин как общего ℓ_{II} и h_3 , так и пластического ℓ_{nl} и h_{nl} контакта между лезвием, стружкой и заготовкой.

В целом следует признать, что проблема расчета технологических составляющих силы резания по теоретическим формулам, несмотря на многочисленные попытки, пока остается нерешенной. Поэтому для инженерных расчетов технологической системы «станок – приспособление – инструмент – заготовка» используются эмпирические формулы, полученные на основе обобщения экспериментальных данных.

ГЛАВА 3. ТЕПЛОВЫЕ ЯВЛЕНИЯ ПРИ НЕСВОБОДНОМ РЕЗАНИИ

3.1 Данные о влиянии температуры на процесс резания

Процесс резания всегда сопровождается образованием тепла и повышением температуры в зоне обработки. Можно выделить три основных источника тепла: источник в зоне сдвига, вызванный процессом пластической деформации; источник в зоне трения между стружкой и инструментом на длине контакта с передней поверхностью; источник в зоне трения между заготовкой и инструментом на длине контакта с задней поверхностью (рис.3.1). Каждый из этих тепловых источников выделяет определенное количество теплоты, в результате чего происходит их взаимовлияние. При этом происходит нагрев стружки, заготовки и инструмента, оказывающий существенное влияние на ход процесса резания.

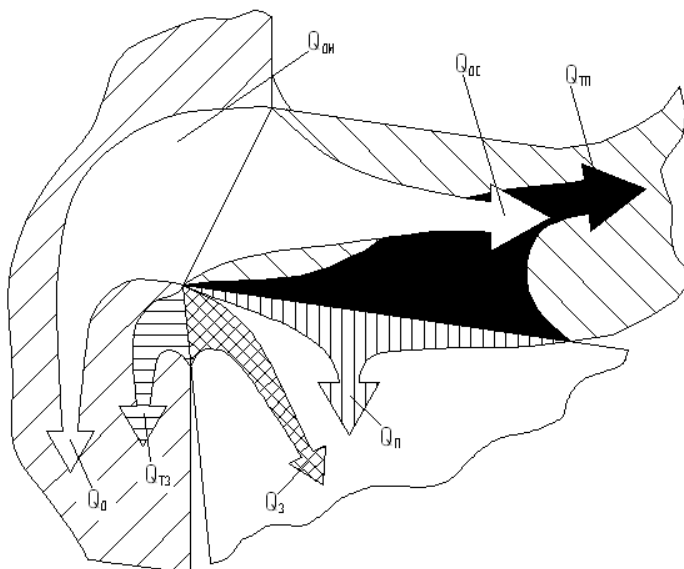


Рис.3.1. Схема взаимодействия источников тепла [26]

Изучением влияния температуры на процесс резания занимались многие ученые. Так или иначе затрагивали данную тему: Резников А.Н. [26, 27,28], Даниелян А.М.[23], Лоладзе Т.Н.[29], Зорев Н.Н. [12], Полетика М.Ф. [30], Утешев М.Х. [31], Кушнер В.С. [24, 32, 33], Trent.E.M.[34], Komanduri R. и Hou Z. [35] и многие другие.

По мнению многих авторов, температура является основной характеристикой процесса резания. Так, Зорев Н.Н. в работе [12] считает температуру резания «комплексной обобщающей характеристикой, отражающей деформационные процессы в зоне резания» и считает температуру резания основным фактором, определяющим условия трения на

рабочих поверхностях инструмента, так как все внешние факторы влияют на трение постольку, поскольку они изменяют температуру резания. Грановский Г.И. [3] считает, что «распределение температуры на рабочих поверхностях является одной из важнейших характеристик условий работы и оказывает существенное влияние на закономерности изнашивания этих поверхностей».

Кушнер В.С. [24] называет температуру, возникающую на поверхностях инструментов, величиной, определяющей работоспособность инструмента и ограничивающей производительность обработки. Автор считает, что для повышения точности производимых расчетов необходимо учитывать ширину зоны стружкообразования с параллельными границами, а также наличие контактной зоны пластических деформаций на передней поверхности (рис. 3.2).

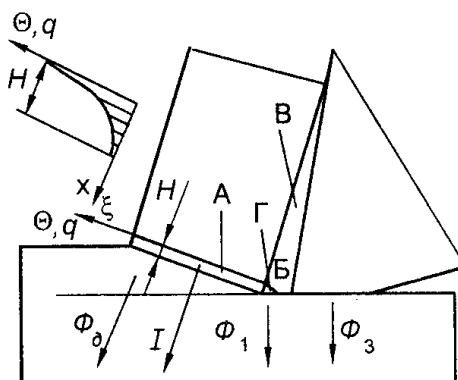


Рис. 3.2. Схема распределения температуры и плотности теплового потока в зоне стружкообразования с параллельными границами [24]

В зависимости от задач регулирования термического режима в технологической системе можно управлять температурой в зоне обработки и изменять температуру на отдельных участках заготовки и инструмента.

Изменение температуры в зоне резания необходимо производить для создания наиболее благоприятных условий, при которых будет обеспечена наибольшая стойкость и производительность инструмента с заданной точностью обработки. В работе [27] автор выделяет несколько способов управления тепловыми явлениями при резании.

Естественным способом изменения температуры в зоне резания является регулирование мощности теплообразования. Это может быть достигнуто изменением режима работы или изменением геометрии инструмента. Управляя скоростью резания или толщиной срезаемого слоя, влияют на температуру в зоне резания. Например, при отрезке или об-

работке фасонных или конических поверхностей стремятся задавать скорость резания и толщину среза постоянными.

Температурой резания также можно управлять, периодически прерывая контакт инструмента с заготовкой. Снижение температуры будет тем большим, чем длиннее цикл времени рабочего и вспомогательного ходов и чем больше отношение времени вспомогательного хода ко времени рабочего хода инструмента.

Ещё одним способом управления тепловыми потоками является применение смазочно-охлаждающих технологических средств. С одной стороны, они могут смазывать трущиеся поверхности и, таким образом, снижать мощность теплообразующих источников. С другой стороны, омывая твердые тела, входящие в систему, жидкости или газы участвуют в конвективном теплообмене и уносят из зоны резания часть теплоты, также снижая температуру.

Для управления тепловыми процессами в процессе резания кроме энергии, затрачиваемой на резание, в технологическую систему вводят еще какую-либо энергию, предназначенную для дополнительного нагрева заготовки. В результате этого изменяются свойства материала заготовки, условия трения в зоне резания, а, следовательно, меняется теплофизическая обстановка и температуры на контактных поверхностях.

Направленное изменение температуры производят путем выбора рациональной конструкции инструмента [32, 28]. В этом случае все варианты конструкций направлены на изменение итоговых тепловых потоков теплообмена в зоне резания.

Несмотря на достигнутые успехи в аналитических расчетах температуры при резании и управлении тепловыми потоками, никто из перечисленных авторов не уделил достаточно внимание ее распределению вдоль режущей кромки, поэтому вопрос о таких расчетах остается открытым.

3.2. Способы экспериментального измерения температуры резания

Исследование тепловых процессов в технологических системах тесно связано с проведением экспериментов по измерению температур на различных участках инструмента, заготовки или оборудования, а также с определением мощности и плотности тепловых потоков. Такие эксперименты необходимы, с одной стороны для решения тех или иных задач опытным путем, а с другой – для проверки правильности и корректировки результатов теоретических построений, предназначенных

для определения расчетным путем температур или характеристик источников и стоков теплоты.

Все методы измерения температуры можно разделить на две большие группы: контактные и бесконтактные [28]. К первой группе относятся методы и устройства, в которых между датчиком температуры и объектом измерения имеется непосредственный контакт. Вторая группа содержит методы, при которых датчики измерительных устройств находятся на некотором удалении от объекта, температура которого подлежит определению. Контактные методы измерения, в свою очередь, могут быть разделены на три группы в соответствии с основными особенностями устройств, с помощью которых их осуществляют: термометры, термопары, термоиндикаторы.

Каждый из существующих способов измерения температуры имеет свои достоинства и недостатки, поэтому выбор того или иного метода зависит от целей и конкретных условий измерения. В частности, когда необходимо определить температуру не в отдельной точке, а ее распределение по поверхности для установления участков с большим градиентом температуры, термометры термоэлектрические и сопротивления непригодны. Для этих целей наиболее применимы цветные термоиндикаторы. Они являются одним из перспективных средств не только регистрации, но и измерения температуры. К таким термоиндикаторам относятся вещества, обладающие способностью резко изменять свой цвет при определенной температуре, называемой температурой перехода. По принципу действия термоиндикаторы подразделяются на 4 основных типа: термохимические индикаторы, термоиндикаторы плавления, жидкокристаллические термоиндикаторы и люминесцентные термоиндикаторы.

Бесконтактные измерения, используемые в технологической практике, осуществляют либо с помощью радиационных устройств, либо с помощью других устройств, использующих оптические, акустические или пневматические датчики.

3.2.1 Измерение средней температуры резания естественной термопарой

Для образования естественной термопары, в одном торце заготовки сверлилось отверстие и нарезалась резьба под винт. В другом торце также сверлилось отверстие и устанавливалась, с целью исключения «паразитной» термопары, изолирующая поливинилхлоридная втулка. Заготовка крепилась в трехкулачковом патроне с изолирующими подкладками, и поджималась задним вращающимся центром.

Корпус резца изолирован от резцедержателя текстолитовыми прокладками. Обрабатываемая заготовка также изолирована от станка и соединена медным проводником со скользящим токосъемником (рис. 3.3), неподвижно закрепленным на корпусе станка. Второй конец термопары проводится через токосъемник к режущей пластине. Внешний вид токосъемника представлен на рис.3.4.



Рис. 3.3. Вращающийся токосъемник

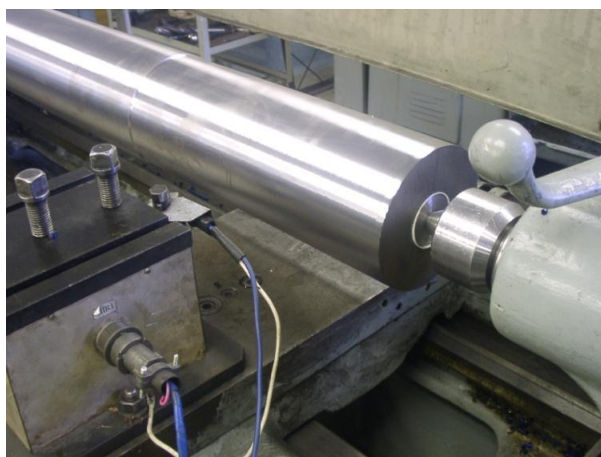


Рис. 3.4. Изоляция заготовки во вращающемся центре и токосъемник

Регистрация измерений осуществлялась с помощью цифрового мультитестера DT – 838. Проверка изоляции резца от корпуса станка проводилась до и после проведения опытов также цифровым мультитестером DT – 838. Для исключения влияния паразитной термопары к многогранной пластине прижимается твердосплавная игла.

Перед проведением опытов термопара подверглась тарировке в электропечи СУОЛ 0,4.4/12-М2-У4.2 ГОСТ13474-70. В качестве контрольной термопары использовалась платина-родиевая термопара. Тарировочный график показан на рис.3.5

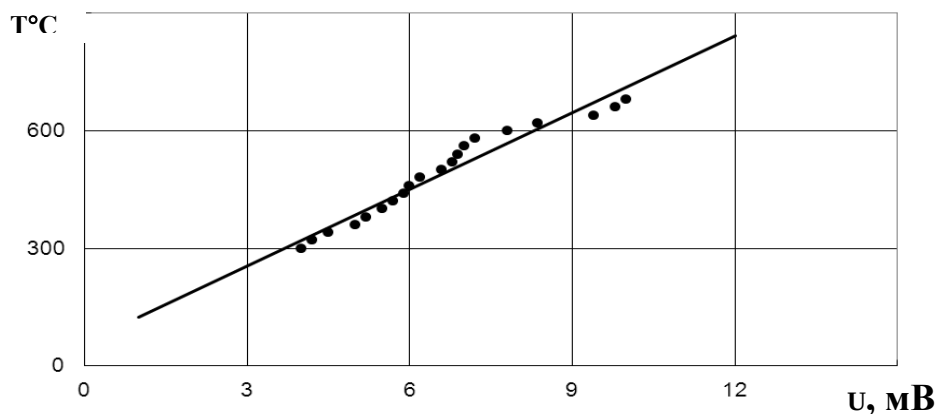


Рис. 3.5 Тарировочный график термопары Сталь 45 – Т5К10

3.2.2 Определение температурных полей с помощью термоиндикаторных красок

Для определения температурных полей на поверхности многогранной пластины использовались термоиндикаторные краски фирмы SIA “RĪGAS LAKU UN KRĀSU RŪPNĪCA” четырех цветовых переходов, характеристики которых представлены в табл. 4.1.

Характеристики термоиндикаторных красок. Таблица 3.1

Наименование краски по ТУ 6-09-79-76	Температура перехода цвета, °C	Цвет индикатора	
		до воздействия температуры	после воздействия температуры
ТИК №7	230	Бледно-зеленый	Коричневый
ТИК №14	570	Розовый	Белый через бежевый
ТИК №490	510	Сине-зеленый	Оранжевый, при остывании бежевый
ТИК №470	456	Зелено-синий	Бежевый через темно-зеленый

Все краски перед проведением опытов были проверены на соответствие цветам перехода в электропечи СУОЛ 0,4.4/12- М2-У4.2 ГОСТ13474-70.

Подготовка многогранной пластины к экспериментам производилась следующим образом. На обезжиренную пластинку тонким слоем наносилась термоиндикаторная краска. Образцы выдерживались до полного высыхания в течение 6 часов при комнатной температуре. После чего пластины устанавливались на резец и производились эксперименты.

После проведения эксперимента зона цветового перехода многогранной пластины фотографировалась цифровой фотокамерой «Epson» под инструментальным микроскопом ИМЦ50-100. Фотографии обрабатывались на компьютере, где фиксировались зоны цветового перехода, пятно силового контакта на передней и задней поверхностях пластинки. Также под микроскопом фотографировалось поперечное сечение стружки. Измерение полной длины контакта производилось по отпечатку на контактных поверхностях. В каждом сечении определялась величина поперечной усадки стружки с учетом масштабного коэффициента.

Для проведения экспериментов были выбраны режимы резания, которые позволили максимально использовать возможности термоиндикаторных красок. Использовались термоиндикаторные краски четырех цветовых переходов 570, 510, 456, 230°С, поэтому средняя температура резания не должна превышать 600°С.

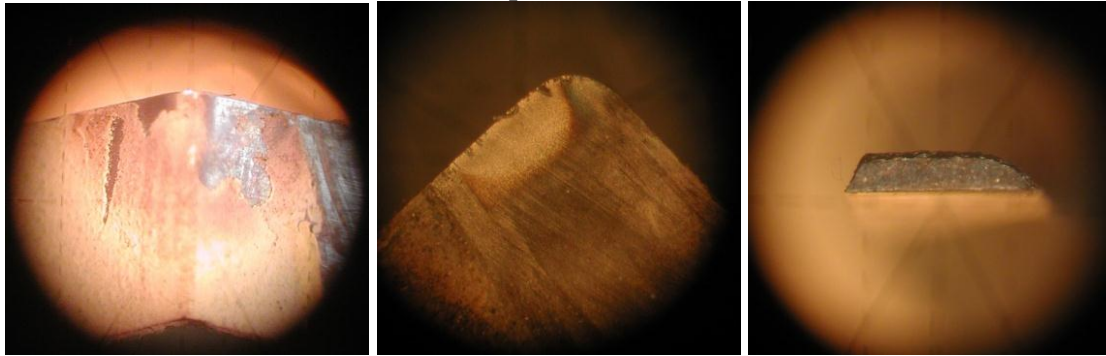
Измерение температурных полей на сменной многогранной пластине производилось в несколько этапов. На первом этапе для каждого цветового перехода проводилась серия из четырех экспериментов при одинаковом режиме резания. Затем все образцы сменных многогранных пластин фотографировались под микроскопом. Режимы резания $V = 160$ м/мин; $t = 1,3$ мм; $S = 0,39$ мм/об. На рис. 4.6 – 4.9 показаны фотографии поверхностей СМП с нанесенной термоиндикаторной краской, полученной после цветового перехода, а также поперечное сечение стружки, необходимое для последующих расчетов исходных данных, используемых при аналитическом расчете температуры.

Для каждого проведенного эксперимента снимались показания динамометра и термопары. В результате обработки данных по характеристикам силы резания, взятой с показаний динамометра и средней температуры резания, определенной естественной термопарой, брались представители каждого цветового перехода с одинаковыми условиями резания. В каждой из проведенной серии выбран номер эксперимента для использования его в качестве представителя цветового перехода термоиндикаторной краски.

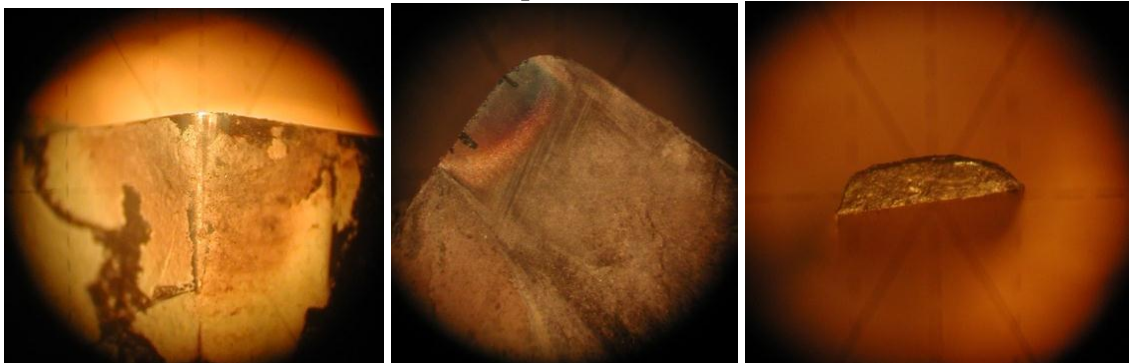
Для дальнейшего анализа были взяты фотографии соответствующих экспериментов. После обработки в САД программе на полученных экспериментальных фотографиях обведены контуры цветового перехода термоиндикаторной краски, проекции режущей кромки, полной и пластической площадок контакта (рис. 3.10). Для определения толщины срезаемого в направлении срезаемого слоя, было произведено смещение проекции режущей кромки на величину подачи.

Из полученных фотографий задней поверхности видно, что с увеличением температуры перехода термоиндикаторной краски площадь поверхности после цветового перехода уменьшается. Также установлено, что с уменьшением температуры цветового перехода кривая, описывающая границу данного температурного перехода, более плавная. Особенно резко выраженная криволинейная площадка образовалась после температурного перехода 570 °С, где цветовой переход термокраски на задних поверхностях расположен у вершины и в середине главной режущей кромки (рис. 3.10 г).

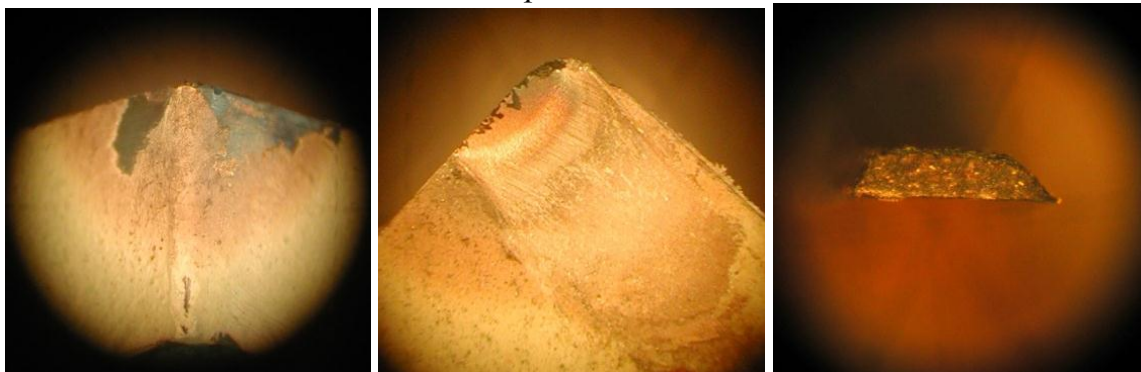
Эксперимент №1



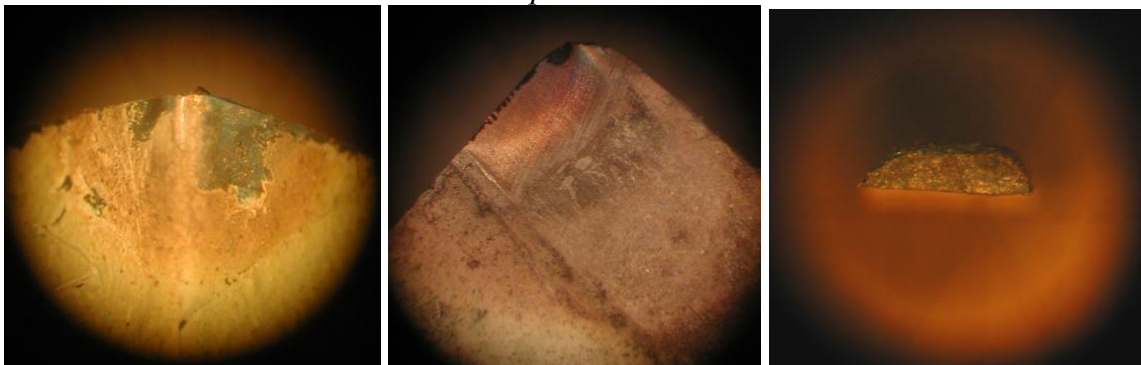
Эксперимент №2



Эксперимент №3

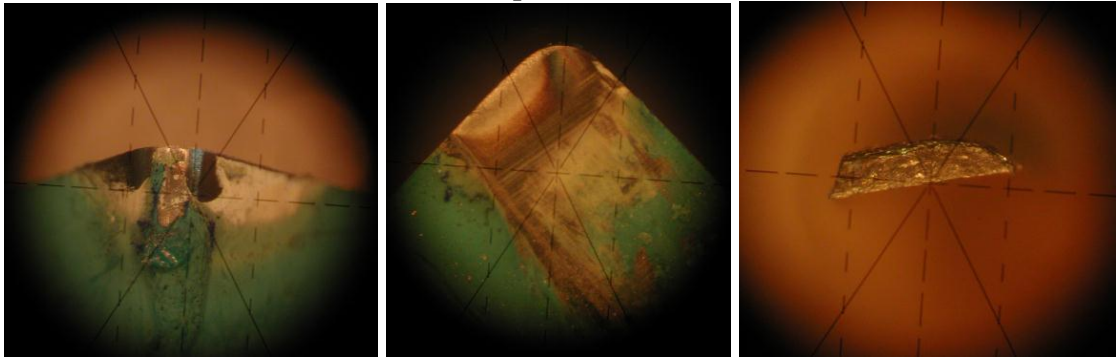


Эксперимент №4

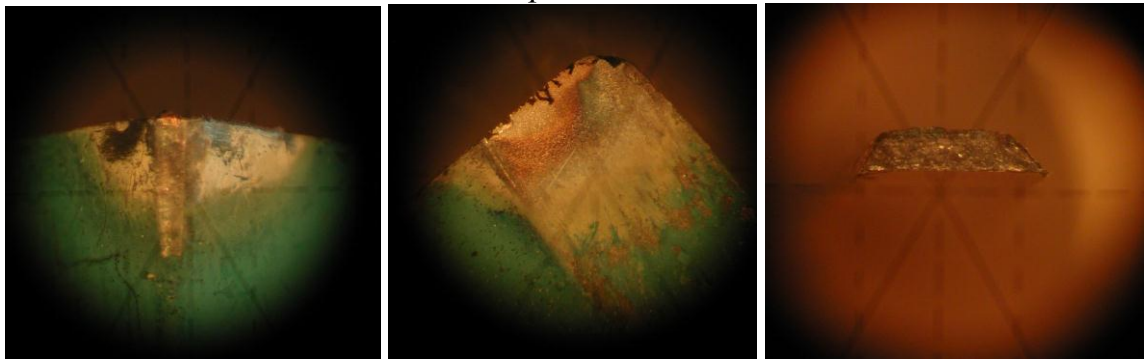


*Рис.3.6. Результаты цветового перехода термокраски ТИК №7
ТУ 6-09-79-76 ($T_{пер}=230\text{ }^{\circ}\text{C}$) и поперечное сечение стружки при точении
«Стали 45»: $T5K10$; $\varphi=45^{\circ}$; $\gamma=0^{\circ}$; $\alpha=10^{\circ}$; $r=0,8\text{ мм}$; $V=160\text{ м/мин}$; $t=1,3\text{ мм}$;
 $S=0,39\text{ мм/об}$.*

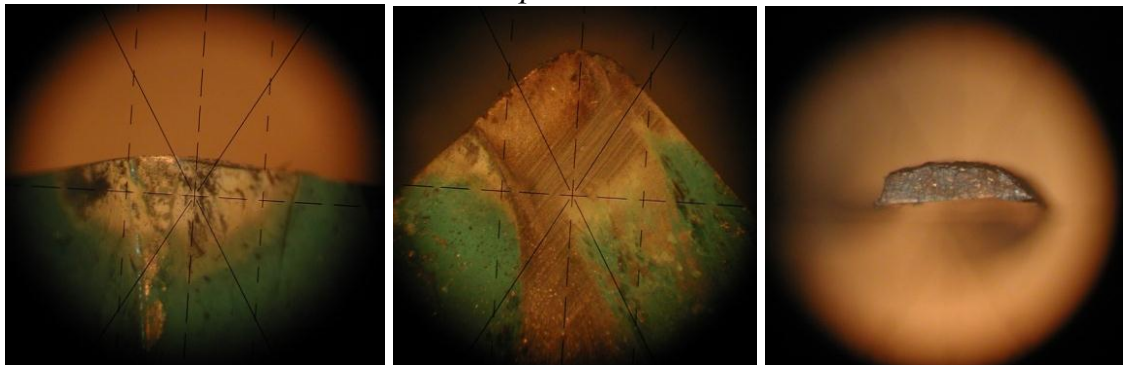
Эксперимент №1



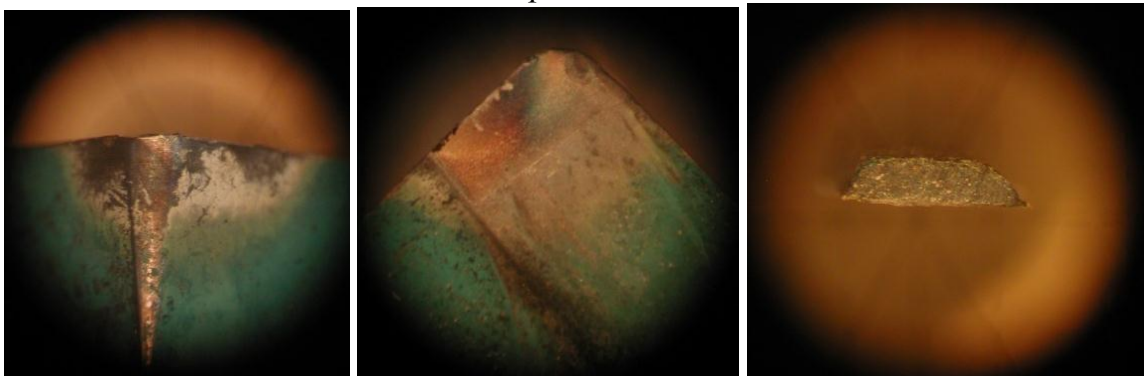
Эксперимент №2



Эксперимент №3

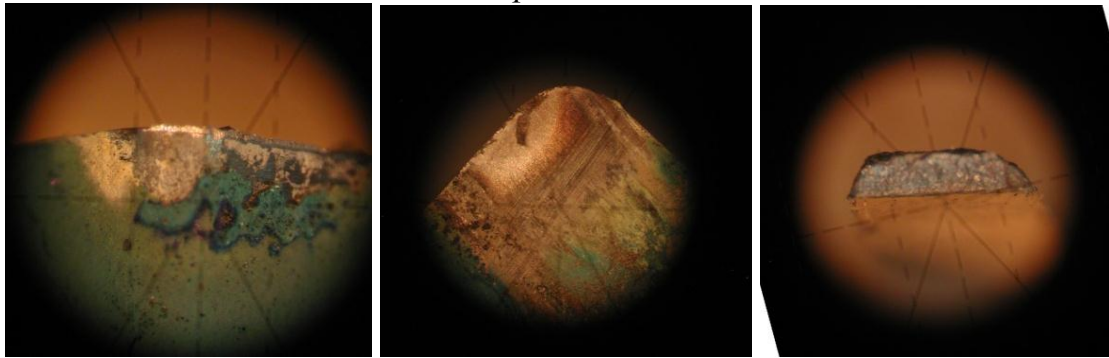


Эксперимент №4

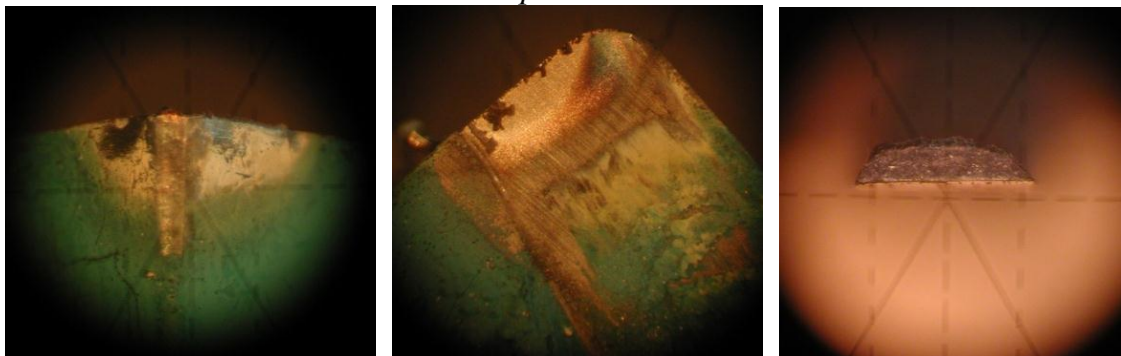


*Рис.3.7. Результаты цветового перехода термоласки ТИК №470
ТУ 6-09-79-76 ($T_{пер}=456\text{ }^{\circ}\text{C}$) и поперечное сечение стружки при точении
«Стали 45»: Т5К10; $\varphi=45^{\circ}$; $\gamma=0^{\circ}$; $\alpha=10^{\circ}$; $r=0,8\text{ мм}$; $V=160\text{ м/мин}$; $t=1,3\text{ мм}$;
 $S=0,39\text{ мм/об}$.*

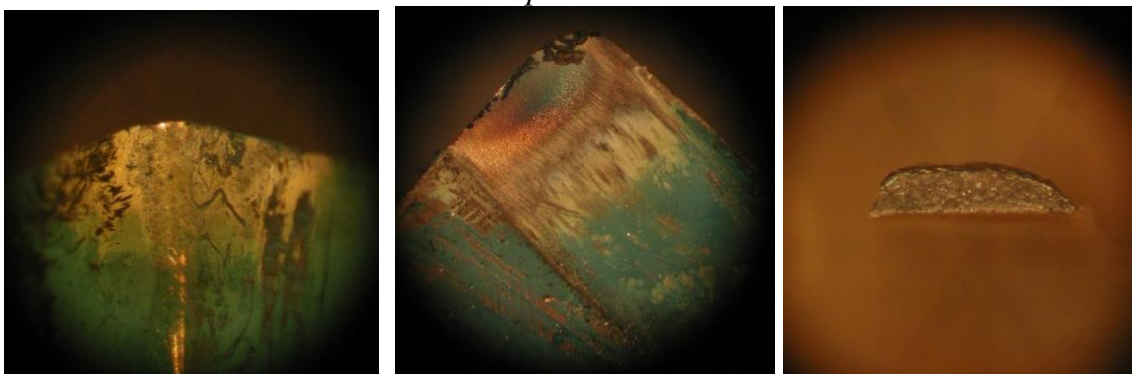
Эксперимент №1



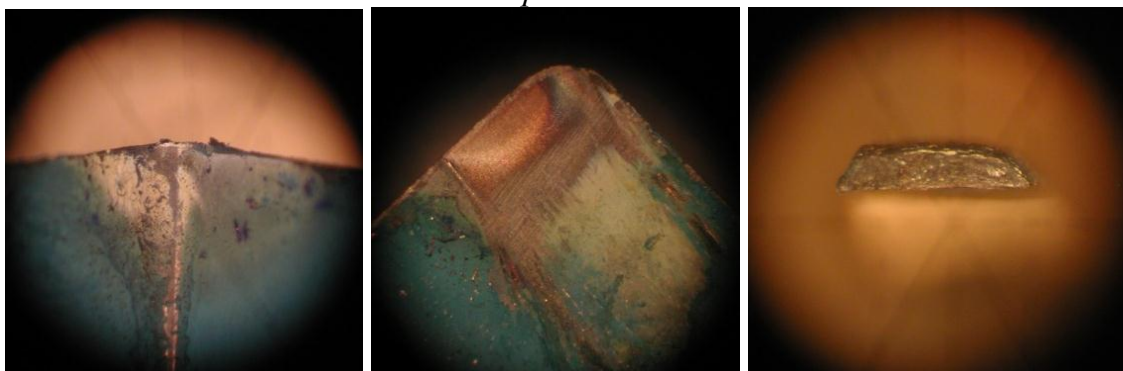
Эксперимент №2



Эксперимент №3

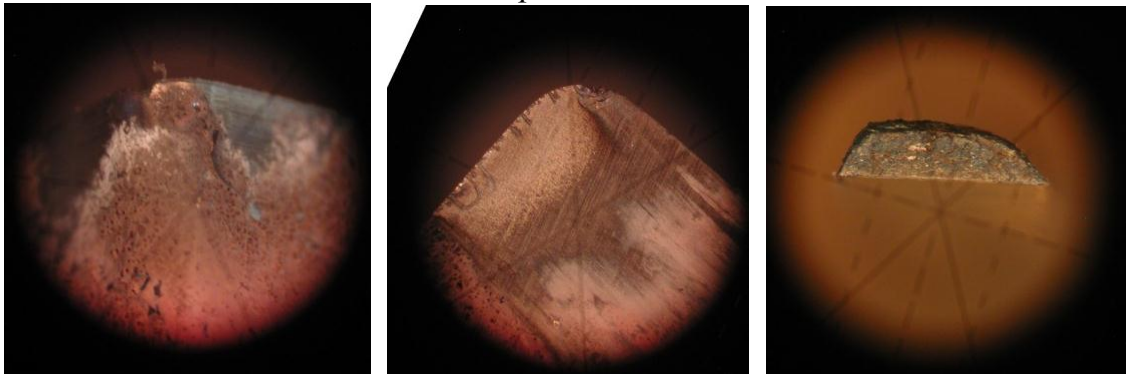


Эксперимент №4

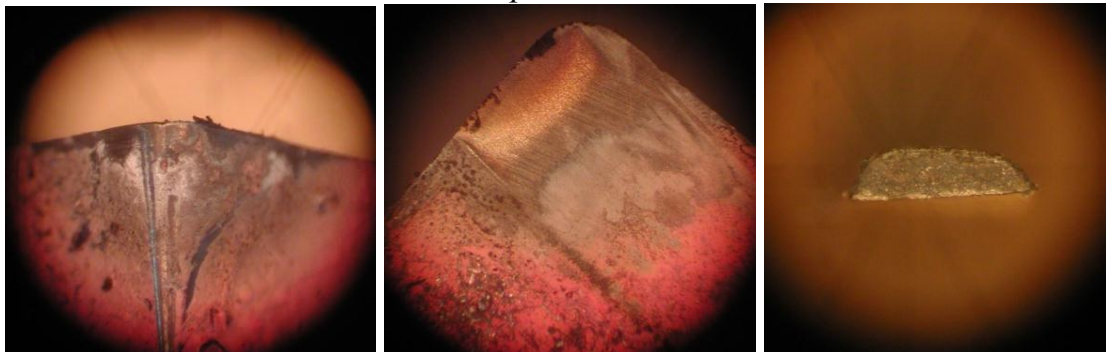


*Рис.3.8. Результаты цветового перехода термокраски ТИК №490
ТУ 6-09-79-76 ($T_{пер} = 510^{\circ}\text{C}$) и поперечное сечение стружки при точении
«Стали 45»: Т5К10; $\varphi=45^{\circ}$; $\gamma=0^{\circ}$; $\alpha=10^{\circ}$; $r=0,8\text{мм}$; $V=160\text{ м/мин}$; $t=1,3\text{ мм}$;
 $S=0,39\text{ мм/об}$.*

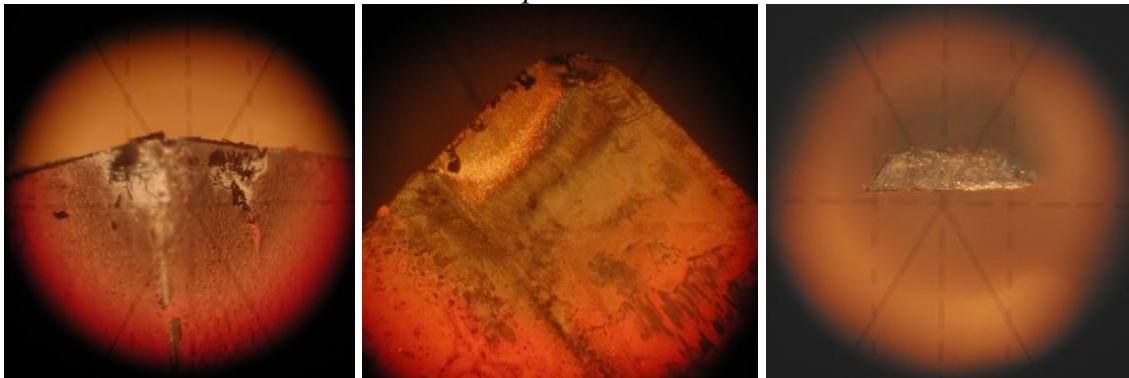
Эксперимент №1



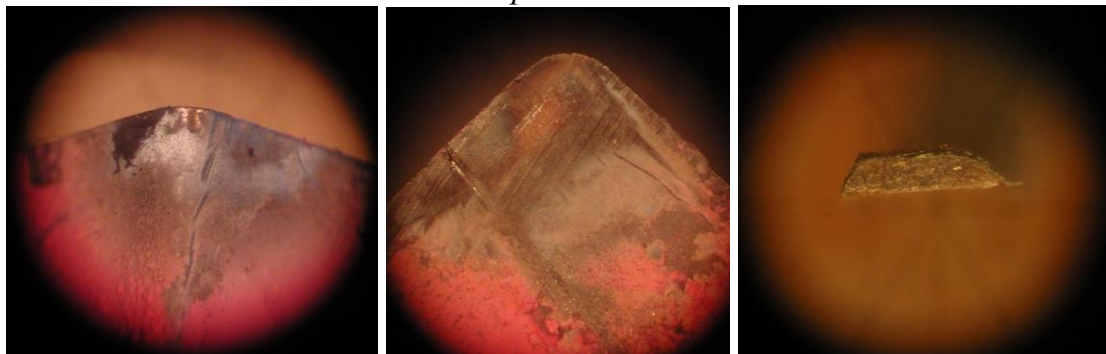
Эксперимент №2



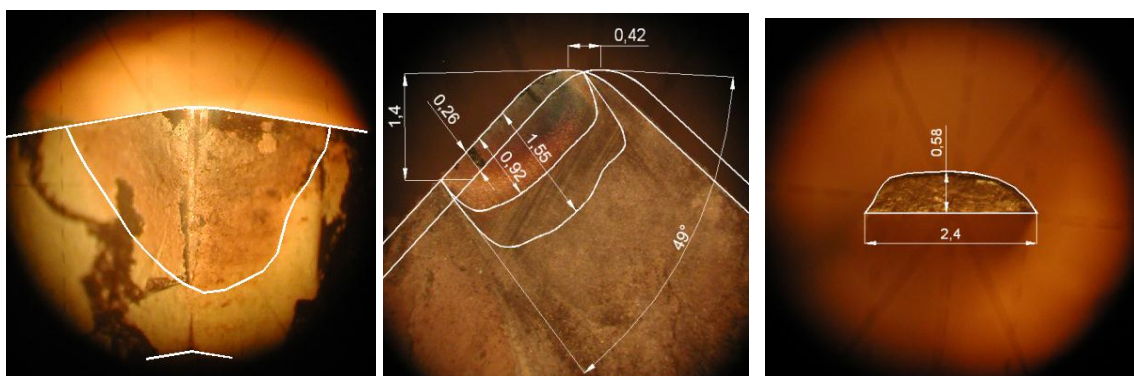
Эксперимент №3



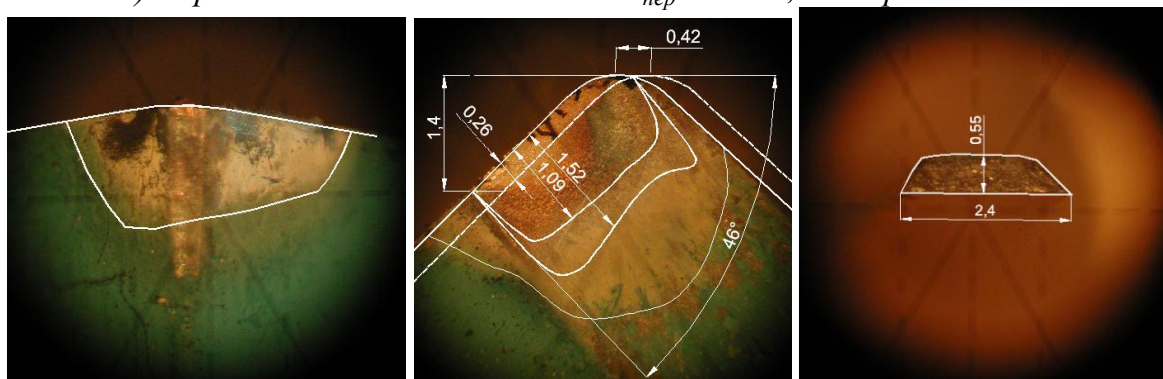
Эксперимент №4



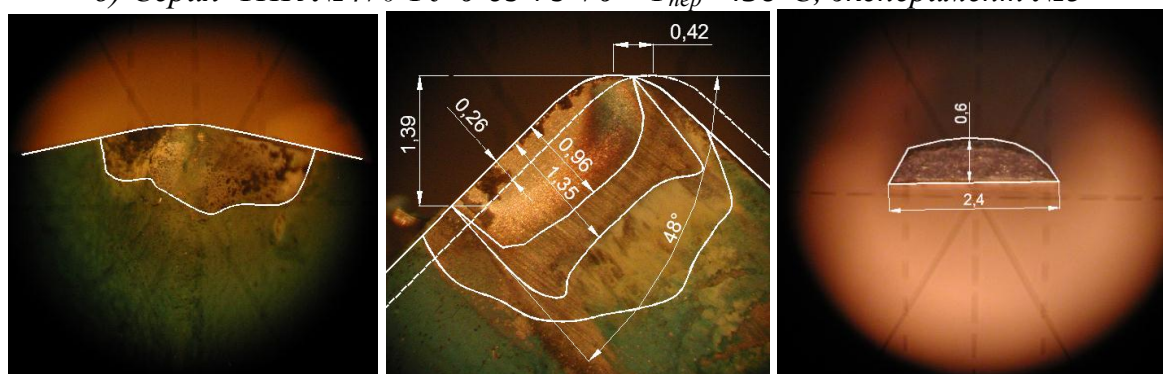
*Рис.3.9. Результаты цветового перехода термоласки ТИК №14 ТУ 6-09-79-76 ($T_{пер} = 570\text{ }^{\circ}\text{C}$) и поперечное сечение стружки при точении «Стали 45»:
 $T5K10; \varphi=45^{\circ}; \gamma=0^{\circ}; \alpha=10^{\circ}; r=0,8\text{ мм}; V=160\text{ м/мин}; t=1,3\text{ мм};$
 $S=0,39\text{ мм/об}.$*



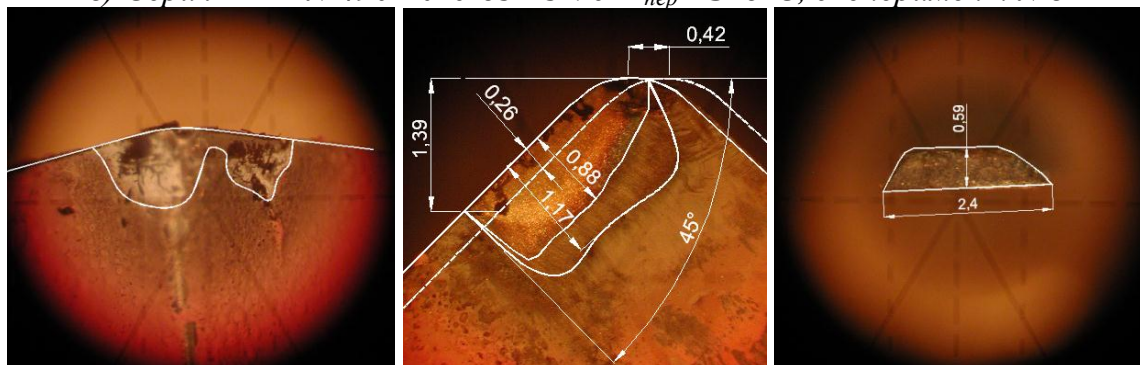
а) Серия ТИК №7 ТУ 6-09-79-76 $T_{пер}=230\text{ }^{\circ}\text{C}$, эксперимент №2



б) Серия ТИК №470 ТУ 6-09-79-76 $T_{пер}=456\text{ }^{\circ}\text{C}$, эксперимент №3



в) Серия ТИК №490 ТУ 6-09-79-76 $T_{пер}=510\text{ }^{\circ}\text{C}$, эксперимент №3



г) Серия ТИК №14 ТУ 6-09-79-76 $T_{пер}=570\text{ }^{\circ}\text{C}$, эксперимент №3

Рис. 3.10. Представители температурных переходов с одинаковыми условиями резания

В результате проведенных экспериментов по определению тепловых полей на задних поверхностях можно сделать вывод, что температура вдоль режущей кромки имеет переменное значение.

Для более полного сравнительного представления температурных полей на поверхностях СМП производилось объединение всех представителей температурных цветовых переходов на одной модели. Была построена модель многогранной пластины в реальном масштабе, на которой путем ее поворота вокруг осей координат добивались совмещения обведенного контура режущей кромки и линии границы температурного перехода с проекцией граней модели. Замкнутый контур изотермы перемещался до пересечения с поверхностью модели, определялась криволинейная линия пересечения двух твердых тел, которая и являлась изотермой температуры перехода термоиндикаторной краски.

Таким образом, были построены изотермы 230° , 456° , 510° , 570° на одной модели (рис.3.11). Из рисунка также видно, что с уменьшением температуры перехода, линия границ площадок становится более плавной.

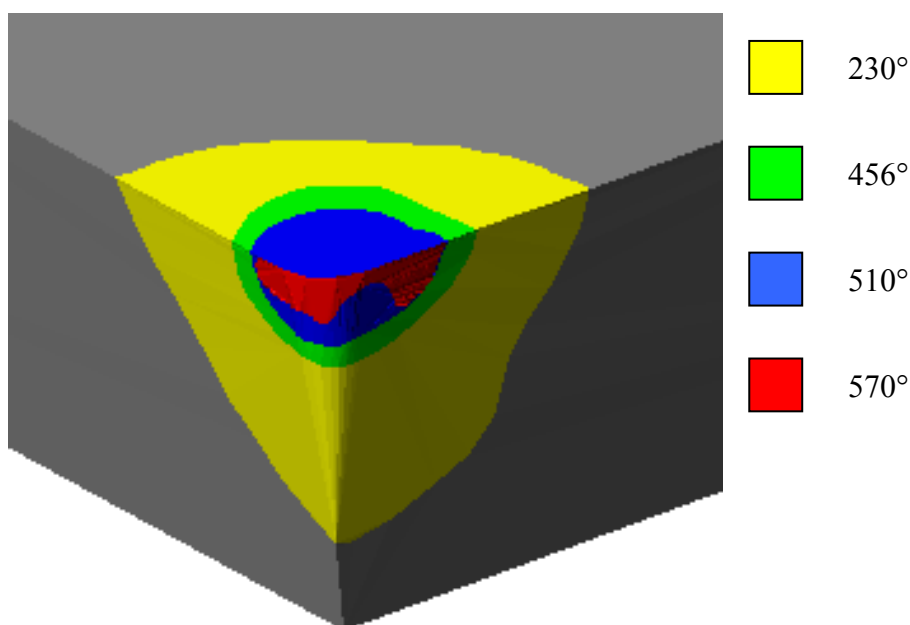


Рис. 3.11. Распределение температурных полей на поверхности СМП

3.3 Аналитический расчет температуры при несвободном резании

Особенностью теплофизических расчетов для процесса несвободного резания является сложность геометрической формы источников и, как следствие, вынужденное упрощение дифференциальных выражений, описывающих общее взаимодействие. В то же время в связи с раз-

витиём вычислительной техники и соответствующего программного обеспечения появилась возможность комбинирования методик расчета температур и получения вполне достоверных расчетных данных.

3.3.1 Схематизация формы тела и расположения источников тепловыделения. Расчет итоговых плотностей теплового потока

Решением задачи теплопроводности является получение температурного поля в теле, которое представляет собой совокупность значений температуры во всех точках тела в каждый фиксированный момент времени.

В теле с неравномерным распределением температуры всегда происходит перенос теплоты от более нагретых к менее нагретым частям и возникает тепловой поток – вектор, перпендикулярный к изотерме, но направленный в сторону уменьшения температуры. Поэтому решение задачи аналитического расчета температуры в режущем лезвии и построение в нем температурных полей основывается, в первую очередь, на правильном определении величины и направления действия плотностей теплового потока, по которым можно рассчитать абсолютное значение температуры.

При аналитических расчетах температурных полей в стружке, инструменте и заготовке тепловые источники, действующие в зоне резания, подвергаются схематизации по метасту расположения, форме, закону распределения интенсивности, скорости перемещения и времени функционирования. Геометрическая форма тел, участвующих в теплообмене и теплофизические свойства их материалов также заменяются упрощенными моделями. Затем определяются граничные условия теплообмена на поверхности тела и начальные условия, и для которых рассчитывается температура в интересующей точке.

При резании пластичных материалов сливная стружка сплошной лентой проходит по передней поверхности резца. Это дает право представить ее в виде одномерного стержня бесконечной длины, так как при практически применяемых режимах резания скорость перемещения стружки превосходит скорость распространения теплоты. Поэтому считается [25, 36], что влияние источников и стоков, действующих на поверхностях стружки, не распространяется за пределы поверхности сдвига и изменение граничных условий в воображаемой части стержня не влияет на температуру. Исключение составляет источник, эквивалентный работе деформации, так как его теплота передается как стружке, так и изделию.

В узкой области вблизи условной поверхности сдвига возникает источник теплоты, эквивалентный работе пластической деформации [36]. Известно [15, 37], что напряжения вдоль α – линии скольжения меняются незначительно. Поэтому вдоль линии сдвига мощность теплового потока распределена равномерно. Интенсивность источников теплового потока определится

$$q_{\partial} = \tau_{cp} \cdot V_{рез}. \quad (3.1)$$

Теплота, возникающая в результате трения на передней поверхности инструмента, определяется касательными напряжениями. Касательные напряжения распределяются равномерно на пластическом участке, а на упругом участке уменьшаются по линейному закону (см. п.2.4). Поэтому мощность источников теплового потока на пластическом участке определится как $q_n = \tau_m \cdot \frac{V_{рез}}{\zeta}$, где τ_m – касательное напряжение на пластическом участке; $V_{рез}$ – скорость резания, ζ – усадка стружки. Известно, что при несвободном резании вдоль режущей кромки в каждом сечении меняются условия напряженного состояния, поэтому мощность теплового потока вдоль режущей кромки также будет иметь различные значения.

В работе [26] рассмотрена следующая последовательность расчетов для определения итоговых плотностей теплового потока, действующих в результате взаимовлияния всех источников теплоты в зоне стружкообразования.

Вначале для определения режима передачи теплоты быстро движущимся источником определяется безразмерный критерий Пекле для источника, эквивалентного теплоте деформации

$$Pe_{\partial} = \frac{1}{6} \cdot \frac{V_{рез} \cdot l_n}{\zeta \cdot \omega_d}, \quad (3.2)$$

где l_n – длина контакта на передней поверхности, мм; ω_d – коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала, $см^2 / сек$

Затем исходя из скорости перемещения и геометрических параметров источника теплоты, определяется параметр, показывающий относительное количество теплоты деформации, уходящее со стружкой

$$b^* = \frac{1}{1 + 1,33 \cdot \frac{\zeta \sqrt{\sin \beta_1}}{Pe_{\partial}}}, \quad (3.3)$$

где β_1 – угол сдвига, определяемый из соотношения

$$\sin \beta_1 = \frac{\cos \gamma}{\sqrt{\zeta^2 - 2\zeta \sin \gamma + 1}}$$

При расчете температуры точек, расположенных на контактной площадке стружки с резцом, определяется безразмерный критерий R

$$R = Pe \cdot \frac{\zeta^2 \cdot a^2}{l_n^2} = \frac{1}{6} \cdot \frac{\zeta \cdot V_{pez} \cdot a^2}{\omega_d \cdot l_n}. \quad (3.4)$$

Температура деформации в зависимости от геометрических параметров и теплофизических характеристик обрабатываемого материала определяется по формуле

$$\Theta_\delta = 0,6 \cdot \frac{\omega \cdot \zeta}{\lambda \cdot V} \cdot b^* \cdot q_\delta, \text{ } ^\circ\text{C}. \quad (3.5)$$

Автор в работе [24] предлагает определять температуру деформации по формуле: $\Theta_\delta = \frac{\tau_{cp} \cdot \varepsilon_u}{C_v}$, где $\varepsilon_u = \frac{\zeta + (1/\zeta) - 2 \sin \gamma}{\cos \gamma}$ – истинный сдвиг; C_v – теплоемкость обрабатываемого материала.

Средняя температура на контактной поверхности стружки

$$\Theta_{c_{cp}} = 0,195 \cdot \frac{\sqrt{\omega}}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{\zeta \cdot l_n}{V}} \cdot (q_0 \cdot T_{1cp} - 1,41 \cdot q_n \cdot T_{2cp}) + (1 + c) \cdot \Theta_\delta \quad (3.6)$$

где коэффициенты T_{1cp} , T_{2cp} определяются по рис. 3.12

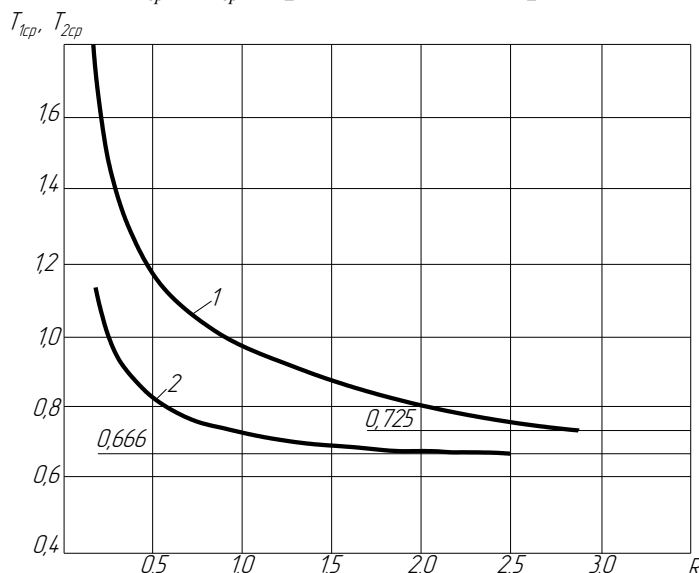


Рис. 3.12 Средние значения функций: 1- T_{1cp} , 2- T_{2cp} [26]

Для учета подогрева поверхностных слоев материала, из которых образуется стружка, используется коэффициент c , который также зависит от безразмерного критерия φ , позволяющего учитывать геометрию

ческие параметры, скорость перемещения и теплофизические характеристики процесса

$$\varphi = 1,33 \cdot 10^{-2} \frac{V \cdot a^2}{\omega \cdot d}, \quad (3.7)$$

где a – толщина срезаемого слоя, мм; d – диаметр заготовки, мм.

Средняя температура на контактной поверхности изделия

$$\Theta_{u_{cp}} \approx (1+c) \cdot \Theta_{\partial} \cdot T_{u_{cp}} + 0,1 \cdot \frac{\sqrt{\omega}}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{l_3}{V}} \cdot (q_1 - 1,82 \cdot q_3), \quad (3.8)$$

где коэффициент $T_{u_{cp}}$, (рис. 3.14) определяется в зависимости от безразмерного критерия k , который рассчитывается по формуле

$$k = \frac{l_3}{a} \cdot \operatorname{tg} \beta_1. \quad (3.9)$$

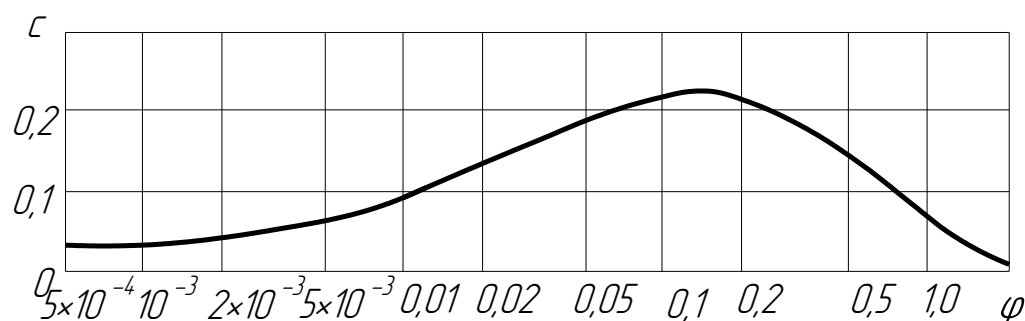


Рис. 3.13. Зависимость коэффициента c от безразмерного критерия φ для надрезочной стороны стружки [26]

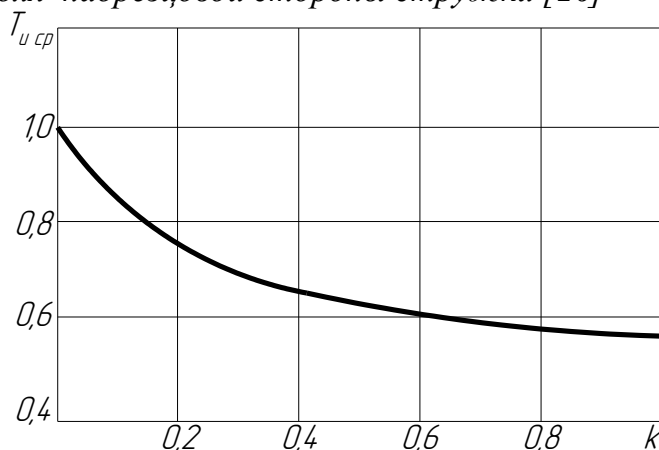


Рис. 3.14. Значение функции $T_{u_{cp}}$ от безразмерного критерия k [26]

Средняя температура на контактной площадке:
передней поверхности резца

$$\theta_{n_{cp}} = \frac{q_n \cdot l_n}{\lambda_p} M_1 + \frac{q_3 \cdot l_3}{\lambda_p} N_2; \quad (3.10)$$

задней поверхности резца

$$\theta_{3cp} = \frac{q_n \cdot l_n}{\lambda_p} N_1 + \frac{q_3 \cdot l_3}{\lambda_p} M_2, \quad (3.11)$$

где M_1 , M_2 и G – коэффициенты, учитывающие взаимовлияние источников тепловыделения определяются по рис. 3.15 в зависимости от угла заострения лезвия β и безразмерных величин η_1 , η_2 .

На данном графике построена функциональная зависимость безразмерных величин, отображающих отношение ширины контактной площадки к длине, которые определяются по формуле

$$\eta_1 = \frac{b}{l_n} \text{ и } \eta_2 = \frac{b}{l_3}. \quad (3.12)$$

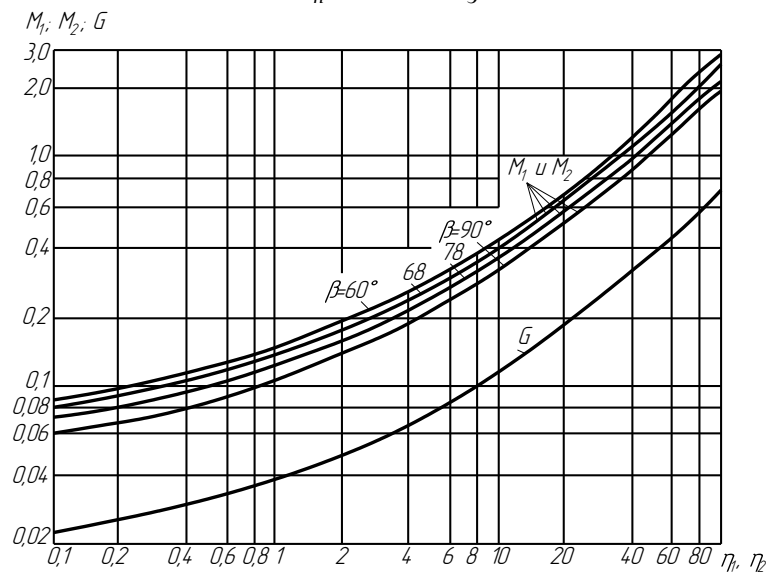


Рис. 3.15 Функции M , M_1 и G в зависимости от угла заострения резца β и безразмерных величин η_1 , η_2 [26]

Безразмерные функции N_1 и N_2 в (3.10) и (3.11) определяются в зависимости от коэффициента G (рис.3.15)

$$N_1 = \beta \cdot \left(\frac{l_3}{l_n} \right) \cdot G(\eta_1), \quad (3.13)$$

$$N_2 = \beta \cdot \left(\frac{l_n}{l_3} \right) \cdot G(\eta_1). \quad (3.14)$$

Пренебрегая изменением температуры вдоль активного участка режущей кромки, температура той же площадки со стороны резца должна равняться средней температуре со стороны задней поверхности

$$\theta_{u_{cp}} = \theta_{3cp} \text{ и } \theta_{n_{cp}} = \theta_{c_{cp}}.$$

Поэтому, определив значения температур, получим систему уравне-

ний с двумя неизвестными q_n и q_3

$$\begin{cases} (1+c) \cdot \Theta_o \cdot T_{ucp} + 0,1 \cdot \frac{\sqrt{\omega}}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{l_3}{v}} \cdot (q_1 - 1,82 \cdot q_3) = \frac{q_n \cdot l_n}{\lambda_p} \cdot N_1 + \frac{q_3 \cdot l_3}{\lambda_p} \cdot M_2 \\ \frac{q_n \cdot l_n}{\lambda_p} \cdot M_1 + \frac{q_3 \cdot l_3}{\lambda_p} \cdot N_2 = 0,195 \cdot \frac{\sqrt{\omega}}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{\zeta \cdot l_n}{v}} \cdot (q_0 \cdot T_{1cp} - 1,41 \cdot q_n \cdot T_{2cp}) + (1+c) \cdot \Theta_o \end{cases} \quad (3.15)$$

Решая систему (3.15), определяются итоговые плотности теплового потока q_n и q_3 .

Методика расчета температуры по [33] также основана на методе источников. Ее отличие заключается в том, что для расчета используется суперпозиция температурных полей от равномерно распределенных непрерывно действующих источников и стоков теплоты, аппроксимирующих заданное неравномерное распределение.

На рис. 3.16 показан алгоритм расчета температуры на застойной зоне и фаске износа. Здесь в качестве исходных данных используются теплофизические характеристики материала, механические характеристики материала (действительный предел прочности, максимальное значение безразмерной плотности теплового потока), геометрические параметры инструмента, параметры сечения срезаемого слоя, скорости резания и числа N разбиения участка фаски износа.

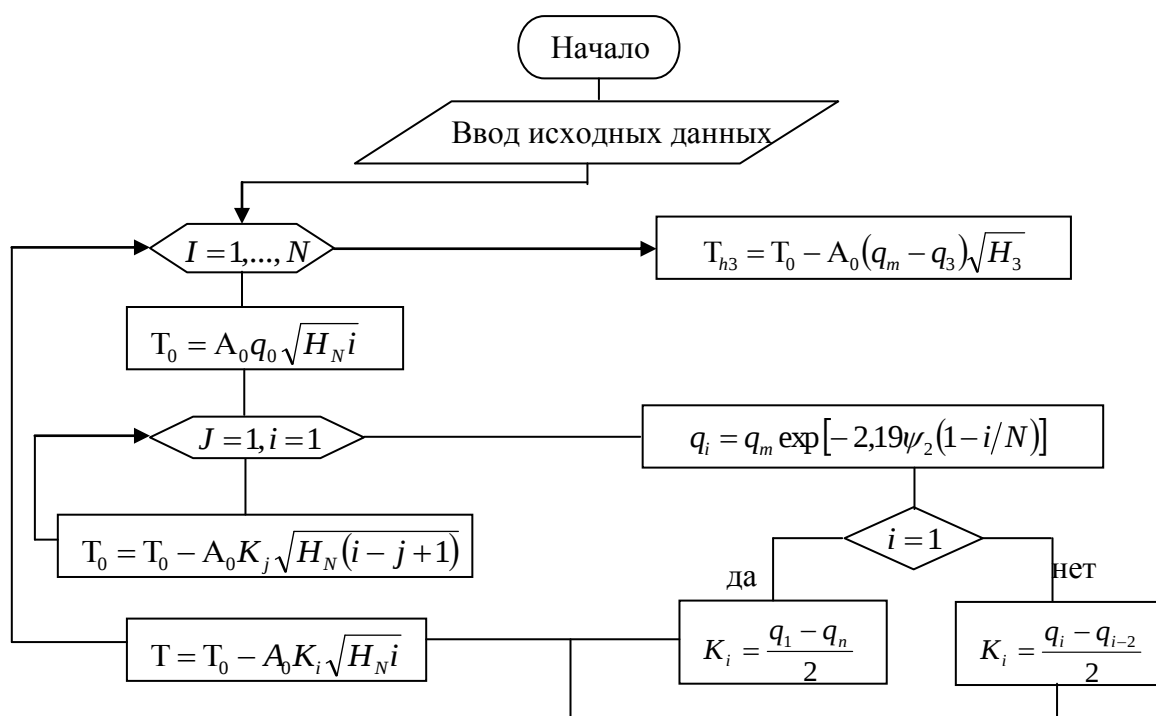


Рис. 3.16 Алгоритм расчета температуры на застойной зоне и фаске износа [33]

Также вычисляются вспомогательные данные $h_1 = 0,3a$ – высота застойной зоны, безразмерные комплексы $Pe = \frac{VH_0}{\omega}$, $A_0 = 1,13\sqrt{Pe}$, $A_1 = \frac{\sigma_b}{C_V T_{nl}}$, где V – скорость резания, ω – коэффициент температуропроводности, σ_b – предел прочности материала при растяжении, C_V – удельная объемная теплоемкость, T_{nl} – абсолютная температура плавления обрабатываемого материала.

В данном алгоритме при расчете температуры в дополнение к равномерно распределенному источнику теплоты плотностью теплового потока q_0 , на каждом интервале, начиная с первого, вводятся дополнительные равномерно распределенные источники или стоки, интенсивность которых определяется по формулам

$$k_i = \begin{cases} (q_1 - q_0)/2 \\ (q_i + q_{i-2})/2, \quad i = 2..N; \end{cases} \quad (3.16)$$

$$k_{N+1} = q_3 - q_m. \quad (3.17)$$

Температуры в конце i -го интервала определяются суммированием решений от стоков и источника. Для определения средней температуры интервал по высоте застойной зоны и длине фаски износа разбивают на N отрезков, вычисляют температуры в конце этих отрезков, повторяя описанную процедуру N раз. Расчет температуры на передней поверхности автор [33] проводит с учетом упрочнения материала. Алгоритм расчетов представлен на рис. 3.17.

Длина контакта режущего инструмента со стружкой при этом разбивается на три участка: участок упрочнения материала, участок разупрочнения и участок упругого контакта. Длину пластического контакта также разбивают на равное N количество интервалов. В первом приближении приращение температуры определяется по формуле

$$T_{10} = A_0 q_0 \sqrt{H_N}, \quad (3.18)$$

$$\text{где } A_0 = \frac{2}{\sqrt{\pi}} A_1 \sqrt{Pe \frac{l_{nl}}{a} \frac{1}{\zeta} \left(1 - \frac{l_{упроч}}{a}\right)}; \quad A_1 = \frac{\sigma_b}{C_V T_{nl}}; \quad Pe = \frac{V \cdot a}{\omega}.$$

Первое приближение для безразмерной плотности теплового потока вычисляется по формуле

$$q_{11} = q_0 \left(1 - \frac{T_{10}}{1 - T_0}\right)^{B_q}. \quad (3.19)$$

Затем определяется мощность стока и температура на участке

$$K_{11} = \frac{q_0 - q_{11}}{2}. \quad (3.20)$$

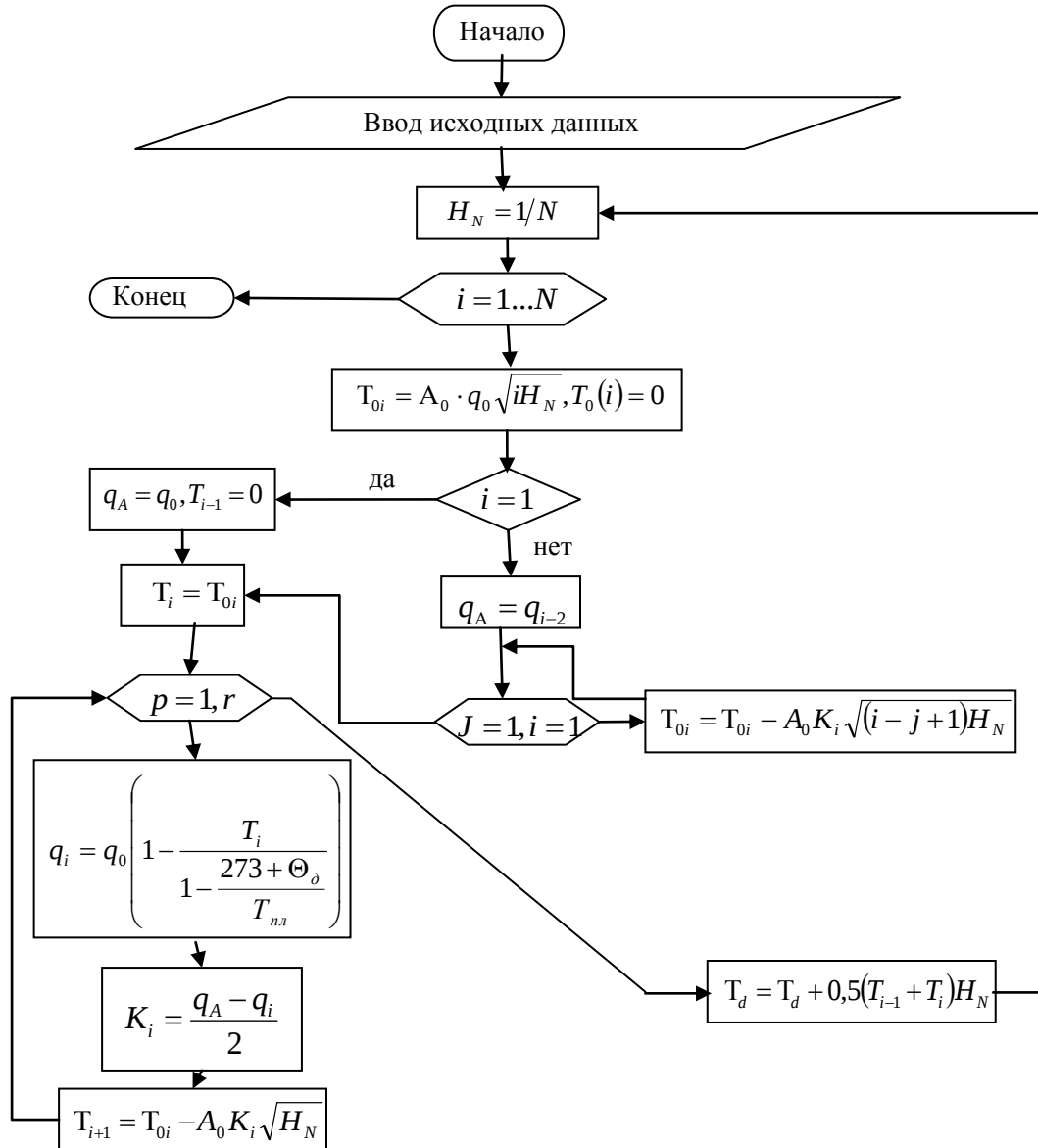


Рис. 3.17. Алгоритм расчета температуры и предела текучести на передней поверхности инструмента [33]

Повторяя цикл вычислений r раз, получаем последующие приближения температуры на пластической длине контакта.

Затем повторяется цикл вычислений по формулам

$$T_{0i} = A_0 q_0 \sqrt{i H_N} - A_0 q_{1p} \sqrt{i H_N}, \quad (3.21)$$

$$q_{11} = q_0 \left(1 - \frac{T_{i,p-1}}{1 - \frac{273 + \Theta_\delta}{T_{nl}}} \right)^{B_q}, \quad K_{i,p} = \frac{q_A - q_{i,p}}{2}. \quad (3.22)$$

Уточнение температуры в конце i -го интервала достигается путем итераций по формулам (3.21- 3.22) с введением дополнительного стока

теплоты. В результате определится распределение температуры на участке длины контакта.

3.3.2 Численные методы решения дифференциального уравнения теплопроводности

В связи с развитием вычислительной техники все более широкое применение при описании тепловых процессов в технологической системе находят численные методы решения дифференциального уравнения теплопроводности.

$$\frac{\partial \theta}{\partial \tau} = \omega \cdot \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right), \quad (3.23)$$

где $\omega = \frac{\lambda}{c\rho}$ – коэффициент температуропроводности вещества, м²/с,

В своей основе они являются приближенными методами интегрирования дифференциальных уравнений. Эти методы позволяют учесть больше особенностей конкретного процесса, чем при аналитическом подходе, поскольку не связаны с чисто математическими трудностями, возникающими при аналитических способах решения. Особенно они актуальны для решения задач расчета температуры при несвободном резании, где их применение позволяет учесть геометрические параметры инструмента, зависимости теплофизических характеристик тел, участвующих в теплообмене, контактных нагрузок, величины зоны пластической деформации, скорости движения элементарных объемов срезаемого слоя.

При решении задач технологической теплофизики применяют методы конечных разностей и конечных элементов [38, 36].

Методы численного решения дифференциального уравнения теплопроводности основаны на замене истинных значений производных, входящих в уравнение (3.23), приближенными значениями в некоторых точках, называемых узлами. Узлы являются центрами элементов конечной длины, на которые разбивается твердое тело, участвующее в теплообмене.

При методе конечных разностей тела разбиваются на одинаковые элементы, что вызывает для сложных случаев теплообмена большой объем вычислительной работы, так что процесс счета оказывается очень длительным. Метод конечных элементов (МКЭ) учитывает тот факт, что в любой конкретной задаче разные участки представляют для теории и практики различный интерес.

Контактные площадки на передней и задней поверхностях лезвия должны быть изучены с большей степенью детализации, чем удаленные участки. То есть разбиты на более мелкие элементы. При этом могут быть использованы элементарные объемы, различные не только по величине, но и по конфигурации.

Уравнение энергетического баланса для квазистационарного поля, которое описывает процесс распространения теплоты при резании, имеет следующий вид [36]:

$$A + Q = 0, \quad (3.24)$$

где $A = \left(\lambda_x \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \lambda_y \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \lambda_z \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right)$; $\lambda_x, \lambda_y, \lambda_z$ – коэффициенты теплопроводности соответственно по осям x, y, z ; Q – мощность внутренних источников теплоты.

Уравнение (3.23) может быть решено путем нахождения минимума функционала.

$$\chi(\theta) = \int_V 0,5(2(Q - A)\theta) dV + \int_{S_q} q\theta dS + \int_{S_h} h(0,5\theta^2 - \theta\theta_\infty) dS. \quad (3.25)$$

При этом задаются граничные условия: на верхней границе S_T распространения теплоты известна температура $\theta = \theta_S$; на участках S_q , через которые идут потоки теплоты в инструмент, стружку и заготовку $\lambda \frac{\partial \theta}{\partial p} = -q$ (закон Фурье), где q – тепловой поток в направлении нормали

p ; на участках S_h контакта с окружающей средой $K \frac{\partial \theta}{\partial p} = h\theta_\infty$, где h – коэффициент теплоотдачи поверхности S_h ; θ_∞ – температура окружающей среды.

Для нахождения минимума функционала зону резания разбивают на конечные тетраэдральные элементы. Разбитую таким образом зону можно описать информационными массивами-векторами координат узлов элементов и матрицей номеров узлов, связанных в элемент. Внутри каждого элемента температура θ определяется через узловые значения $[\theta]^e$ с помощью функций формы $N = [N_i, N_j, N_l, N_m]$, линейного тетраэдрального элемента следующим образом: $\theta = [N][\theta]^e = \sum_{i=1}^n N_i T_i$, где $[N]$ – матрица функции формы; n – число узлов в элементе. Температурное поле всей области определяется через узловые значения температуры θ_i , которые обеспечивают минимум функционалу (3.25)

$$\frac{\partial \chi}{\partial \theta_i} = \sum_e \frac{\partial \chi^e}{\partial T_i} = 0 \quad (3.26)$$

Общий алгоритм описания тепловых процессов методом конечных элементов состоит из следующих основных этапов:

- схематизация формы тела, источников тепловыделения и граничных условий, расчет итоговых плотностей теплового потока;
- разбиение схематизированного тела на элементы;
- конкретизация вида функционала, соответствующего дифференциальному уравнению теплопроводности и граничным условиям;
- определение численных значений температур в узловых точках тела путем решения системы уравнений с помощью ЭВМ.

Для решения дифференциального уравнения теплопроводности задают граничные условия, которые бывают нескольких видов. Граничные условия первого рода задают в виде распределения температуры на поверхности тела, а второго рода – в виде распределения плотности теплового потока для каждой точки поверхности. Учитывая сложную геометрию режущего инструмента при несвободном резании на первом этапе расчета температуры необходимо произвести расчет итоговых плотностей теплового потока, которые образуются в результате действия нескольких источников образования тепла. Здесь нужно определить величину источников тепловыделения, их форму и скорость перемещения тел, участвующих в теплообмене.

В отличие от свободного резания, при несвободном обработке производится закругленным лезвием с использованием части вспомогательной режущей кромки (см. п.2.1). Так как в результате того, что в каждом сечении, взятом в направлении схода стружки, действуют источники тепловыделения различной интенсивности (рис. 3.18), то и расчет итоговых плотностей q_1 и q_2 нужно производить дифференцированно, т. е. производить их вычисления в каждом сечении отдельно. Причем, при определении итоговых плотностей в сечениях, произведенных в направлении схода, безразмерные величины, определяющие отношение ширины контактной площадки к длине контакта по передней и задней поверхностям $\eta_1 = b/l_n$ и $\eta_2 = b/l_3$, в каждом сечении необходимо принимать усредненно.

Расчет температурных полей проведем на примере продольного течения вала диаметром 120 мм из Стали 45 ($\sigma_T=360\text{МПа}$) резцом с четырехгранной сменной пластиной из твердого сплава T5K10 SPGN 16 05 08 по ГОСТ19044-80 со скоростью резания $V=100\text{ м/мин}$.

Теплофизические характеристики, необходимые для расчета: «Сталь 45», $\lambda_o=40,2\text{ Вт/(м}^\circ\text{C)}$, $\omega_o=0,08\times10^4\text{ м}^2/\text{с}$; T5K10 $\lambda_u=38,5\text{ Вт/(м}^\circ\text{C)}$, $\omega_u=0,144\times10^4\text{ м}^2/\text{с}$.

Характеристики, сопутствующие процессу резания, для расчета итоговых плотностей теплового потока возьмем раздела 2.5

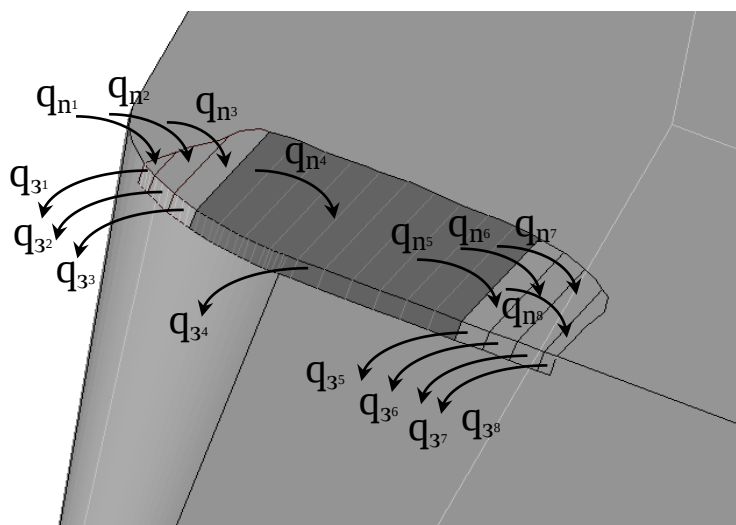


Рис. 3.18. Направление тепловых потоков при несвободном резании

В таблице 2.3 рассмотрен пример расчета контактных напряжений для условий несвободного резания, где контактная площадка была разбита на четыре характерных сечения. Для каждого сечения был произведен расчет плотностей тепловых потоков q_1 и q_2 (табл. 3.2)

Расчетные значения плотностей теплового потока в сечениях Таблица 3.2

Итоговые плотности теплового потока, кВт/м ²	Сечение			
	А-А	Б-Б	В-В	Г-Г
q_1	10972,21	7616,607	7033,447	7068,617
q_2	-26881,062	-18370,690	-16674,575	-17385,533

В связи с тем, что нас интересует распределение температуры на поверхностях СМП, то дальнейший расчет температурных полей наиболее целесообразно проводить методом конечных элементов. Метод позволяет учесть максимально возможное количество геометрических особенностей объекта, его конструкцию и материал. Расчет этим методом требует больших объемов математических вычислений, поэтому реализуется на персональном компьютере. Существует ряд пакетов программ, реализующих алгоритм вычислений МКЭ, одной из которых является программа «ANSYS DesignSpace». Она позволяет с необходимой точностью вычислений рассчитывать температуру как на поверхности, так и внутри твердотельной модели, разбитой на конечные элемен-

ты при заданных теплофизических характеристиках материала и граничных условиях.

В твердотельной модели резца (рис. 3.19) на режущей пластине отображены контактирующие со стружкой площадки, которые были разделены на сечения в соответствии с произведенными ранее расчетами по определению контактных напряжений и плотностей теплового потока. На каждую из частей площадок приложены с учетом знака величины плотностей теплового потока q_{1i} и q_{2i} . Построенная модель разбивалась на конечные элементы (рис. 3.19) и производился расчет температурных полей.

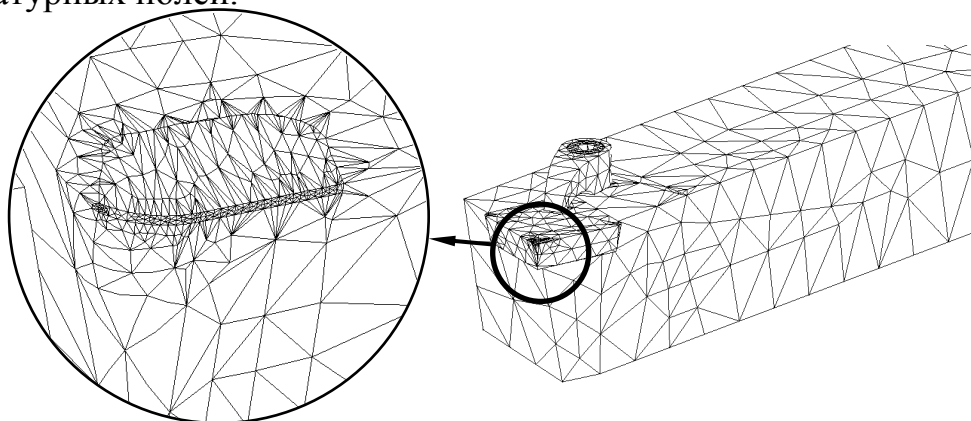


Рис. 3.19. Модель токарного резца со сменной многогранной пластиной, разбитая на тетраэдральные конечные элементы

На рис. 3.20 показано температурное поле на рабочих поверхностях режущей пластины. Из расчетов следует, что изотермические линии на задней и передней поверхностях при несвободном резании имеют сложный неравномерный характер.

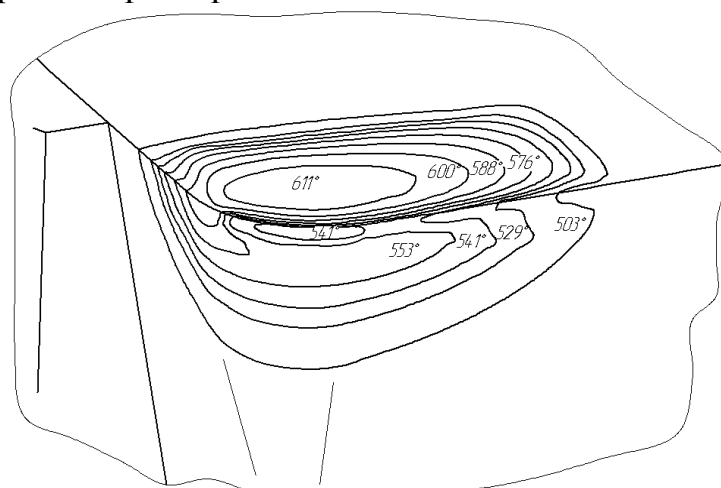


Рис. 3.20. Пример расчета температурного поля на контактных поверхностях режущей пластины при несвободном резании: «Сталь 45» – Т5К10; $r=0,8\text{ мм}$; $\alpha=11^\circ$; $\gamma=0^\circ$; $\varphi=45^\circ$; $V=100\text{ м/мин}$; $S=0,26\text{ мм/об}$; $t=1,2\text{ мм}$

Так изотермическая линия на передней поверхности 588° имеет вид плавной эллипсоидной кривой, но по мере приближения ее к вспомогательной режущей кромке она меняет форму и переходит на заднюю поверхность режущей части пластины. Аналогичная картина наблюдается с изотермическими линиями температур 576° и 553° , но здесь изотермы проходят с большей глубиной распространения на заднюю поверхность инструмента. Чем ниже температура, тем более равномерно проходит кривая изотермы на поверхностях режущей пластины. Так как модель объемная, то в программе нетрудно получить сечения режущего клина для наиболее полного представления распределения температуры внутри лезвия.

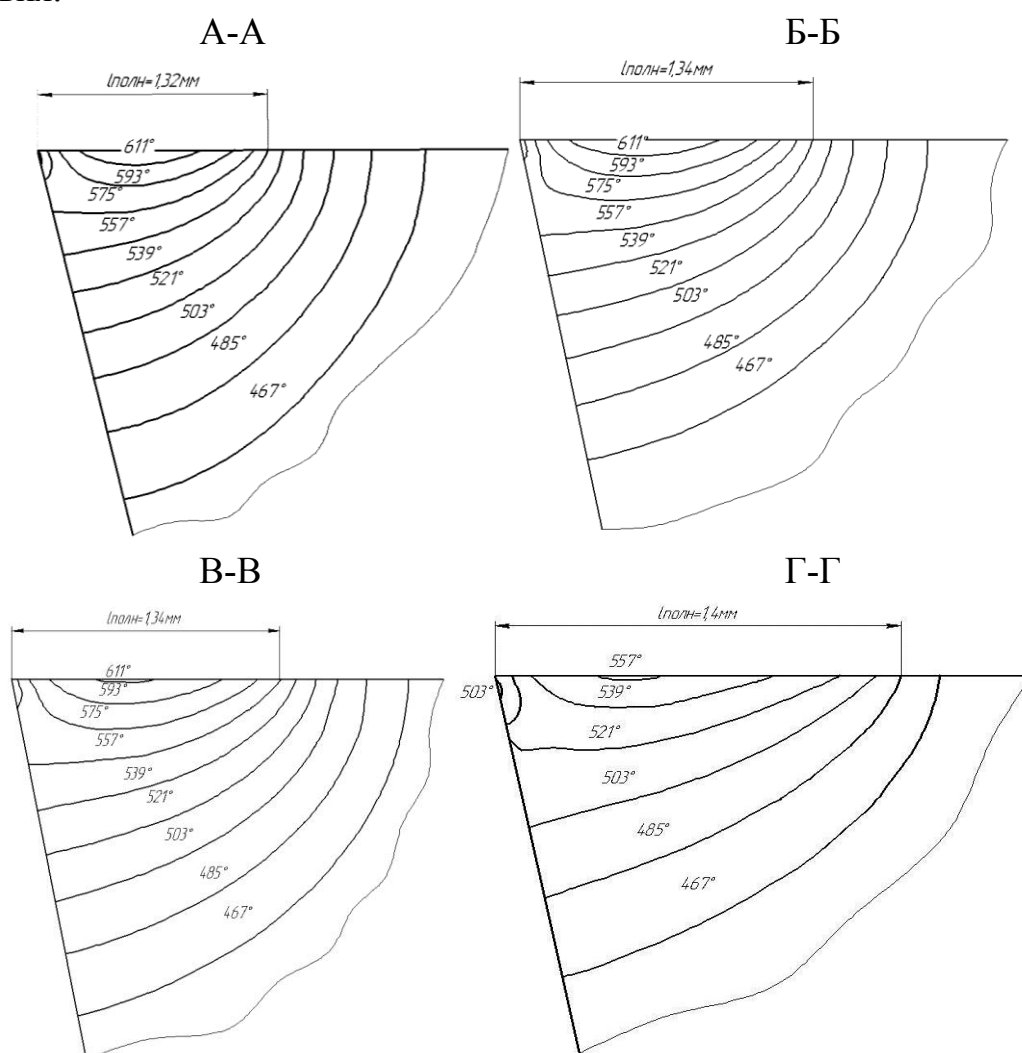


Рис. 3.21 Распределение температуры в сечениях режущей пластины в направлении схода стружки: «Сталь45» - T5K10; $r=0,8\text{ мм}$; $\alpha=11^{\circ}$; $\gamma=0^{\circ}$; $\varphi=45^{\circ}$; $V=100\text{ м/мин}$; $S=0,26\text{ мм/об}$; $t=1,2\text{ мм}$.

На рис. 3.21 показано распределение температуры в режущем клине для заданных сечений. В результате того, что каждое сечение имеет различную длину контакта со стружкой, а также угол заострения режущего клина на радиусном участке, наблюдается различное распределение кривых изотерм по ширине контакта. На рис. 3.22 показано изменение температуры вдоль режущей кромки в виде развернутой линии, построенной относительно вершины радиусного участка режущей кромки, для рассмотренных выше условий. Здесь же показан вид в плане сменной многогранной пластины с построенными на поверхности изотермическими линиями. Для удобства восприятия, направление оси температуры задано вниз. Утолщенной линией показана температура рабочего участка режущей кромки, а тонкой значение температуры на нерабочей части вспомогательной режущей кромки. Температура вдоль режущей кромки имеет непостоянное значение. При перемещении вдоль режущей кромки справа налево, значение температуры увеличивается примерно до середины главной режущей кромки, затем температура стабилизируется на радиусном участке главной режущей кромки. Далее наблюдается повышение температуры на нерабочем участке вспомогательной режущей кромки. Наибольшее значение расчетной температуры наблюдаются на радиусном участке вспомогательной режущей кромки, что соответствует характеру износа задних поверхностей на этом участке. Это указывает на то, что для снижения интенсивности изнашивания задней поверхности на этом участке необходимо обеспечить снижение температуры.

Явление переменной температуры вдоль режущей кромки можно объяснить тем, что при несвободном резании на вспомогательной режущей кромке сказывается близость площадки нагрева передней поверхности и отсутствие стока теплоты на участке вспомогательной режущей кромки. Изменение температуры вдоль режущей кромки связано, прежде всего, с направлением распространения итогового теплового потока, формирующегося в результате совместного взаимодействия источников теплоты, в зависимости геометрических особенностей твердого тела, в котором происходит распределение температуры. Все это позволяет сделать предварительный вывод о том, что для перераспределения тепловых потоков вдоль режущей кромки необходимо изменять угол заострения β режущего клина на различных участках. Угол заострения можно изменять путем подбора заднего угла α , переднего угла γ или сочетанием обоих путей.

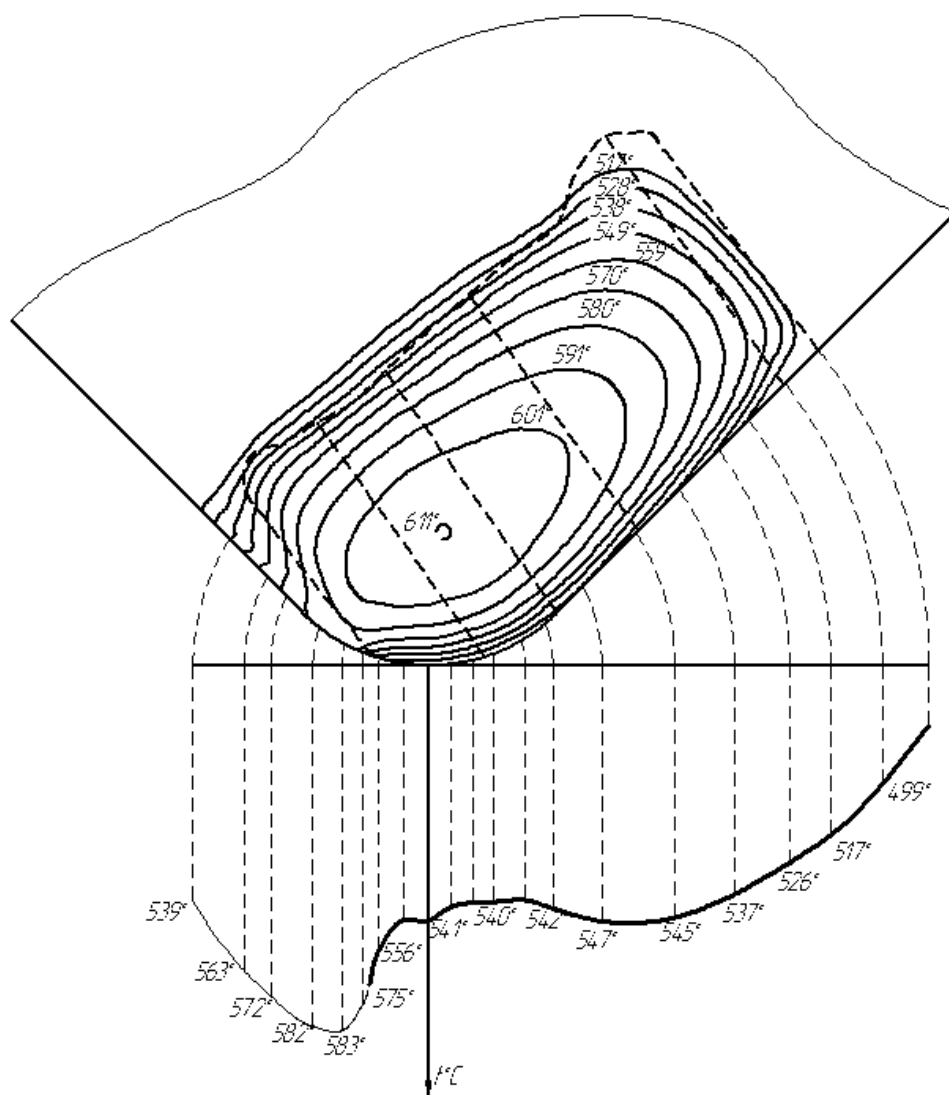


Рис. 3.22. Изменение температуры вдоль режущей кромки, рассчитанное для условий: «Сталь45» - T5K10; $r=0,8\text{ мм}$; $\alpha=11^\circ$; $\gamma=0^\circ$; $\varphi=45^\circ$; $V=100\text{ м/мин}$; $S=0,26\text{ мм/об}$; $t=1,2\text{ мм}$.

Аналогичные расчеты по определению температуры вдоль режущей кромки были произведены для разных сочетаний обрабатываемых и инструментальных материалов, имеющих различные теплофизические характеристики. Режимы резания, величина усадки и форма контактных площадок во всех случаях принималась одинаковой.

В качестве примера на рис 3.23 показаны результаты расчетов температуры вдоль режущей кромки при обработке: Сталь20 – $\lambda=39,7\text{ Вт/(м}^\circ\text{C)}$, Сталь 45 – $\lambda=40,2\text{ Вт/(м}^\circ\text{C)}$, Сталь 40X – $\lambda=33,9\text{ Вт/(м}^\circ\text{C)}$, Сталь 30ХГС – $\lambda=36\text{ Вт/(м}^\circ\text{C)}$.

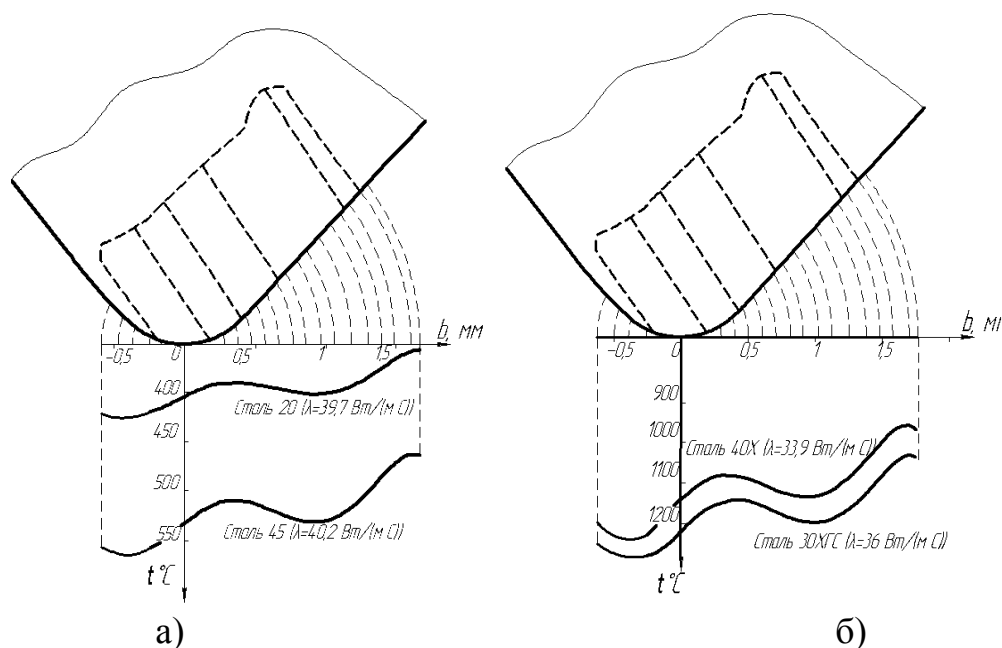


Рис. 3.23. Изменение температуры вдоль режущей кромки при обработке различных обрабатываемых материалов: T5K10, $\alpha=10^\circ$; $\gamma=0^\circ$; $\varphi=45^\circ$; $V=100$ м/мин; $S=0,26$ мм/об; $t=1,6$ мм.

По результатам этих расчетов можно сделать вывод о том, что коэффициент теплопроводности λ оказывает меньшее влияние на величину температуры вдоль режущей кромки, чем механические характеристики материала. Определенной зависимости влияния этого параметра на общий уровень температуры не выявлено. В случае же температурных расчетов с одним обрабатываемым материалом и различными марками инструментального материала коэффициент теплопроводности значительно влияет на уровень температуры. Для этих расчетов были выбраны следующие марки твердого сплава: BK8 – $\lambda=54,4$ Вт/(м $^\circ$ C); T5K10 – $\lambda=38,5$ Вт/(м $^\circ$ C), T14K8 – $\lambda=33,9$ Вт/(м $^\circ$ C), T15K6 – $\lambda=27,2$ Вт/(м $^\circ$ C), T30K4 – $\lambda=23,8$ Вт/(м $^\circ$ C). Из графиков (рис. 3.25) видно, что с увеличением коэффициента теплопроводности инструментального материала температура на режущей кромке уменьшается, но характер изменения температуры вдоль режущей кромки остается постоянным.

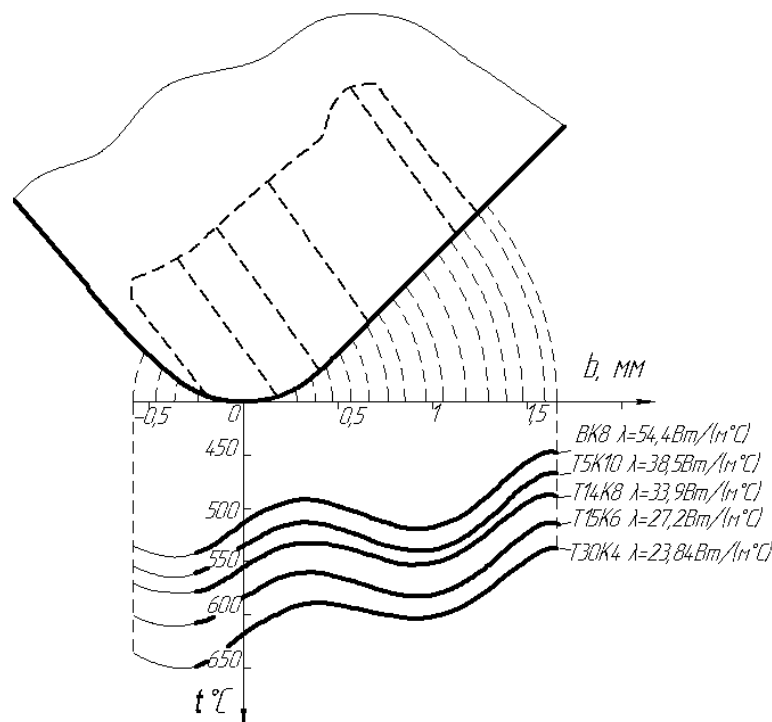


Рис. 3.24. Изменение температуры вдоль режущей кромки при обработке «Стали 45» различными инструментальными материалами: $\alpha=10^\circ$; $\gamma=0^\circ$; $\varphi=45^\circ$; $V=100$ м/мин; $S=0,26$ мм/об; $t=1,6$ мм

По алгоритмам (рис. 1.16 и 1.17), были произведены расчеты температуры по длине контакта с передней поверхностью и по фаске износа на задней поверхности для условий несвободного точения «Стали 45» инструментом из T5K10 при тех же условиях (рис. 3.24 и 3.25).

Из графика рис. 3.26 видно, что существенное влияние на форму кривой температуры на фаске износа вносит толщина заторможенного слоя.

Так как методика этих расчетов не позволяет определить итоговые плотности теплового потока на поверхностях инструмента, то, для того, чтобы получить распределение температуры вдоль режущей кромки, необходимо решить задачу распределения температуры для несвободного резания в два этапа.

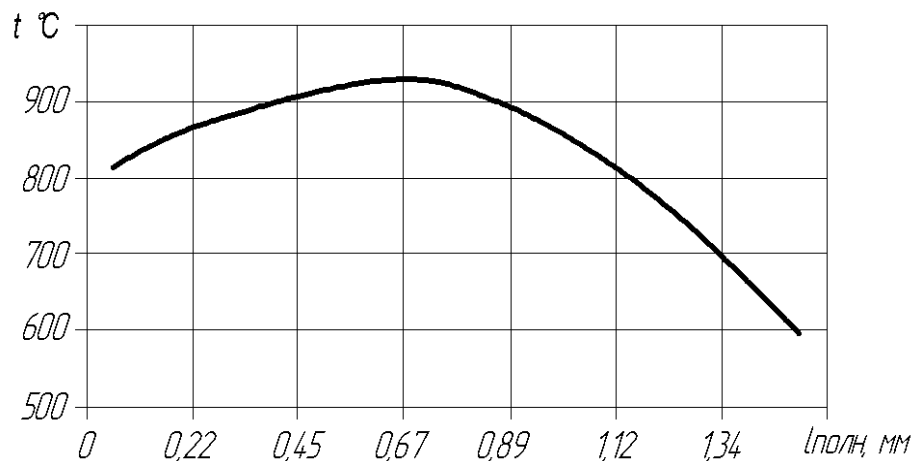


Рис. 3.25. Изменение температуры на передней поверхности для условий: «Сталь45» - T5K10; $r=0,8\text{ мм}$; $\alpha=11^\circ$; $\gamma=0^\circ$; $\varphi=45^\circ$; $V=100\text{ м/мин}$; $S=0,26\text{ мм/об}$; $t=1,2\text{ мм}$

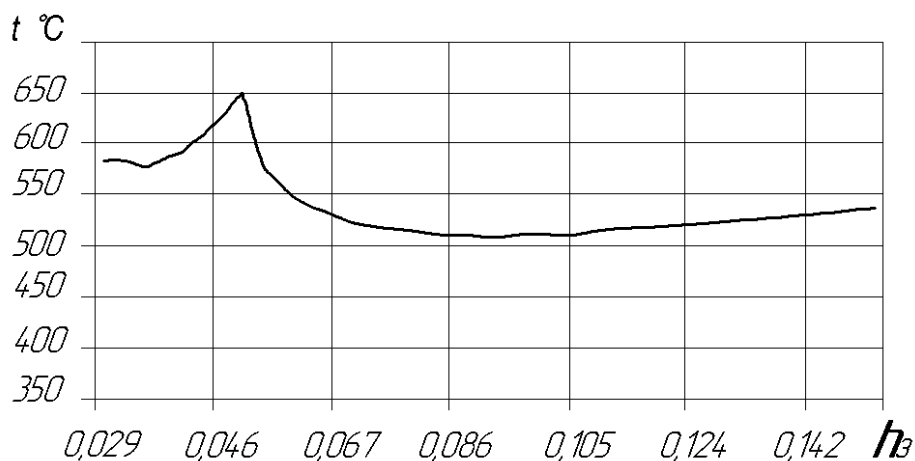


Рис. 3.26. Изменение температуры на задней поверхности для условий: «Сталь45» - T5K10; $r=0,8\text{ мм}$; $\alpha=11^\circ$; $\gamma=0^\circ$; $\varphi=45^\circ$; $V=100\text{ м/мин}$; $S=0,26\text{ мм/об}$; $t=1,2\text{ мм}$

На первом этапе находятся итоговые плотности теплового потока на контактных поверхностях методом конечных элементов. В данном случае известно распределение температуры на передней и задней поверхностях в одном сечении (рис. 3.25 и 3.26). Следовательно, задавая граничные условия первого рода (температуру в точках сечения на модели), можно определить итоговые плотности тепловых потоков в этом сечении. Затем, применив на модели граничные условия второго рода расставив итоговые плотности теплового потока на всех контактных площадках.

Для тех же условий резания были рассчитаны средние итоговые плотности теплового потока на контактных площадках: средняя плотность теплового потока передней поверхности $q_1=1,41 \times 10^7\text{ Вт/м}^2$, на

задней поверхности – $q_2 = -3,34 \times 10^7 \text{ Вт/м}^2$. После чего, распределив тепловые потоки на контактные площадки, было получено распределение температуры на всей поверхности режущей пластины рис. 3.27.

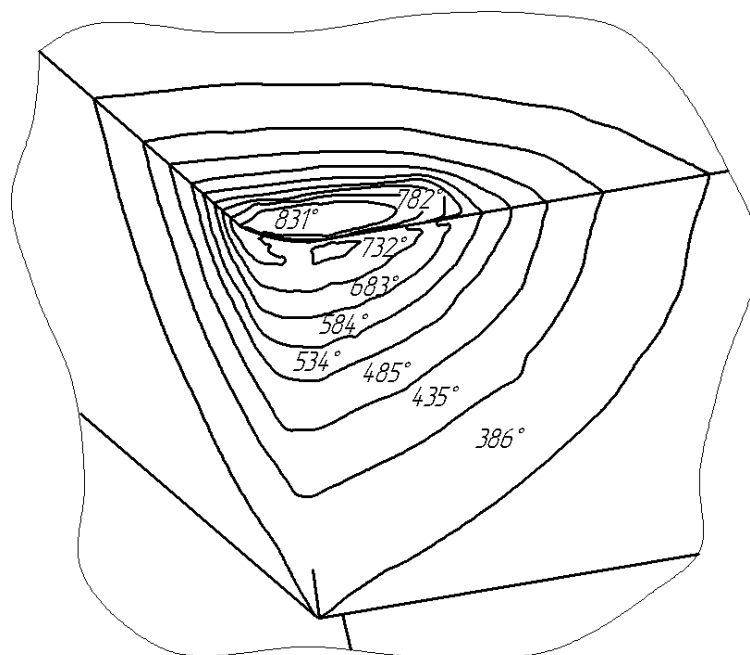


Рис. 3.27. Распределение температуры при несвободном резании, полученное методом конечных элементов с использованием итоговых тепловых потоков, рассчитанных по методике [33]

Из построенного температурного поля видно, что, несмотря на некоторую разницу в уровне температур, ее распределение вдоль режущей кромки идентично предыдущим расчетам.

3.4 Совершенствование инструмента на основе теплофизического анализа

С изменением формы и геометрических параметров рабочей части инструмента происходит перераспределение источников теплообразования в зоне механической обработки, что ведет к изменению интенсивности и направления потоков, обеспечивающих отвод теплоты через инструмент.

Известно [39, 40, 24, 12], что передний угол γ оказывает существенное влияние на составляющие силы резания и, следовательно, на интенсивность источников теплообразования в зоне резания. При увеличении γ сила резания и относительный сдвиг в зоне стружкообразования уменьшаются, снижается интенсивность тепловых источников, эк-

вивалентных работе деформации и работе трения по передней поверхности инструмента. Поскольку угол γ одновременно влияет на усадку стружки и длину контакта по передней поверхности, постольку интенсивность источников изменяется не прямо пропорционально углу резания, и, следовательно, учет этих явлений при теплофизических расчетах является сложной математической задачей.

Задний угол инструмента α также влияет на способность последнего отводить теплоту из зоны резания. При увеличении α и заданном значении переднего угла, угол заострения инструмента β уменьшается. Это тормозит теплоотвод в тело инструмента, но одновременно облегчает переток теплоты от площадки контакта на передней поверхности резца к площадке контакта на задней его поверхности и далее в массу обрабатываемой детали. Различное влияние α на теплообразование и теплоотвод приводит к тому, что в конкретных случаях имеется возможность установить значения переднего и заднего углов, соответствующее оптимальной температуре θ . При этом, естественно, теплофизические расчеты не исчерпывают всех требований к оптимизации геометрии инструмента, поскольку они не касаются проблем прочности режущего клина, шероховатости обработанной поверхности и других не менее важных условий, необходимых для обеспечения технологических требований к операции. Если другие требования выполняются, то всегда надо стремиться к оптимальному соотношению переднего и заднего углов, полученному на основании теплофизических расчетов [32, 27, 26].

С другой стороны, размеры контактных площадок на рабочих поверхностях инструмента также оказывают существенное влияние на тепловые явления при механической обработке материалов. Исследования показывают [41, 42, 43], что наибольшая температура на поверхности соприкосновения острого резца со стружкой находится на расстоянии $(0,4..0,5)$ длины контакта, отсчитываемой от режущей кромки. Поэтому уменьшение длины контакта между стружкой и резцом приводит к снижению температуры и уменьшению размеров области прогрева режущего клина [28].

Искусственное укорочение передней поверхности инструмента снижает силу резания и усадку стружки, что, в свою очередь, приводит к уменьшению тепловыделения в зоне резания. С другой стороны, теплоотвод в тело инструмента при укорочении передней поверхности затрудняется в связи с удалением из режущего клина части металла для образования канавки.

Температура передней и задней поверхностей ограничивает режимы резания, допускаемые формоустойчивостью и износостойкостью режущего инструмента. Роль температуры передней поверхности воз-

растает при увеличении толщины срезаемого слоя и уменьшении переднего угла.

С точки зрения теплофизики процесса, на передней поверхности резца целесообразно делать канавки возможно меньшей глубины [27]. Размеры и форма канавки при этом должны обеспечивать свободный сход стружки, без ее вторичного контакта с передней поверхностью инструмента.

Автор [24] заменил плоскую переднюю поверхность криволинейной формой с упрочняющей и стабилизирующей фасками и стружкозаживающей плоскостью, что позволило при той же предельной температуре на передней поверхности увеличить величину подачи вдвое.

Если стойкость инструмента в большей мере определяется износом его задней поверхности, то имеет смысл заранее ограничивать длину контакта этой поверхности с деталью.

Стабилизация температуры при работе инструментами с укороченной задней поверхностью приводит к тому, что радиальный износ такого резца нарастает медленнее, чем резца с плоской задней гранью, а стойкость инструмента увеличивается, что позволяет поддерживать стабильность размеров детали более длительное время. Оптимальная длина, до которой производится укорочение площадки контакта по задней поверхности резца при точении, должна быть различной в разных условиях и увеличиваться с ужесточением режима резания [27].

В случае, когда температура задней поверхности меньше температуры передней, обрабатываемая деталь служит охладителем для инструмента. При больших размерах заготовки увеличение теплоотвода из инструмента в заготовку не приносит особого вреда. Но в этом случае имеется возможность существенно улучшить температурный режим в режущей части инструмента. Одним из методов интенсификации теплоотвода в деталь является создание на инструменте малонагруженных теплоотводящих кромок. Такие кромки, снимая небольшой слой материала, незначительно увеличивают общее количество теплоты, образующейся при резании. Вместе с тем, соприкасаясь с деталью, они способствуют активному теплоотводу из инструмента в ее массу [44].

Теплофизический анализ [28] показывает, что по мере увеличения отношения длины малонагруженной кромки q_3 к подаче S (рис. 3.28) интенсивность теплоотвода из режущего клина в деталь возрастает, особенно резко при $b_1 < 2S$. Отвод теплоты по вспомогательной кромке q_3 почти не влияет на интенсивность теплопередачи от стружки в инструмент q_1 , но снижает интенсивность подвода теплоты к главной задней поверхности q_2 , а следовательно, температуру и износ последней, особенно вблизи вершины резца. При больших длинах малонагружен-

ных кромок ($b_1 > 2S$) возможно, однако, слишком большое повышение температуры на вспомогательной задней поверхности и концентрация износа на этом участке инструмента.

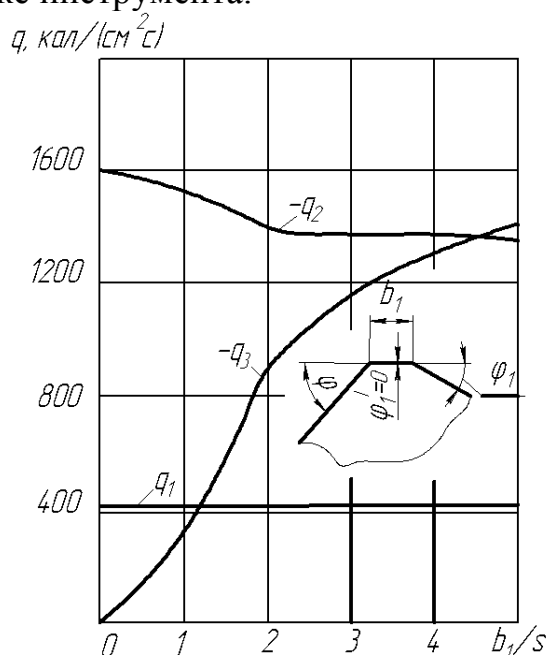


Рис. 3.28. Зависимость интенсивности тепловых потоков через инструмент от отношения $b_1:S$ при точении: (обрабатываемый материал – сталь ШХ15, резец из сплава Т14К8, $V = 60$ м/мин, $t = 3,5$ мм, $S = 0,31$ мм/об) [28]

В ряде случаев на задних поверхностях инструментов, не имеющих малонагруженных теплоотводящих кромок, целесообразно создавать малые теплоотводящие фаски с задним углом, близким к 0° , тем более, что это не только улучшает теплообмен, но и содействует снижению вибраций при резании. Размер таких фасок в зависимости от режима работы, свойств режущего и обрабатываемого материалов, назначения и геометрии инструмента может находиться в пределах 0,03–0,15 мм.

Кушнер В.С. в работе [14] считает, что неравномерность износа задних поверхностей при несвободном резании зависит от соотношения радиуса закругления вершины к подаче. Неравномерность износа задних поверхностей уменьшается при уменьшении действительных углов в плане в окрестности вершины на участке $(1,5-2,0) \cdot S$, а при больших подачах переходно-зачищающую кромку он предлагает заменять прямоугольной.

Прежде чем предложить конкретные пути совершенствования конструкций режущих инструментов на основе теплофизического анализа, необходимо рассмотреть проблему износа лезвия при несвободном резании.

ГЛАВА 4. ИЗНАШИВАНИЕ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ ПРИ НЕСВОБОДНОМ РЕЗАНИИ

Изнашивание инструментов изучается в основном двумя путями. Первый путь связан с выявлением физической природы процесса трения и износа (адгезионный, диффузионный и др.), а второй – с экспериментальным определением закономерностей изменения величины износа задних поверхностей лезвия в зависимости от условий резания. В то же время существует промежуточная сфера исследования, связанная с изменением формы и размеров изнашивающихся поверхностей в течение всего жизненного цикла инструмента. Развитие этого направления может, на наш взгляд, связать теорию трения со стойкостными зависимостями (кривыми Тейлора), так как, во-первых, величина максимального износа $h_{z\max}$ определяется совокупностью изменений топографии износа лезвия, а во-вторых, износ в каждой точке трущейся поверхности определяется физикой протекания процесса.

Наряду со спецификой физических явлений в процессе трения, режущие инструменты обладают своими особенностями внешнего вида изношенного лезвия, отличающими их от других пар трения. В общем случае при черновой и получистовой обработке изнашиваются как задняя, так и передняя поверхности лезвия. На рис. 4.1. показаны топографии изношенных поверхностей сборных резцов со сменными многогранными пластинами при обработке сталей и серых чугунов, построенные на основе обобщения результатов многочисленных микрометрических измерений [49].

При обработке сталей, дающих сливную стружку (рис. 4.1, а), на передней поверхности образуется лунка износа шириной $a_{\text{л}}$, длиной $b_{\text{л}}$ и глубиной $h_{\text{л}}$, а на задней – фаска износа переменной высоты h_3 . По мере исчерпания режущей способности СМП в зонах *A* и *B* (см. 4.1, а) происходит разрушение режущей кромки вследствие крайне неравномерного напряженного состояния инструментального материала (здесь нагруженные стружкой и заготовкой объемы соседствуют с ненагруженными) и наличия упрочнения обрабатываемой (зона *A*) и обработанной (зона *B*) поверхностей. В результате этих процессов на передней поверхности стружка образует локальные борозды («сигарообразный» износ), на фаске износа задней поверхности возникают соответствующие им длинные «языки» износа, вершина лезвия ослабляется и инструмент выходит из строя путем, как правило, скола лезвия по направлению *AB* (показано на рис. 4.1, а волнистой линией).

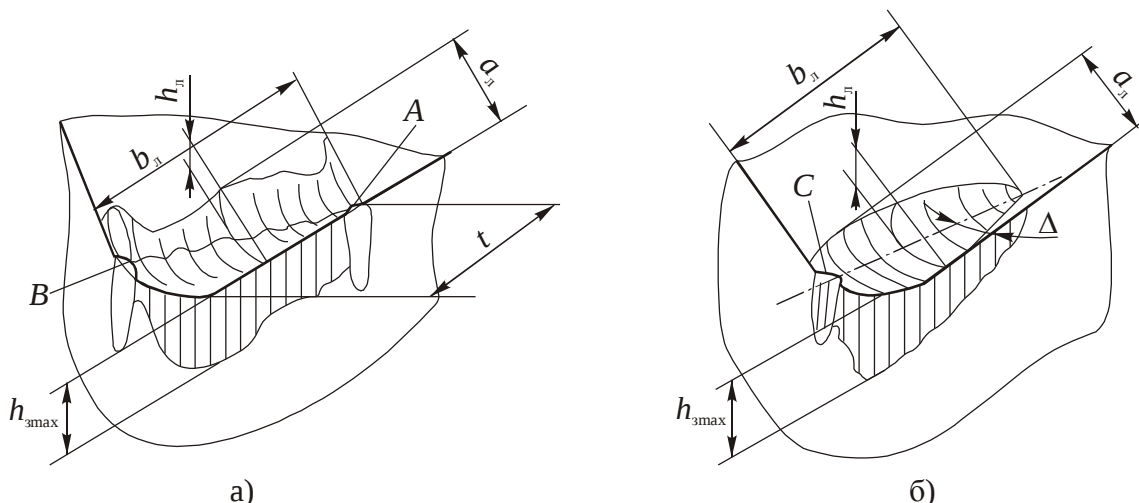


Рис.4.1. Топография износа резцов с твердосплавными СМП при обработке: а - углеродистых сталей; б - серых чугунов

В отличие от этого стружка надлома, образующаяся при обработке серого чугуна, вырабатывает на передней поверхности СМП симметричную лунку (рис. 4.1, б). В месте выхода оси лунки на вспомогательную кромку (зона С) в определенный момент резания также происходит разрушение режущей кромки и опускание («осыпание») вершины лезвия, которое постепенно распространяется на радиусную и главную режущую кромку. Скола не происходит, а образуется новое лезвие, которое продолжает работать.

При чистовой обработке с большими скоростями резания и малыми сечениями среза в основном изнашивается задняя поверхность лезвия. В ряде случаев наблюдается увеличение радиуса округления лезвия.

4.1 Дифференциальное уравнение изнашивания режущих инструментов

В первую очередь, на наш взгляд, необходимо отметить, что износ режущих инструментов существенно отличается от изнашивания в сопряжениях деталей машин, а именно:

- в трении при резании участвуют не два, а три тела (заготовка, стружка и инструмент), перемещающиеся друг относительно друга с разными скоростями. Если скорость трения между задней поверхностью лезвия и поверхностью резания заготовки равна скорости резания, то скорость трения между подрезцовою стороной стружки и передней поверхностью меньше в ξ раз, где ξ – коэффициент усадки стружки;
- исходная поверхность трения на лезвии со своей шероховатостью и физико-механическими свойствами, как правило, удаляется в первый

же период приработки, и в дальнейшем происходит трение и изнашивание подповерхностных слоёв инструментального материала с существенным изменением топографии текущей поверхности трения;

- контакт между стружкой и заготовкой, с одной стороны, и лезвием инструмента – с другой, не упругий, а упруго-пластический, и на каждом участке закономерности этого контакта различны. Поэтому понятие о коэффициенте трения при резании, как константе этого контакта, не имеет смысла.

- на рабочих площадках лезвия существует значительный градиент контактных напряжений (от нуля до сотен МПа) и контактных температур (до 1000 °С). Причём размеры этих площадок при современных режимах скоростной обработки не превышают нескольких квадратных миллиметров;

- при резании материалов происходит трение между лезвием и ювенильными поверхностями стружки и заготовки, на которых отсутствуют окисные плёнки и адсорбированные из атмосферы слои.

Отмеченные выше особенности определяют всю сложность явлений, происходящих в процессе резания на контактных поверхностях РИ. Так, на рис.4.2 показан пример изменения топографии износа лезвия сборного резца со сменной многогранной пластиной (СМП), полученный путём микрометрических измерений, профилографирования и фотографирования при обтачивании серого чугуна [49].

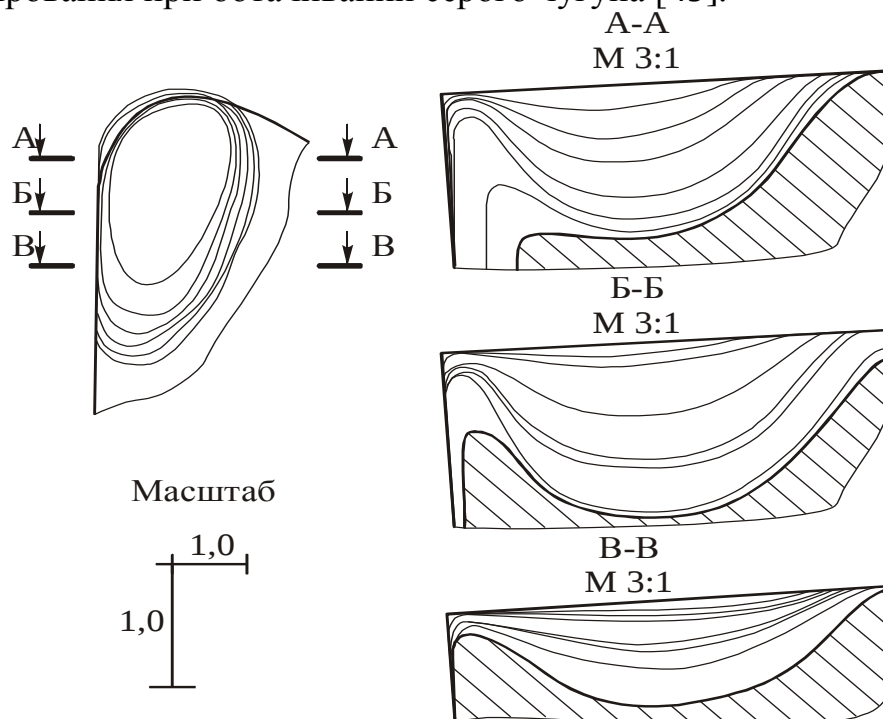


Рис.4.2. Топография износа режущей части РИ: СЧ 25 - ВК6; резец с трехгранной СМП, $\varphi=90^\circ$; $V=1,3$ м/с; $t=2$ мм; $S=0,5$ мм/об

Из него следует, что по мере изнашивания глубина и ширина лунки износа на передней поверхности увеличиваются. Затем в сечениях, близких к вершине резца, со стороны вспомогательного лезвия начинается опускание режущей кромки, а место расположения максимальной глубины лунки приближается к ней. Это приводит к тому, что лунка приобретает форму уступа (см. сечение А - А).

Описанный процесс постепенно распространяется в направлении от вершины вдоль лунки, и таким образом образуется новое режущие лезвие. При этом изменение переднего угла лунки в зависимости от времени резания носит экстремальный характер. К определенному моменту времени, разному для различных сечений, лунка и передний угол на ней увеличиваются до такой степени, что исходная режущая кромка уже не может выдерживать действующих силовых и тепловых нагрузок, происходит ее выкрошивание и образование новой кромки, которое сопровождается уменьшением величины переднего угла.

При обработке сталей [49] описанная выше картина ещё более усложняется образованием по бокам лунки глубоких проточин (так называемый «сигарообразный» износ) и сопутствующих им языков износа на задних поверхностях лезвия, а также существенным влиянием застойной зоны или нароста.

Как следует из изложенного, даже если оставить в стороне физическую природу изнашивания режущих инструментов [50], мы имеем сложную картину изменения геометрии режущей части вследствие её износа в процессе несвободного резания. Это изменение не может не оказывать влияния на исходные эпюры распределения контактных нагрузок. Попытаемся дать расчетную картину взаимосвязи контактных напряжений с топографией износа режущей части.

На рис. 4.3 показано нагружение режущего клина с плоской передней поверхностью и передним углом $\gamma = 0$ контактными напряжениями, распределенными по закону треугольника для нормальных σ_0^n и по параболе для касательных τ_0^n напряжений [46]

$$\begin{aligned}\sigma_0^n &= \sigma_m^n(1-m); \\ \tau_0^n &= 4\tau_m^n m(1-m),\end{aligned}\tag{4.1}$$

где $m = y/\ell_n$; $0 < m < 1$; ℓ_n — длина силового контакта стружки с передней поверхностью; σ_m^n и τ_m^n — максимальные величины соответственно нормальных и касательных контактных напряжений на передней поверхности.

По истечении определенного промежутка времени t_1 на задней поверхности образуется фаска износа величиной $h_{з1}$, а на передней — лунка

с профилем $h_{л1}$ (рис. 4.3). Величина этого износа в общем случае пропорциональна пути скольжения и удельной силе давления [48]. Согласно отмеченному выше, контактное взаимодействие стружки с передней поверхностью инструмента нельзя оценивать величиной коэффициента трения, поэтому целесообразно связать величину износа непосредственно с касательными напряжениями на площадке контакта.

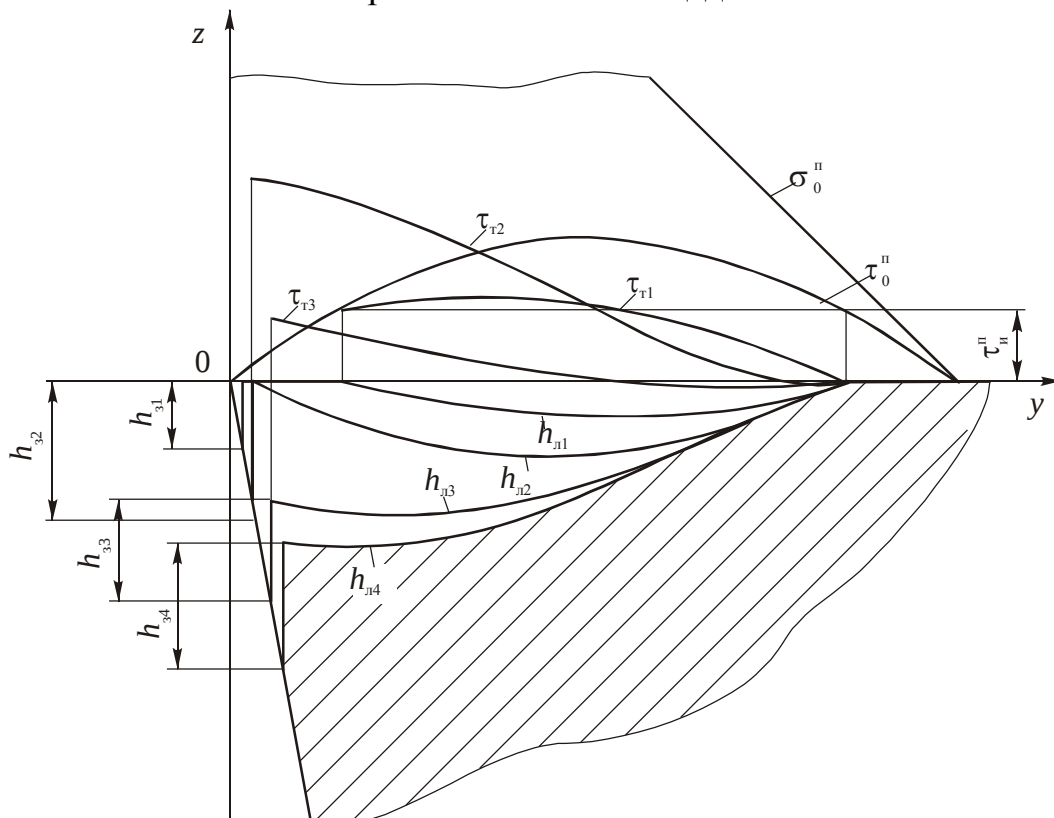


Рис 4.3. Взаимовлияние износа передней поверхности и контактных напряжений: $\sigma_m^n = 1000$ МПа; $\tau_m^n = 200$ МПа; $\tau_{ш}^n = 100$ МПа; $n = 0,05$; $\ell_{\Pi} = 2$ мм; $\chi = 10^{-3}$ мм/МПа

Примем в первом приближении, что при постоянной скорости трения в нормальном к трущейся поверхности направлении величина износа (глубина лунки) для конкретной материальной точки передней поверхности прямо пропорциональна величине действующего в ней касательного напряжения τ^n , то есть

$$h_{ли} = \chi \cdot \tau_i^n, \quad (4.2)$$

где χ – некоторая функция, определяющая износостойкость инструментального материала в i -той точке, не зависящая от τ^n (линейная интенсивность изнашивания), мм/МПа.

Заметим, что величина коэффициента χ , задающего скорость изнашивания, определяется физической природой явлений, протекающих в зоне трения между стружкой и передней поверхностью. Примем в дальнейшем, что для заданного инструментального материала $\chi = \text{const}$ для всех точек передней поверхности и механизм износа не зависит от условий обработки.

Как видно на рис. 4.2 (вид сверху), заметное углубление лунки начинается не по всей поверхности силового контакта стружки, а с некоторого порогового значения касательных нагрузок τ_{ii}^n , определяющего начало интенсивного лункообразования. С учетом этого факта выражение (4.2) можно записать в виде

$$h_{ii} = \chi(\tau_{ii}^n - \tau_n^n), \quad (4.3)$$

а первоначальный профиль лунки примет форму параболы, противоположной по знаку исходной эпюре τ_0^n согласно уравнению

$$z = -4h_{im} y(1 - y/\ell_n)/\ell_n = -4h_{im} m(1 - m), \quad (4.4)$$

где $h_{im} = \chi(\tau_m^n - \tau_n^n)$ – максимальная глубина лунки.

Искажение лункой плоской опорной поверхности стружки вызывает перераспределение исходных касательных нагрузок и одновременно приводит к тому, что исходные нормальные нагрузки начинают вносить свой вклад в формирование нормальных и касательных к поверхности лунки контактных напряжений в соответствии со следующими выражениями для i -той точки [46]:

$$\begin{aligned} \tau_i^n &= \tau_0^n \cos \gamma_i + \sigma_0^n \sin \gamma_i; \\ \sigma_i^n &= -\tau_0^n \sin \gamma_i + \sigma_0^n \cos \gamma_i, \end{aligned} \quad (4.5)$$

где γ_i – передний угол в рассматриваемой точке лунки (угол между касательной к профилю лунки и осью y).

При переходе от точки к кривой профиля лунки учитывая, что $\gamma = -\arctg z'$, где z' – производная профиля, получим следующие уравнения для определения касательных τ_T^n и нормальных σ_T^n контактных напряжений на изношенной к моменту времени t_1 передней поверхности (начальной поверхности лунки)

$$\begin{aligned} \tau_T^n &= (\tau_0^n - \sigma_0^n z')/\sqrt{1 + z'^2}; \\ \sigma_T^n &= (\tau_0^n z' - \sigma_0^n)/\sqrt{1 + z'^2}. \end{aligned} \quad (4.6)$$

Выражение для z' получим из (4.4)

$$z' = -4h_{im}(1 - 2y/\ell_n)/\ell_n = -4n(1 - 2m), \quad (4.7)$$

где $n = h_{im}/\ell_n$ – относительная глубина лунки.

Согласно экспериментальным данным [49], передний угол у левого края лунки не превышает $\pi/4$, поэтому $0 < n < 0,25$.

Подставив (4.7) в (4.6), имеем

$$\tau_{\tau}^n = 4(1-m) \left[\tau_m^n m + \sigma_m^n n(1-2m) \right] / \sqrt{1-16n^2(1-2m)^2}; \quad (4.8)$$

$$\sigma_{\tau}^n = (1-m) \left[\sigma_m^n - 16\tau_m^n m \cdot n(1-2m) \right] / \sqrt{1-16n^2(1-2m)^2}. \quad (4.9)$$

Расчеты показывают, что в соответствии с этими выражениями касательные напряжения возрастают по сравнению с исходными на участке $0 < m < 0,5$ и наоборот, уменьшаются при $0,5 < m < 1$. Нормальные напряжения ведут себя обратным образом. На рис. 4.3 построена рассчитанная по (4.8) эпюра касательных нагрузок $\tau_{\tau 1}$ к моменту времени t_1 . В дальнейшем именно она определяет величину износа передней поверхности. Особенность этой кривой связана с резким скачком напряжений трения у левого края лунки с профилем $h_{л1}$. В соответствии с (4.2) прирост износа здесь будет наибольшим, и поэтому лунка будет развиваться как по глубине, так и приближаться к вершине режущей части, в то время как правый её конец развивается значительно медленнее. Это полностью согласуется с представленными на рис. 4.1 экспериментальными данными.

Отметим далее, что если величина износа в i -той точке лунки задается значением касательных напряжений, то направление износа в ней необходимо определять по нормали к профилю лунки. Поэтому напряжения на рис. 4.3 и профили лунки в дальнейших периодах изнашивания строились графоаналитическим методом по точкам. Суть его заключается в том, что в каждой точке лунки проводится нормаль к контуру и на ней откладывается величина износа, пропорциональная касательному напряжению в данной точке. Полученные точки образуют новый профиль лунки. Определяя значения переднего угла в точках этого профиля, по формулам (4.5) рассчитываются значения касательных напряжений и строится их новая эпюра.

Одновременный с лункообразованием износ задней поверхности сужает диапазон изменения относительной координаты m в связи с размерным износом режущего клина в рассматриваемом сечении, то есть $m_p < m < 1$, где $m_p = h_p / \ell_n$, а $h_p = h_3 \operatorname{tg} \alpha / (1 - \sin \gamma \operatorname{tg} \alpha)$ – размерный износ.

Через определенный промежуток времени резания в момент t_2 износы передней и задней поверхностей сомкнутся. Этому соответствует кривая лунки $h_{л2}$ и фаска износа величиной h_{32} (рис. 4.3). Эпюра касательных напряжений $\tau_{\tau 2}$, соответствующая этому случаю приобретает треугольный вид со значительным максимумом на вершине, что приво-

дит к быстрому износу и опусканию левого края лунки вместе с режущей кромкой. В соответствии с (4.9) нормальные нагрузки в этой области лунки до момента времени t_2 монотонно снижаются, а их направления поворачиваются в сторону задней поверхности. Последнее может привести к выкрошиванию, микросколу и даже к макросколу режущей части в момент начала опускания вершины. После опускания вершины в момент времени t_3 имеем профиль лунки $h_{л3}$, величину материального износа задней поверхности $h_{зз}$ и соответствующее им распределение касательных напряжений $\tau_{т3}$ (рис. 4.3). Последнее сохраняет треугольный характер, но максимальная величина нагрузок резко уменьшилась. В конечном итоге лунка приобретает форму уступа $h_{л4}$, на котором присутствует минимальное трение. Очевидно, что этот профиль полностью затормаживает прирезцовый слой стружки, которая образуется уже целиком за счет внутреннего трения в слоях обрабатываемого материала. В этих условиях износ трением передней поверхности прекращается, но цена этого – полностью изношенная режущая часть.

При обработке вязких материалов большую роль играют застойные явления на передней поверхности, изменяющие характер износа режущей части. Заторможенный прирезцовый слой стружки у вершины препятствует приближению лунки к режущей кромке. Пик контактных напряжений у левого края лунки гасится за счет продвижения заторможенного слоя по дну лунки вправо. Поэтому при обработке сталей лунка износа растет в основном в глубину. Одновременно с этим согласно (4.9) нормальные напряжения разворачиваются в сторону задней поверхности. В какой-то момент времени они уже не могут быть уравновешены нормальными контактными напряжениями на фаске износа и происходит скол режущей части. Причину выхода инструмента из строя здесь следует искать в низкой прочности изношенного режущего клина.

Рассмотренная выше динамика взаимодействия износа режущей части с контактными напряжениями позволяет предположить, что режущая часть инструмента изнашивается таким образом, чтобы перераспределить исходные контактные нагрузки в благоприятном направлении, снижающим их величину и делающим их более равномерными. Происходит своего рода самоорганизация процесса износа РИ. Однако такое изменение формы либо уменьшает прочность режущей части, либо приводит к недопустимому повышению силы и температуры резания. Изложенная методика расчета топографии износа РИ подтверждена экспериментально в работе [52].

Рассмотрим теперь общий случай расчетной оценки износа режущей части. Г.И. Грановский [53] обосновал положение о том, что износ

РИ по массе пропорционален работе сил трения. Исходя из этого, примем, что приращение износа по массе пропорционально приращению работы силы трения

$$\Delta M = I \cdot F \cdot \Delta L, \quad (4.10)$$

где F – сила трения на элементарной площадке; ΔL – приращение пути трения между стружкой или заготовкой и лезвием; I – интенсивность изнашивания по массе, имеющая размерность кг/Н·м.

Заметим, что величина I в (4.10), задающая скорость изнашивания пары «обрабатываемый металл-инструментальный материал», определяется не только физической природой трения, но и температурой нагрева инструментального материала в рассматриваемой точке поверхности.

Для элементарного объема лезвия, прилегающего к поверхности трения, имеем

$$\Delta M = \rho \cdot \Delta x \cdot \Delta y \cdot \Delta z; \quad (4.11)$$

$$F = \tau \cdot \Delta x \cdot \Delta y, \quad (4.12)$$

где ρ – плотность инструментального материала; τ – среднее касательное напряжение трения.

Подставив (11) и (12) в (10), имеем:

$$\rho \cdot \Delta z = I \cdot \tau \cdot \Delta L. \quad (4.13)$$

Поделим обе части (13) на приращение времени Δt

$$\frac{\Delta z}{\Delta t} = \frac{I}{\rho} \cdot \tau \cdot V, \quad (4.14)$$

где через V обозначена скорость трения на элементарном участке.

В уравнении (14) $\Delta z / \Delta t$ представляет собой приращение линейного износа поверхности трения в рассматриваемой точке, измеренного в направлении оси z , которое может не совпадать с нормалью к поверхности трения. В общем случае мы имеем сложный профиль участка передней поверхности под стружкой или криволинейный профиль лунки износа (см. рис. 4.1). Если обозначить через Δh приращение линейного износа по нормали к трущейся поверхности лезвия, то для плоской схемы имеем

$$\Delta z = \frac{\Delta h}{\sqrt{1 + (z')^2}}. \quad (4.15)$$

Изменение формы передней поверхности вследствие местного износа вызывает перераспределение исходных касательных контактных напряжений согласно формулам (4.6). Подставив (4.6) и (4.15) в (4.14), получим:

$$\frac{\Delta h}{\Delta t} = \frac{I}{\rho} \cdot (\tau_0 - \sigma_0 \cdot z') \cdot V. \quad (4.16)$$

Если перейти к трёхмерной задаче, то можно записать дифференциальное уравнение изнашивания трущихся поверхностей лезвия в следующем виде:

$$\frac{\partial h(x, y, z)}{\partial t} = \frac{1}{\rho} \cdot I(x, y, z) \cdot [\tau_0(x, y, z) - \sigma_0(x, y, z) \cdot z'(x, y)] \cdot V(x, y, z). \quad (4.17)$$

В этом выражении, как и в дифференциальном уравнении теплопроводности, износ определяется в четырёхмерном пространстве (x, y, z, t) с тем отличием, что интенсивность изнашивания, контактные напряжения и скорость трения распределены не в объёме тела, а на трущихся поверхностях режущей части.

Интегрируя (4.17), получим формулу для расчета линейного износа лезвия на момент времени t_0 :

$$h = \frac{1}{\rho} \cdot \int_0^{t_0} I \cdot (\tau_0 - \sigma_0 \cdot z') \cdot V \cdot dt. \quad (4.18)$$

Проанализируем (4.18). Если принять, что на задней поверхности лезвия скорость трения равна скорости резания, а на передней она отличается на величину усадки стружки ξ , то получим следующие выражения для расчета величины интегрального линейного износа:

$$\text{– на задней поверхности} \quad h_3 = \frac{V}{\rho} \int_0^{t_0} I \cdot (\tau_0 - \sigma_0 \cdot z') \cdot dt; \quad (4.19)$$

$$\text{– на передней поверхности} \quad h_{\text{п}} = \frac{V}{\xi \cdot \rho} \int_0^{t_0} I \cdot (\tau_0 - \sigma_0 \cdot z') \cdot dt. \quad (4.20)$$

Если допустить, что интенсивность изнашивания не зависит от времени трения (установившийся теплообмен), то износ передней поверхности будет определяться лишь закономерностями перераспределения контактных напряжений по мере изнашивания

$$h_{\text{п}}(x, y, z) = \frac{V \cdot I(x, y, z)}{\xi \cdot \rho} \cdot \int_0^{t_0} [\tau_0(x, y, z) - \sigma_0(x, y, z) \cdot z'(x, y)] dt. \quad (4.21)$$

Формулы (4.17) – (4.21) составляют теоретическую основу для расчета топографии изношенных поверхностей лезвия численными методами. Эти расчеты показывают [52], что лезвие в процессе изнашивания изменяет свою форму и размеры таким образом, чтобы снизить неравномерность исходных силовых и тепловых контактных нагрузок и обеспечить тем самым равномерное изнашивание во всех точках поверхности трения.

4.2. Обеспечение равномерного изнашивания лезвия инструмента

Известно [54], что придание лезвию инструмента на стадии изготовления формы так называемого «естественного» износа в ряде случаев дает положительный эффект по износостойкости. Это обусловлено равномерным изнашиванием такого рода лезвия в процессе эксплуатации. Согласно изложенной концепции равномерный износ передней поверхности будет иметь место в случае постоянства касательных контактных напряжений. Для (4.6) это требование примет вид

$$(\tau_0^n - \sigma_0^n z') / \sqrt{1 + z'^2} = \text{const}, \quad (4.22)$$

или с учетом (1)

$$(1 - m)(4\tau_m^n \cdot m - \sigma_m^n \cdot z') / \sqrt{1 + z'^2} = \text{const}. \quad (4.23)$$

Для трапецеидального закона распределения касательных контактных напряжений выражения (1) имеют вид [4]

$$\sigma^n = \sigma_m^n \left(1 - \frac{y_2}{\ell_n} \right); \quad (4.24)$$

$$\tau^n = \begin{cases} \tau_m^n, & 0 \leq y_2 \leq \ell_{\text{пл}}; \\ \frac{\tau_m^n}{\ell_n - \ell_{\text{пл}}} (\ell_n - \ell_2), & \ell_{\text{пл}} < y_2 < \ell_n, \end{cases} \quad (4.25)$$

На передней поверхности по мере изнашивания происходит перераспределение касательных контактных напряжений согласно формул (4.6). Если подставить в них выражения (4.24) и (4.25) для исходных контактных напряжений и потребовать $\tau = \text{const}$ во всех точках профиля передней поверхности, то получим по участкам

$$0 \leq y_2 \leq \ell_{\text{пл}} \quad \frac{\tau_m^n - \sigma_m^n \cdot \left(1 - \frac{y_2}{\ell_n} \right) \cdot z'}{\sqrt{1 + (z')^2}} = \text{const}; \quad (4.26)$$

$$\ell_{\text{пл}} < y_2 \leq \ell_n \quad \frac{\tau_m^n \cdot \frac{\ell_n - y_2}{\ell_n - \ell_{\text{пл}}} - \sigma_m^n \cdot \left(1 - \frac{y_2}{\ell_n} \right) \cdot z'}{\sqrt{1 + (z')^2}} = \text{const}. \quad (4.27)$$

Преобразуем (26) и (27), приняв $\ell_{\text{пл}} = 0,5 \cdot \ell_n$ и введя безразмерную величину $m = y / \ell_n$. В результате получим

$$0 \leq m \leq 0,5 \quad \frac{\tau_m^n - \sigma_m^n \cdot (1 - m) \cdot z'}{\sqrt{1 + (z')^2}} = \text{const}; \quad (4.28)$$

$$0,5 < m \leq 1 \quad \frac{(1 - m) \cdot (2\tau_m^n - \sigma_m^n \cdot z')}{\sqrt{1 + (z')^2}} = \text{const}. \quad (4.29)$$

Формулы (4.23), (4.28) и (4.29) представляют собой условия равномерного изнашивания передней поверхности или условие самозатачивания режущего клина в дифференциальной форме. Решение этих дифференциальных уравнений в общем случае приводит к вычислению эллиптических интегралов и в явном виде существует, когда правая его часть равна нулю. Так, приняв $m = 0$ при $z = 0$, из (4.23) получим выражение

$$z = 2\tau_m^n \cdot m^2 / \sigma_m, \quad (4.30)$$

которое описывает параболу, обеспечивающую в рассматриваемом сечении режущей части $\tau_{\Pi} = 0$. В соответствии с вышерассмотренным это условие выполняется за счет полного торможения прирезцового слоя срезаемой стружки. Однако подобная форма сечений передней поверхности затрудняет процесс стружкообразования. Поэтому необходимо в правую часть (4.23) подставлять то значение касательных контактных напряжений, которое обеспечивает скольжение стружки по передней поверхности.

На рис. 4.4 представлены закономерности изменения переднего угла на линии контакта стружки для различных значений τ_{Π} , а на рис. 4.5 – соответствующие профили сечений передней поверхности, обеспечивающие условия самозатачивания. Из них следует, что на вершине режущей части всегда должно выполняться условие $\gamma \geq 0$. Кривая $\tau_{\Pi} = 0$ соответствует уравнению (4.30). В конце контакта стружки оптимальный профиль претерпевает резкие изменения и передняя поверхность здесь должна иметь форму ступеньки.

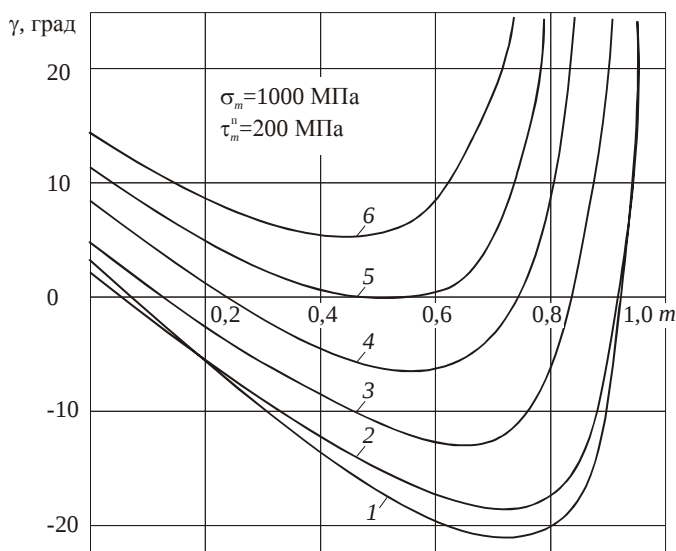


Рис.4.4. Изменение переднего угла на длине контакта стружки с передней поверхностью равного износа при касательных напряжениях:

1 – 0 МПа; 2 – 50 МПа; 3 – 100 МПа; 4 – 150 МПа; 5 – 200 МПа; 6 – 250 МПа

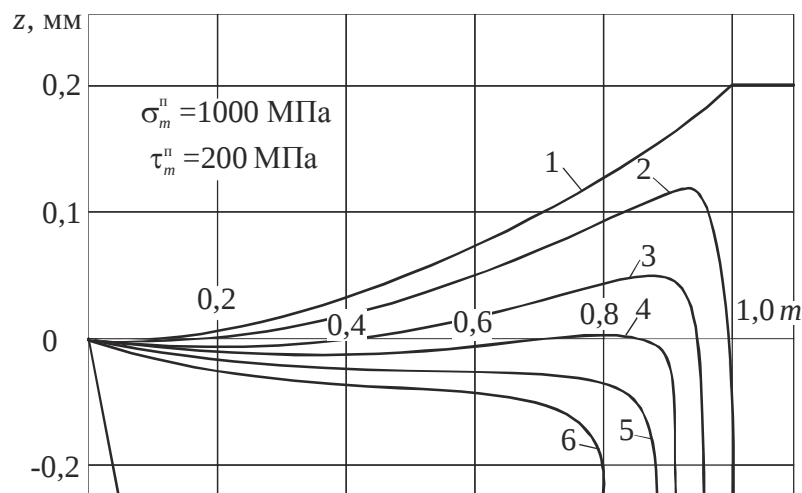


Рис.4.5. Профили передней поверхности, обеспечивающие ее равномерное изнашивание. Задаваемые касательные напряжения: 1 – 0 МПа; 2 – 50 МПа; 3 – 100 МПа; 4 – 150 МПа; 5 – 200 МПа; 6 – 250 МПа

Следует отметить, что полученные профили построены в зависимости от безразмерной координаты $m = y/\ell_n$. При несвободном резании величина ℓ_n является переменной, и поэтому здесь в каждом сечении профиль самозатачивающейся передней поверхности в размерных координатах zOy будет разным. Дополнительное изменение профилей, представленных на рис. 4.5, связано с тем, что по краям пятна силового контакта будет изменяться соотношение между параметрами распределения контактных нагрузок σ_m и τ_m^II . Эти соображения легли в основу построения представленной на рис. 4.6 формы оптимального с точки зрения равномерного износа участка передней поверхности СМП. Из него видно, что при несвободном резании форма передней поверхности на пятне контакта со стружкой, обеспечивающая режим самозатачивания, имеет сложную топографию, для построения которой необходимо наряду с численными расчетами использовать компьютерное моделирование.

Кроме того, изложенная методика оптимизации формы передней поверхности по критерию равномерного изнашивания свидетельствует о том, что для каждого конкретного сочетания геометрических и режимных параметров процесса резания существует лишь один оптимальный проект. Поэтому попытки создания широкоуниверсальной формы режущей части нельзя признать перспективными.

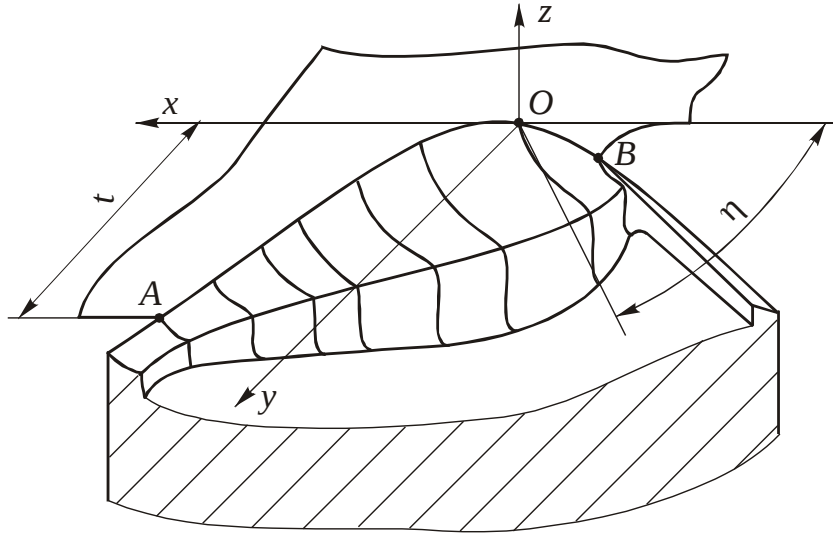


Рис.4.6 Форма передней поверхности при несвободном резании, обеспечивающая режим самозатачивания

Условия получения одинакового в каждый момент времени износа задней поверхности можно вывести из выражения (4.19), приняв в нем независимым от времени резания подынтегральное выражение для всех точек рабочей части режущей кромки. Тогда имеем

$$h_3 = \frac{V}{\rho} \cdot I \cdot (\tau_0 - \sigma_0 \cdot z') \cdot t_0. \quad (4.31)$$

Учитывая, что для задней поверхности $z' = \operatorname{tg} \alpha$, можно записать условие равномерного изнашивания задней поверхности лезвия РИ в виде

$$I \cdot (\tau_0 - \sigma_0 \cdot \operatorname{tg} \alpha) = \frac{h_3 \cdot \rho}{V \cdot t_0} = \operatorname{const}. \quad (4.32)$$

Если предположить, что интенсивность изнашивания I и контактные напряжения не меняются на всей фаске износа, то получим тривиальное решение $\operatorname{tg} \alpha = \operatorname{const}$, то есть износ задней поверхности будет равномерным, если задний угол на лезвии будет иметь одно и то же значение. Следует отметить, что не все РИ отвечают этому требованию. Так, например, на радиусной части задней поверхности сборных инструментов с СМП это условие обычно не выполняется. При несвободном резании величины I , σ_0 и τ_0 переменны вследствие неравномерного нагрева и различных условий силового нагружения отдельных участков задней поверхности и поэтому обеспечение условия (4.32) требует более сложных решений.

Вторым по значимости фактором, влияющим на равномерность фаски износа задней поверхности, для изотропного инструментального материала является степень нагрева трущихся участков задней поверх-

ности, которая изменяет интенсивность изнашивания. В работе [55], для условий несвободного косоугольного резания с закругленной вершиной были проведены расчеты температурных полей как на передней, так и на задней поверхностях лезвия. Они содержали следующие этапы: определение направления схода стружки по передней поверхности; построение зон пластичности в сечениях, параллельных сходу стружки, расчет компонент внутренних напряжений внутри и на границах зон пластических деформаций стружки; расчет контактных напряжений на передней и задней поверхностях режущего клина в каждом сечении; расчет итоговых тепловых потоков в тело лезвия и расчет температуры на контактных площадках. Один из примеров решения этой задачи показан на рис. 3.22. Если рассмотреть кривую распределения температуры лезвия вдоль режущей кромки (рис. 3.22), то можно констатировать, что она изменяется по довольно сложной зависимости. На вспомогательном участке режущей кромки наблюдается пик температуры и небольшой ее максимум приходится примерно на середину главной режущей кромки. При сравнении этих данных с распределением величины фаски износа просматривается явная корреляция между распределением температуры и износа задних поверхностей. Характерно, что, как показали расчеты и результаты экспериментов, полученные методом термокрасок [55], форма температурной кривой вдоль режущей кромки не зависит как от марки обрабатываемого, так и инструментального материала.

Представленные данные свидетельствуют о том, что для повышения равномерности износа задних поверхностей РИ необходимо изменять геометрию лезвия таким образом, чтобы в местах повышенной температуры увеличивался теплоотвод за счет изменения угла заострения клина. Второй путь решения задачи равномерного изнашивания задних поверхностей связан с селективным изменением триботехнических и теплофизических характеристик как инструментального материала, так и его поверхности. Эти решения приводят к разнообразным оптимальным с рассматриваемой точки зрения проектам режущей части инструмента, но требуют разработки новых технологий упрочнения поверхностного слоя инструментальных материалов.

Анализ литературных источников показал, что наиболее эффективным способом регулирования температуры вдоль режущей кромки, в данном случае, является изменение геометрических параметров режущего клина. Т.е. необходимо придать СМП, такую форму, при которой угол заострения в каждом сечении, сделанном в направлении предполагаемого схода стружки был переменный.

4.3. Конструирование СМП с уменьшенным диапазоном температуры вдоль режущей кромки путем управления формой задней поверхности

В основе управления формой задней поверхности лежит принцип постоянства угла заострения режущего клина в параллельных направлении схода стружки сечениях.

В качестве исходной была взята стандартная четырехгранная СМП (обозначение по ГОСТ19044-80 SPGN 16 05 08) с плоской передней поверхностью, с задним углом $\alpha=11^\circ$ диаметром описанной окружности 16 мм, толщиной 4,9 мм и радиусом при вершине $r=0,8$ мм.

В точке, лежащей на прямолинейном участке режущей кромки производилось сечение пластины в направлении предполагаемого схода стружки. Полученное сечение является исходным контуром (рис. 4.7).

Следующий этап проектирования заключался в копировании и параллельном смещении исходного контура вдоль радиусного участка режущей кромки. В результате получен ряд линий задней поверхности, которые будут являться образующими для новой задней поверхности.

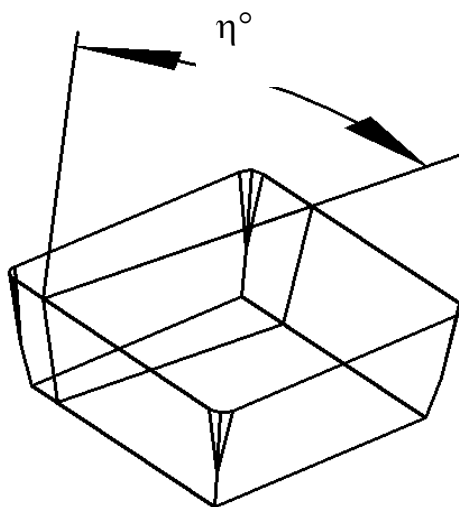


Рис. 4.7. Сечение пластины в направлении схода

После этого создается поверхность, где в качестве образующих линий используются линии задней грани исходного контура, верхней направляющей линией является режущая кромка, а нижней – контур, состоящий из нескольких элементов (рис. 4.8): 1- прямолинейный участок, параллельный главной режущей кромке, 2 – радиусный участок, полученный при смещении исходного контура и 3 - прямолинейный участок, соединяющий участки 1 и 2. Полученную поверхность копируем и поворачиваем так, чтобы получилась четырехгранная пластина.

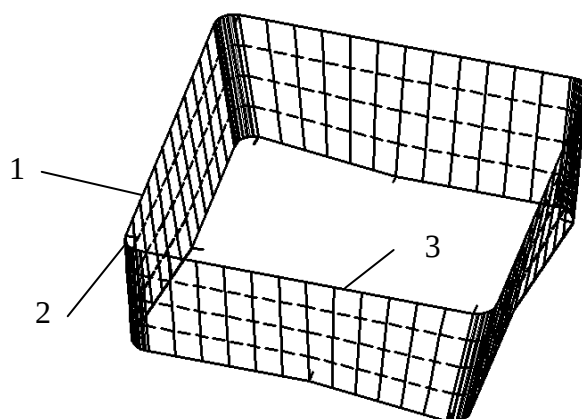


Рис. 4.8. Сетчатый каркас модели СМП

Для создания твердотельной модели необходимо построить твердотельную заготовку, габаритные размеры по длине и ширине которой превышают размеры сконструированного сетчатого каркаса пластины и высотой равной высоте пластины. Затем совместить заготовку с сетчатой поверхностью (рис. 4.9, а) и произвести вычитание выступающих за поверхность элементов заготовки.

По вышеописанной методике была сконструирована сменная многогранная режущая пластина (рис. 4.9, б). На СМП был получен Патент №52752, у которой задняя поверхность образована параллельными прямолинейными образующими, наклоненными под одним и тем же углом и размещенными вдоль режущей кромки на радиусном участке.

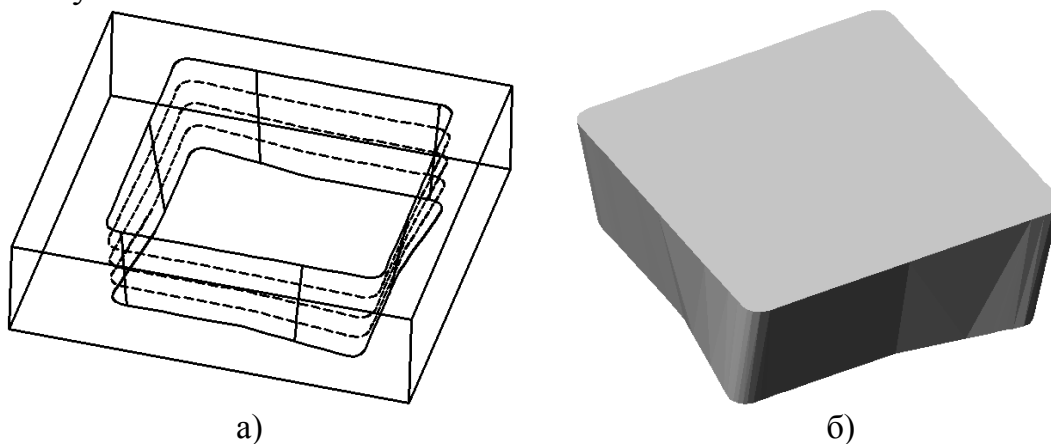


Рис. 4.9. Твердотельная модель сменной многогранной пластины:
а) поверхностный каркас проектируемой пластины; б) твердотельная модель проектируемой пластины

Анализ геометрии сконструированной пластины показал, что за счет параллельного смещения исходного контура задний угол α° в пластине в зависимости от угла ее поворота вокруг оси ω (рис. 4.10) изме-

няется в следующей закономерности. На участке поворота ω от 0° до 43° задний угол постоянен и равен 11° . Затем при дальнейшем повороте пластины задний угол уменьшается, что ведет к увеличению угла режущего клина. При повороте ω от 53° до 90° угол снова увеличивается до исходного значения 11° (рис. 4.11).

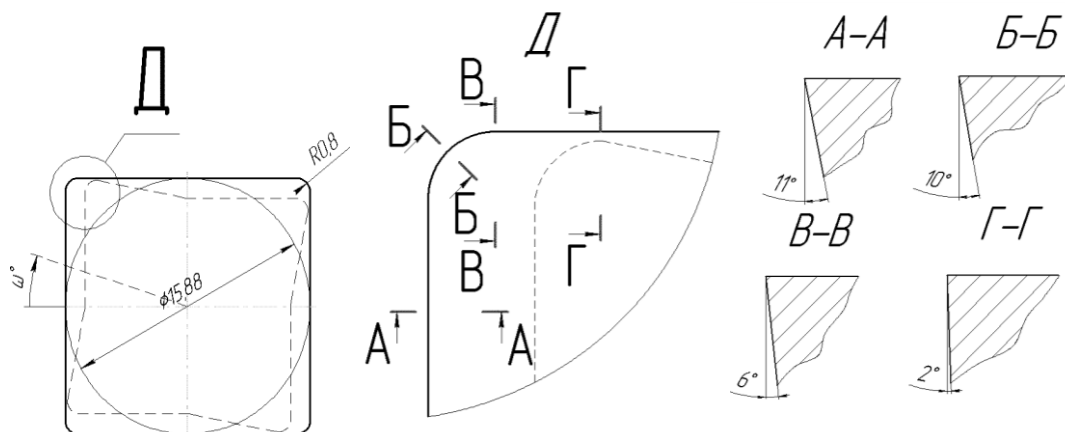


Рис. 4.10. Сменная многогранная режущая пластина с одинаковым исходным контуром

Предлагаемую форму задней поверхности пластины можно получить прессованием и последующим спеканием порошка твердого сплава и невозможностью. Затачивание задней поверхности на заточном оборудовании, сопряжено с некоторыми сложностями, поэтому разработан аналог СМП, у которой также обеспечивается переменный задний угол на выбранном участке.

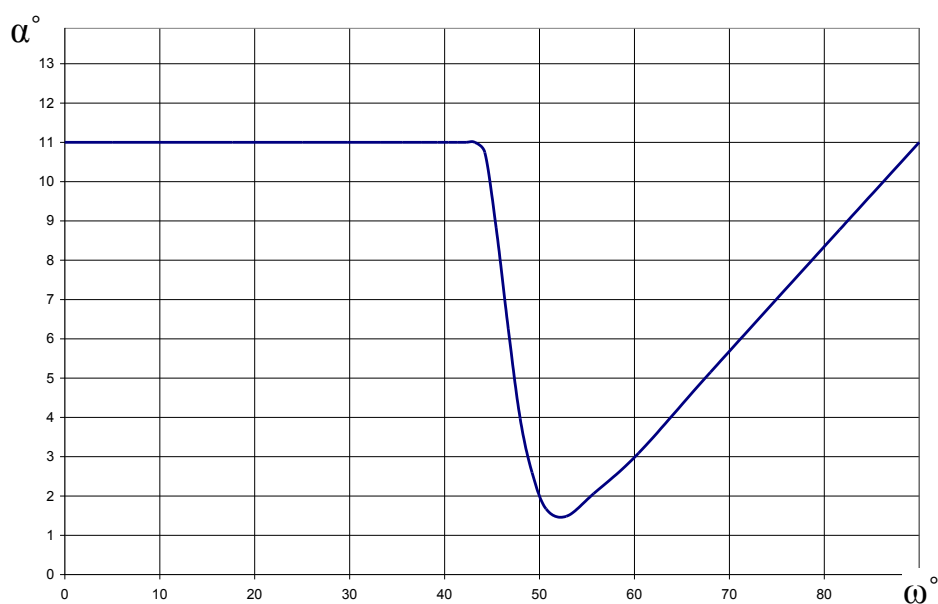


Рис. 4.11. Зависимость изменения заднего угла α от угла поворота пластины ω

Задняя поверхность в данном случае получается за счет того, что опорная поверхность пластины повернута относительно рабочей (передней поверхности) на угол $3 - 5^\circ$ вправо (рис. 4.12), что обеспечивает возрастание заднего угла на прямолинейном участке режущей кромки, затем его уменьшение на радиусном участке (рис. 4.13).

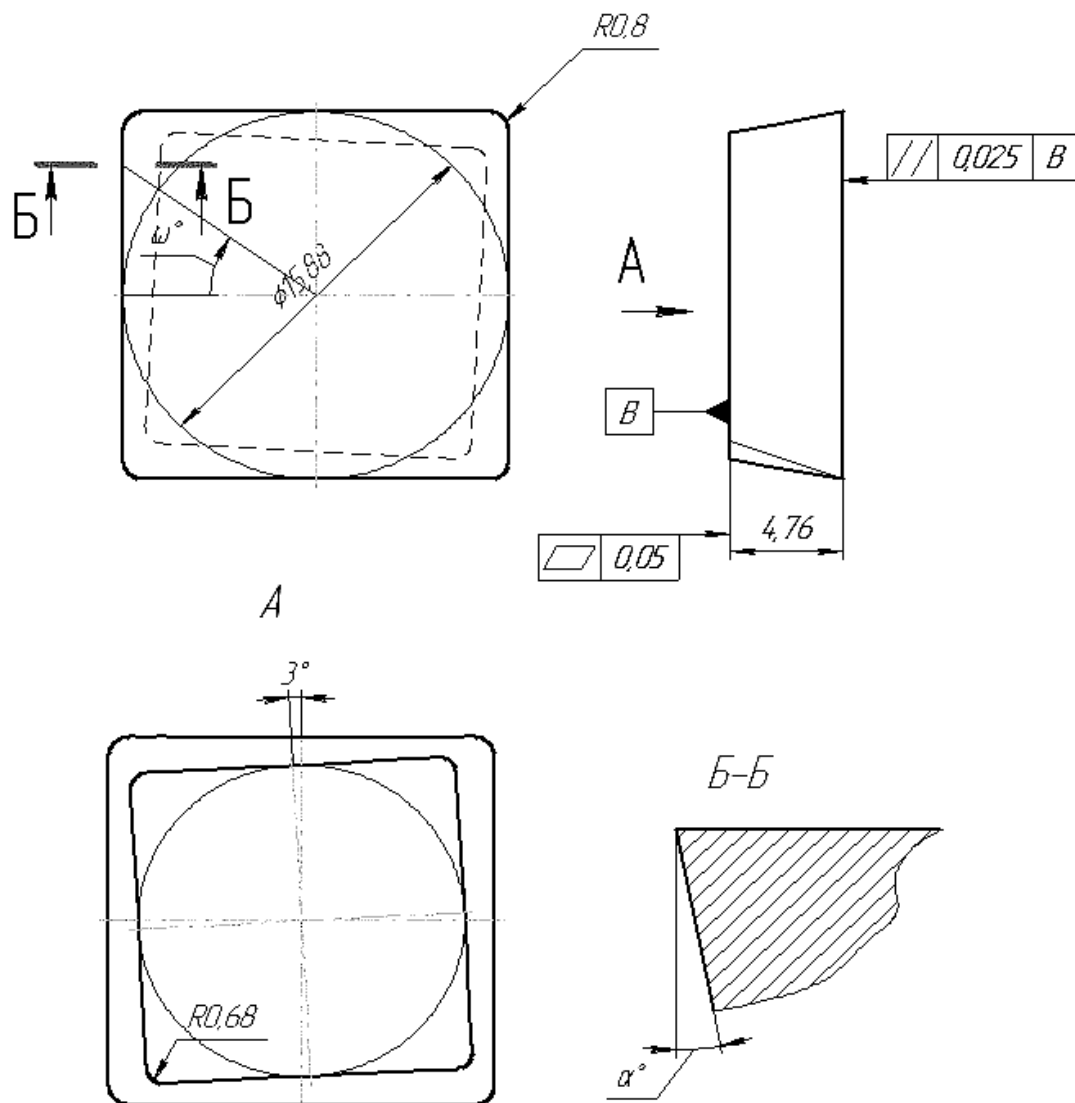


Рис. 4.12. Сменная многогранная режущая пластина с повернутым нижним основанием относительно верхнего

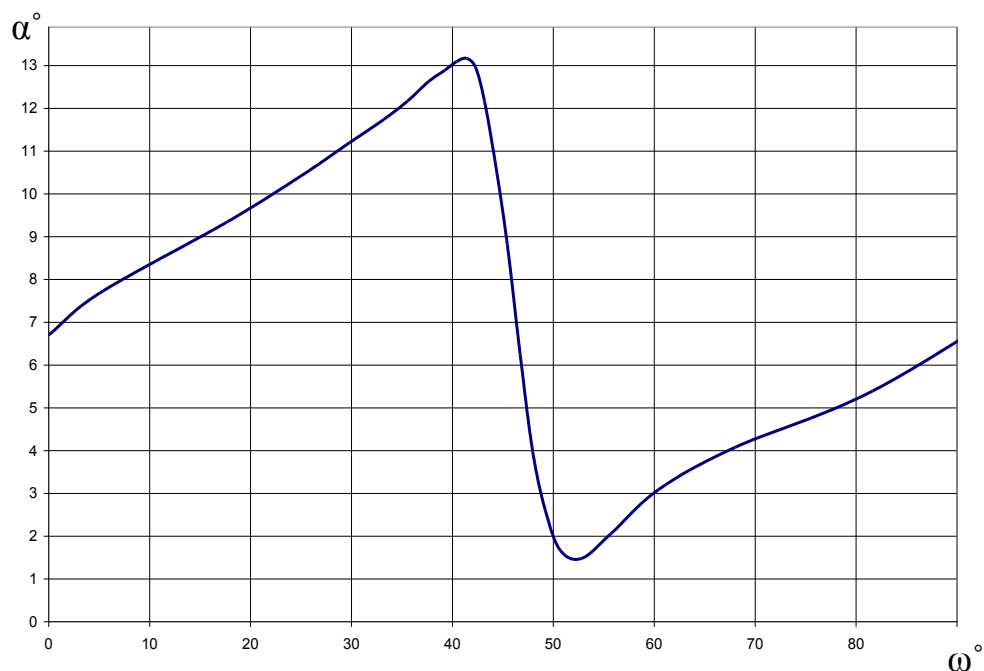


Рис. 4.13 Зависимость изменения заднего угла от поворота пластины

Для оценки предлагаемых конструкций пластин по критерию изменения температуры вдоль режущей кромки были построены их твердотельные модели и произведены расчеты температуры методом конечных элементов с одинаковыми исходными данными для каждой предлагаемой пластины: Сталь 45 - T5K10, $V=100\text{м/мин}$, $S=0,26\text{ мм/об}$, $t=1,2\text{мм}$. Затем, были произведены расчеты температуры вдоль режущей кромки всех предлагаемых конструкций СМП (рис.4.14-4.15).

Оценка производилась по диапазону колебаний температур вдоль всего рабочего участка режущей кромки. Кроме того, за счет улучшенного теплоотвода наблюдалось общее снижение средней температуры, что также является положительным показателем.

В табл. 4.1 представлены результаты расчетов температуры режущей кромки, из которых видно, что у всех предлагаемых конструкций за счет улучшенной геометрии СМП снижена средняя температура по сравнению со стандартной формой. Наименьший диапазон температуры 26° наблюдается у пластины с повернутым нижним основанием, поэтому предполагаем, что износ задней поверхности будет более равномерным, чем у других конструкций.

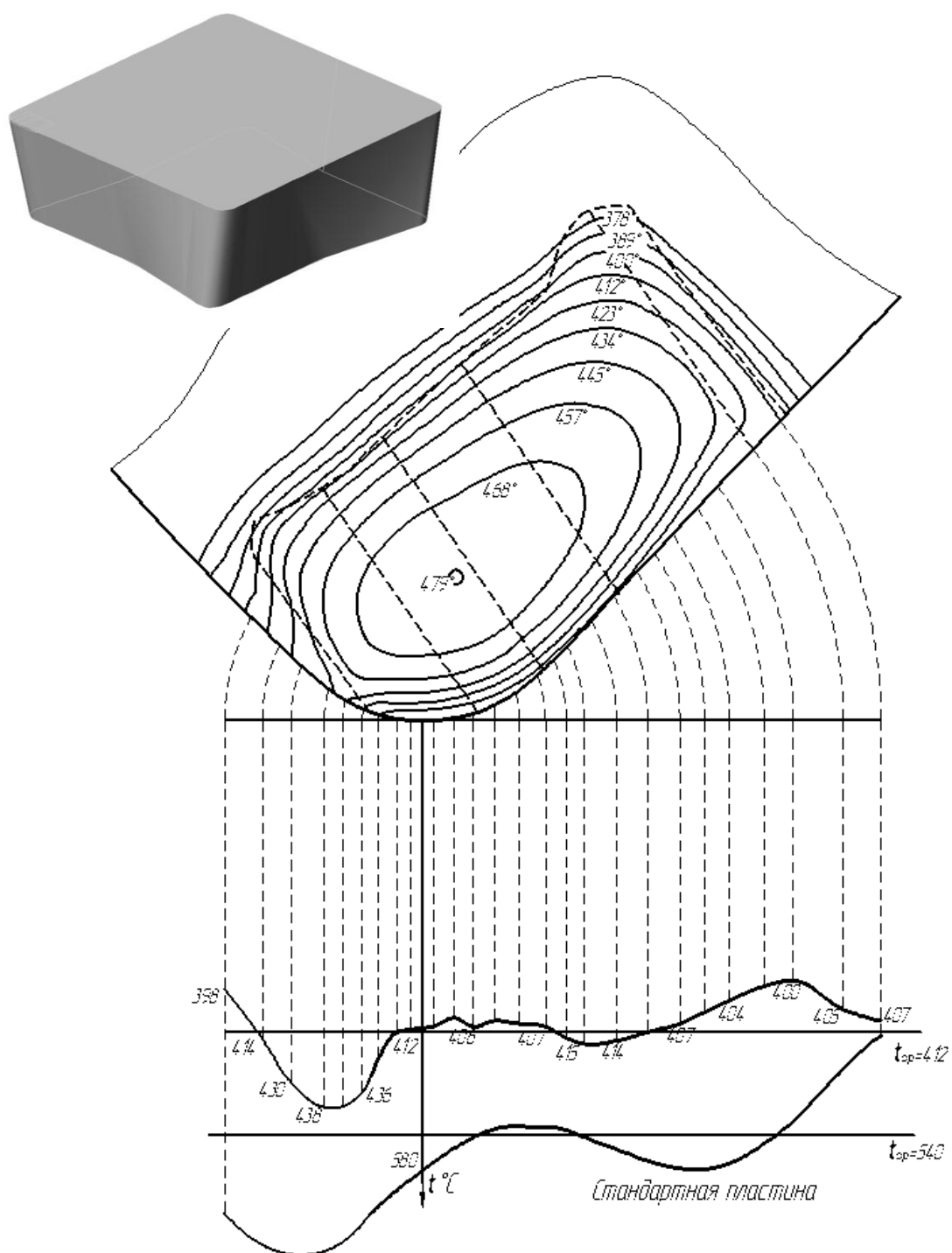


Рис. 4.14. Распределение температуры вдоль режущей кромки СМП с параллельными образующими по задней поверхности: «Сталь 45» - Т5К10; $V=100\text{ м/мин}$; $S=0,26\text{ мм/об}$; $t=1,2\text{ мм}$.

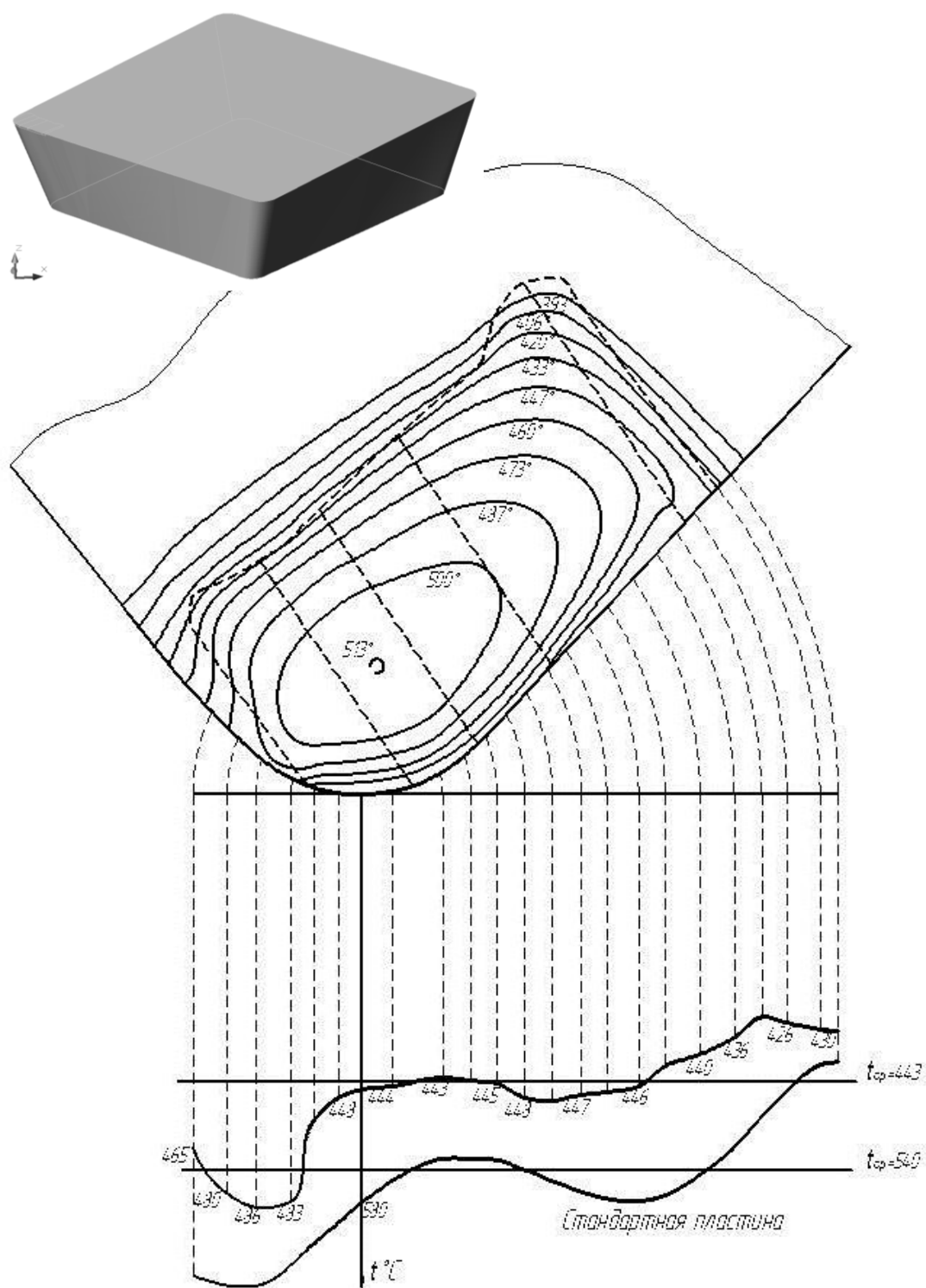


Рис. 4.15. Распределение температуры вдоль режущей кромки
СМП с повернутым нижним основанием относительно верхнего:
«Сталь 45» - T5K10; $V=100\text{ м/мин}$; $S=0,26\text{ мм/об}$; $t=1,2\text{ мм}$

Результаты расчета температуры режущей кромки Таблица 4.1

Предлагаемая конструкция СМП	Диапазон температуры вдоль режущей кромки Δt°	Средняя температура режущей кромки, $t_{cp}^{\circ}\text{C}$
С параллельными образующими по задней поверхности	30	412
С повернутым нижним основанием относительно верхнего	26	443

Для подтверждения справедливости методики конструирования сменных многогранных пластин с улучшенным температурным режимом вдоль режущей кромки была изготовлена партия твердосплавных сменных многогранных пластин и проведена серия сравнительных стойкостных экспериментов.

В качестве исходных экспериментальных образцов были взяты стандартные четырехгранные пластины SPGN 16 05 08 ГОСТ19044-80 с плоской передней поверхностью и задним углом 11° из твердого сплава Т5К10. Партия стандартных пластин была разделена на две части (рис. 4.16). Одна часть затачивалась по задней поверхности, а вторая оставалась без изменений. Заточка по периметру задних поверхностей пластин с повернутым на 3° по часовой стрелке нижним основанием относительно верхнего. Пластины затачивались в фирме «МИОН» (г. Томск) на заточном станке с ЧПУ для шлифовки пластин по периметру модели WAM 300/35 фирмы «Wendt» алмазным кругом $250 \times 200 \times 8$ 6A2×AC6×80/63. При заточке пластины на станке, прямолинейную грань аппроксимировали участком дуги радиуса $R=700$ мм и, в зависимости от угла поворота пластины, задавали нужное значение заднего угла.

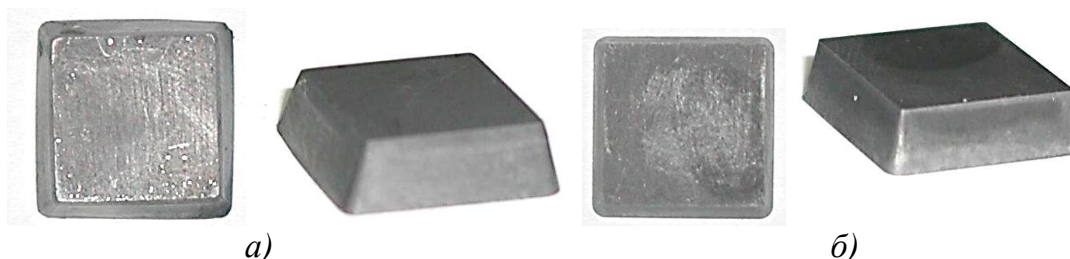


Рис. 4.16. Фотографии образцов сменных многогранных режущих пластин: а) проектная, б) стандартная

Производилось продольное точение стали 45 на токарном станке 1К62 стандартным и предлагаемым вариантами пластин со следующими режимами: скорость резания $V=150$ м/мин, глубина $t=1,5$ мм, величина

подачи $S=0,39$ мм/об. Ориентация пластины в корпусе державки параллельно основной плоскости с главным углом в плане $\varphi=45^\circ$.

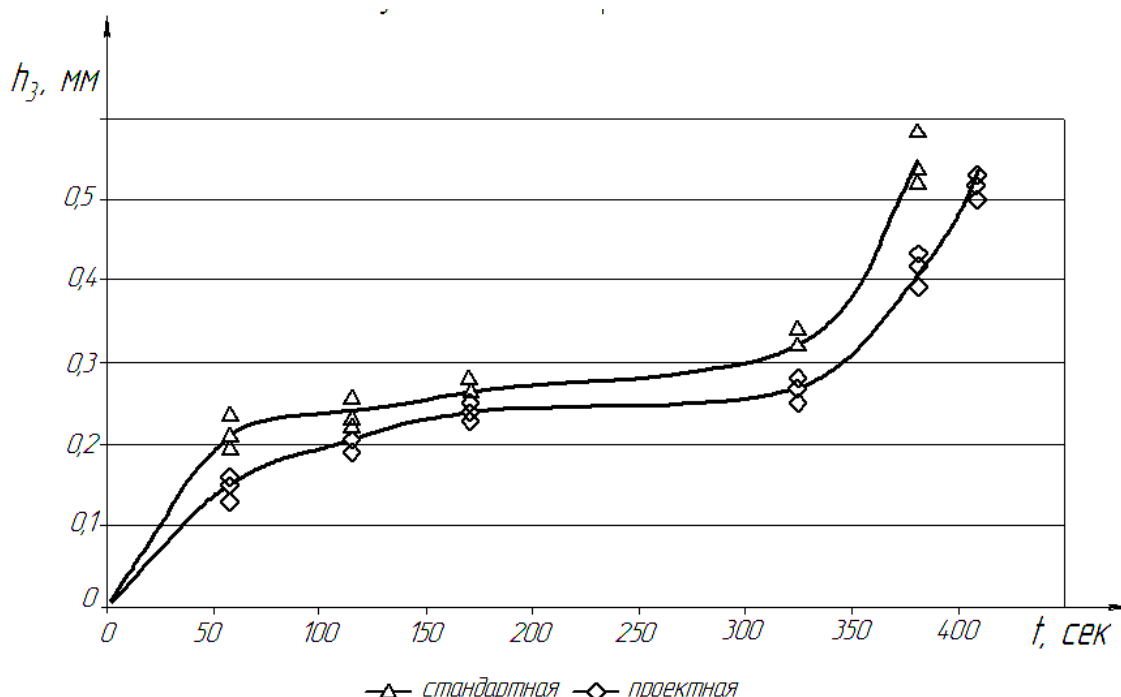


Рис. 4.17. Кривые изнашивания $h_{z \max}$ задних поверхностей: «Сталь 45» – Т5К10; $r=0,8$ мм; $\gamma=0^\circ$; $V=150$ м/мин; $S=0,39$ мм/об; $t=1,5$ мм

Кривая износа (рис. 4.17) проектной пластины имеет более пологий вид, что является положительным моментом. Также из построенных кривых фаски износа задней поверхности, видно, что катастрофический износ стандартной пластины начинается раньше по времени, чем у предлагаемой пластины, а, следовательно, стойкость предлагаемой пластины выше стандартной.

При критерии затупления по задней поверхности $h_{z \max} = 0,5$ мм разница по времени будет 32 сек. Если принять время работы стандартной пластины 371 сек за 100%, то разница будет соответствовать 9%.

В условиях несвободного резания при оценке ресурса металлорежущего инструмента можно использовать коэффициент равномерности изнашивания вдоль режущей кромки k_{pu} , который может определиться отношением площади фаски износа к площадке, измеряемой максимальной величиной фаски износа по задней поверхности:

$$k_{pu} = \left(\int_0^b h_z \cdot x dx \right) / (h_{z \max} \cdot b), \quad (4.33)$$

Для условия максимальной работоспособности инструмента необходимо, чтобы площадь прямоугольника по максимальному значению

фаски износа приближалась к реальной изношенной площадке (рис. 4.18). Т.е. коэффициент $k_{ри}$ должен стремиться к единице.

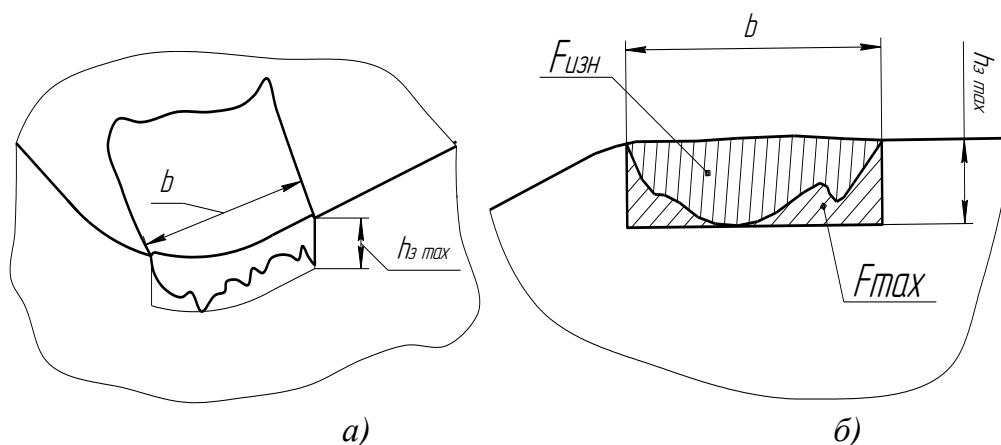


Рис 4.18 Схема к определению коэффициента равномерного изнашивания

Применим коэффициент равномерности изнашивания $k_{ри}$, который определяется отношением суммарной площадки износа задней поверхности $F_{изн}$ к площади описываемой по максимальному значению фаски износа ($F_{изн} + F_{max}$) при оценке стойкостных экспериментов.

$$k_{ри} = \frac{F_{изн}}{F_{max} + F_{изн}} \quad (4.34)$$

При проведении стойкостных экспериментов при каждом измерении максимальной фаски износа определялся коэффициент равномерности износа задней поверхности. Производилась остановка процесса резания для фотографирования контактных площадок для обеих пластин через одинаковые интервалы времени. Затем фотографии заносились в компьютер, где обводились и обмерялись изношенные задние поверхности.

В результате обработки полученных данных, были рассчитаны коэффициенты равномерности износа задних поверхностей для стандартной и проектной пластин при различных интервалах времени (рис. 4.19).

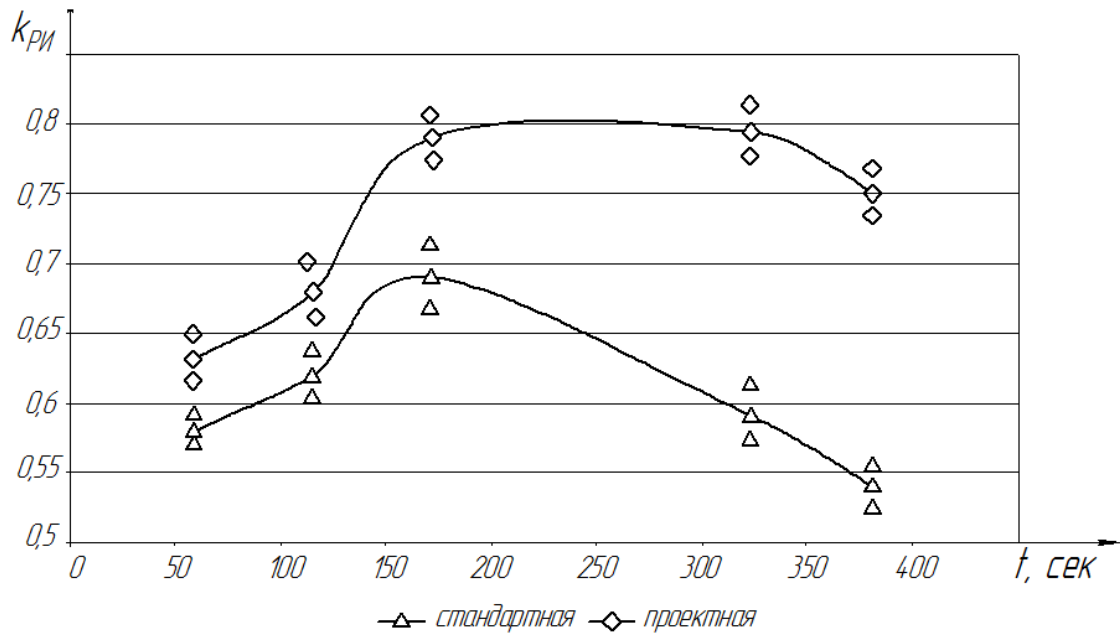


Рис. 4.19 Коэффициенты равномерности изнашивания задних поверхностей $k_{ри}$, в зависимости от времени работы пластины: «Сталь 45» – Т5К10; $r=0,8\text{ мм}$; $\gamma=0^\circ$; $V=150\text{ м/мин}$; $S=0,39\text{ мм/об}$; $t=1,5\text{ мм}$

Из графика видно, что характер изменения кривых одинаков как для стандартной пластины, так и для проектной пластины. Здесь видно, что по мере увеличения времени резания, наблюдается увеличение коэффициента равномерности, но при пути резания соответствующего 170 сек, кривая коэффициента стандартной пластины резко уменьшается, в то время как у проектной пластины остается постоянной и лишь во время катастрофического износа появляется ее снижение.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Несмотря на известные трудности в современном машиностроении, обусловленные мировым финансовым кризисом, незыблемым остаётся положение о том, что уровень развития машиностроительного производства определяет степень цивилизованности той или иной страны мира. В то же время он зависит от прогресса машиностроительной науки, в частности от теории формообразования деталей машин резанием. За последние годы теория резания материалов накопила новые экспериментальные и теоретические данные, которые требуют своего обобщения и систематического изложения. Именно на решение этой задачи направлено основное содержание данной монографии.

Процесс резания материалов остаётся основным и самым трудоёмким переделом в производственном процессе изготовления высококачественных машин, механизмов, приборов и оснастки. При этом в ходе научно-технического прогресса он видоизменяется, переходя в область чистовой и отделочной обработки, когда сечение срезаемого слоя находится на вершинной, закруглённой части лезвия инструмента. Поэтому основное внимание авторы уделили рассмотрению схем несвободного резания криволинейным лезвием, которые в своём большинстве реализуются на практике металлообработки. Без решения вопросов построения адекватных теоретических моделей стружкообразования, расчёта НДС в стружке, силовых контактных напряжений и тепловых нагрузок на лезвии невозможно рассчитать силу резания и прочность инструмента, его износ и стойкость и предложить рациональные конструкции инструментов и условия их эксплуатации.

Полученные в работе результаты наглядно свидетельствуют о всей сложности явлений, сопровождающих процесс резания материалов, и указывают на ещё нерешённые задачи, а именно: учёт деформационного упрочнения и температурного разупрочнения при расчёте напряжённо-деформированного состояния в зоне стружкообразования; разработка адекватных схем образования элементной стружки, в том числе при сверхскоростной обработке; особенности образования тонкой стружки округлённым лезвием; расчет силы резания без использования экспериментально определяемых параметров; решение проблемы завивания и ломания сливной стружки.

Только успешное разрешение этих и ряда других проблем будет способствовать становлению обработки резанием на подлинно научную основу, то есть превращению её в органическое единство теории и эксперимента.

ЛИТЕРАТУРА

1. Воронцов А.Л., Султан-Заде Л.Н., Албагачиев А.Ю. Новая Теория резания // Приложение. Справочник. Инженерный журнал № 9, 2007. – С.1-25
2. ГОСТ 25762-83. Обработка резанием. Термины, определения и обозначения общих понятий. – М.: 1983. – 41 с.
3. Грановский Г.И. Кинематика резания. – М.:Машгиз, 1948. – 200 с.
4. Вальтер А.В. Программное обеспечение автоматизированного анализа кинематики процесса резания // Обработка металлов № 1, 2008. – С. 18-19
5. Петрушин С.И. Основы формообразования резанием лезвийными инструментами. Учебное пособие. Томск: Изд. ТПУ, 2003. – 171 с.
6. Петрушин С.И., Баканов А.А., Махов А.В. Геометрический анализ конструкций сборных режущих инструментов со сменными многогранными пластинами. – Томск: Изд-во ТПУ, 2008. – 101с.
7. Тейлор Ф. Искусство резать металлы. – Издание инженера Л.А. Левенстерна «Русская скоропечатня», 1909. – 357 с.
8. Бронштейн И.Н., Семедяев К.А. Справочник по математике для инженеров и учащихся втузов. – М.: Наука, 1986. – 544 с.
9. Кунву Ли Основы САПР (CAD/CAM/CAE). – СПб.: Питер. 2004. – 560 с.
10. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. – М.: Машиностроение, 1975. – 344 с.
11. Куфарев Г.Л. Окенов К.Б., Говорухин В.А. Стружкообразование и качество обработанной поверхности при несвободном резании. – Фрунзе: Мектеп, 1970. – 70 с.
12. Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания металлов. – М.: Машгиз, 1956. – 368 с.
13. Грановский Г.И., Грановский В.Г. Резание металлов. – М.: Высшая школа, 1985. – 304 с.
14. Армарега И.Дж.А., Браун Р.Х. Обработка металлов резанием. – М.: Машиностроение, 1977. – 325 с.
15. Гольдшмидт М.Г. Деформации и напряжения при резании металлов. – Томск: Изд.СТТ, 2001. – 180 с.
16. Полетика М.Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента. – М.: Машиностроение. 1969. – 150 с.

17. Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. – М.: Машиностроение, 1977. – 423 с.
18. Петрушин С.И., Проскоков А.В. Теория несвободного резания материалов.\\ Стружкообразование с развитой зоной пластических деформаций.\\ Вестник машиностроения, 2010 -№1. – С. 53-58
19. Проскоков А.В. Построение зоны пластичности для реального профиля передней поверхности металлорежущего инструмента.\\ Обработка металлов: Технология. Оборудование. Инструменты, 2009. - № 3. – С. 39-40
20. Петрушин С.И., Проскоков А.В. Теория несвободного резания материалов. Геометрия несвободного резания. \\ Вестник машиностроения, 2009. - № 11. – С. 56-63
21. Петрушин С.И., Проскоков А.В. Теория несвободного резания материалов. Образование стружки с единственной условной поверхностью сдвига.\\ Вестник машиностроения, 2009. – № 12. – С. 58-64
22. Петрушин С.И., Проскоков А.В. Теория несвободного резания материалов. Расчет напряженно-деформированного состояния в зоне резания\\ Вестник машиностроения, 2010 – №2. – С. 40-44
23. Петрушин С.И., Проскоков А.В. Стружкообразование с развитой зоной пластических деформаций при резании материалов\\ Известия Томского политехнического университета. 2009 – Т. 314. – № 2. – С. 57-62
24. Васин С.А., Верещака А.С., Кушнер В.С. Резание материалов: Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании: Учебник для техн.вузов. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. – 448 с.
25. Резников А.Н. Температуры, действующие на поверхностях режущего инструмента, и износ режущих граней // Инструментальные режущие материалы. М: 1960. – С. 49- 62.
26. Резников А.Н. Теплофизика резания. - М.: Машиностроение, 1969. –288 с.
27. Резников А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с.
28. Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах. М.: Машиностроение, 1990. – 288 с.
29. Лоладзе Т. Н. Стружкообразование при резании металлов. – М.: Машгиз, 1952. – 200 с.
30. Полетика М. Ф., Красильников В. А. Напряжения и температура на передней поверхности резца при высоких скоростях резания// Вестник машиностроения. – 1973. – № 10. – С. 76 - 80.
31. Утешев М.Х. Разработка научных основ расчета прочности режущей части инструмента по контактным напряжениям с целью повы-

шения его работоспособности: Дис. докт. техн. наук: 05.03.01., 01.02.06. –Томск., 1995. –663с.

32. Кушнер В.С. Основы теории стружкообразования. В2-х кн. Кн.1: Механика резания. – Омск: Изд-во ОмГТУ, – 1996. – 103 с.

33. Кушнер В.С. Основы теории стружкообразования. В 2-х кн. Кн.2: Теплофизика и термомеханика резания. – Омск: Изд-во ОмГТУ, – 1996, – 136 с.

34. Trent.E.M., “Metal Cutting, 2nd ed., Butterworths”, London, 1984.

35. Komanduri R. and Hou.Z.B. A Review of The Experimental Techniques for The Measurement of Heat and Temperatures Generated in Some Manufacturing Processes and Tribology. Tribology international, 34 (10), pp.653-682, October 2001.

36. Усачев П. А., Нощенко А. Н. Расчет температурных полей резания//Станки и инструмент. – 1986. – № 2. – С. 23 - 24.

37. Дель Г.Д., Новиков Метод делительных сеток. –М: Машиностроение, 1979. – 144 с.

38. Сегерлинд Л. Применение методов конечных элементов. Изд. Мир, – 1979. – 392 с.

39. Аверьянова И.Э. Комплексное влияние переднего угла и угла наклона режущей кромки на главную составляющую силы резания//СТИН. – 2003. - № 12. – С. 8 - 10.

40. Розенберг Ю.А. Алгоритм расчета составляющих силы резания при токарной обработке//СТИН. – 2003. - №5. – С. 18 - 21.

41. Полетика М. Ф., Красильников В. А. Напряжения и температура на передней поверхности резца при высоких скоростях резания//Вестник машиностроения. – 1973. – № 10. – С. 76 - 80.

42. Семко М.Ф., Палатник Л.С., Грабченко А.И., Пугачев А.Т., Красильников Е.В. Измерение температуры с помощью тонких пленок чистых металлов//Станки и режущий инструмент. – 1969. – № 11. – С. 8 - 11.

43. Синопальников В.А., Гурин В.Д. Распределение температур в зоне режущего клина инструмента из быстрорежущей стали // Вестник машиностроения. –1977. –№1. – С. 51 - 54.

44. Кушнер В.С. Изнашивание режущих инструментов и рациональные режимы резания. – Омск: Изд-во ОмГТУ, 1998. –138 с.

45. Петрушин С.И. Введение в теорию несвободного резания материалов. – Томск: Изд. ТПУ, 1999. – 97 с.

46. Петрушин С.И. Оптимальное проектирование рабочей части режущих инструментов. – Томск: Изд. ТПУ, 2008. –195 с.

47. Розенберг Ю.А. Резание материалов. Курган: Изд. ОАО «Полиграф. комбинат» Зауралье, 2007. – 294 с.

48. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчётов на трение и износ. – М.: Машиностроение, 1977. – 526 с.
49. Петрушин С.И., Грубый С.В. Обработка чугунов и сталей сборными резцами со сменными многогранными пластинами. – Томск: Изд-во ТПУ, 2000. – 156 с.
50. Лоладзе Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента. – М.: Машиностроение, 1982. – 320 с.
51. Петрушин С.И. Оптимальное проектирование рабочей части режущих инструментов. – Томск: Изд-во ТПУ, 2008. – 195 с.
52. Проников А.С. Основы надёжности и долговечности машин. – М.: Изд-во стандартов, 1969. – 260 с.
53. Петрушин С.И., Воробьёв А.В. Моделирование процесса изнашивания лезвия режущего инструмента. // Вестник машиностроения. – 2005. – № 12. – С. 31 - 34.
54. Грановский Г.И., Грановский В.Г. Резание металлов. – М.: Высшая школа, 1985. – 304 с.
55. Шульц В.В. Формы естественного износа деталей и инструмента. Л.: Машиностроение, 1990. – 208 с.
56. Проскоков А. В. Повышение режущих свойств резцов с СМП за счёт управления теплообменом в зоне резания.– Дисс. канд. техн. наук: 05.03.01. Томск, 2007. – 179 с.
57. Грубый С.В. Моделирование процесса резания твердосплавными и алмазными резцами. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2010. – 107 с.

Научное издание

ПЕТРУШИН Сергей Иванович,
ПРОСКОКОВ Андрей Владимирович

ТЕОРИЯ НЕСВОБОДНОГО РЕЗАНИЯ МАТЕРИАЛОВ

Монография

Научный редактор канд. техн. наук, доцент, Моховиков А.А.
Компьютерная верстка *А.В. Проскоков*
Дизайн обложки

Подписано к печати 00.00.2012. Формат 60х84/16. Бумага «Снегурочка».
Печать XEROX. Усл.печ.л. 9,01. Уч.-изд.л. 8,16.
Заказ . Тираж 100 экз.



Национальный исследовательский Томский политехнический университет
Система менеджмента качества
Издательства Томского политехнического университета сертифицирована
NATIONAL QUALITY ASSURANCE по стандарту BS EN ISO 9001:2008



ИЗДАТЕЛЬСТВО



ТПУ. 634050, г. Томск, пр. Ленина, 30
Тел./факс: 8(3822)56-35-35, www.tpu.ru