Министерство образования и науки, молодежи и спорта Украины
Государственное высшее учебное заведение
Донецкий национальный технический университет
Кафедра «Технология машиностроения»

КОНСПЕКТ ЛЕКЦИЙ
по курсу «Моделирование тепловых процессов в технологических системах»
(для студентов направления подготовки 6.050503 «Машиностроение»
специализации «Технология машиностроения» всех форм обучения)

Донецк ДонНТУ 2011

Министерство образования и науки, молодежи и спорта Украины
Государственное высшее учебное заведение
Донецкий национальный технический университет
Кафедра «Технология машиностроения»

КОНСПЕКТ ЛЕКЦИЙ
по курсу «Моделирование тепловых процессов в технологических системах»
(для студентов направления подготовки 6.050503 «Машиностроение»
специализации «Технология машиностроения» всех форм обучения)

Рассмотрено на заседании кафедры
«Технология машиностроения»
Протокол № 10 от 15.02 2011г.

Утверждено учебно - издательским
Советом ДонНТУ
Протокол № 2 від 21.03 2011р.

Донецк ДонНТУ 2011

УДК 621.75.008.001.2 (071)

Конспект лекций по курсу «Моделирование тепловых процессов в технологических системах» (для студентов направления подготовки 6.050503 «Машиностроение» специализации «Технология машиностроения» всех форм обучения) / Т.Г. Ивченко - Донецк: ДонНТУ, 2011. - 72с.

Приведены основные теоретические сведения о расчетах тепловых процессов в технологических системах.

Составитель Т.Г. Ивченко, доц.

Отв. за выпуск А.Н. Михайлов, проф.

ВВЕДЕНИЕ

Цель изучения курса «Моделирования тепловых процессов в технологических системах» - получение студентами знаний о тепловых процессах в технологических системах, методах исследований и путях управления, обеспечивающих наиболее эффективное функционирование этих систем.

Основные задачи курса по овладение научно - методическими и организационными основами деятельности в области тепловых процессов в технологических системах:

- схематизация тел, которые принимают участие в теплообмене, и источников теплоты, возникающих при функционировании основных компонентов технологических систем;
- определение математических моделей описания задач теплопроводности и конвективного теплообмена, имеющих место в системах механической обработки деталей машин;
- изучение закономерностей формирования тепловых потоков и температурных полей в инструментах и деталях для различных методов обработки: лезвийной, абразивной, пластически деформирующей;
- определение температур в инструментае и детали в зависимости от параметров механической обработки при различных методах: лезвийной, абразивной, пластически деформирующей;
- определение температуры резания в зависимости от параметров лезвийной обработки при использовании различных обрабатывемых и инструментальных материалов;
- изучение особенностей определения температур при неустановившемся теплообмене;
- определение влияния параметров механической обработки на тепловое состояние элементов технологических систем и анализ путей управления тепловыми процессами в этих системах;
- определение возможностей интенсификации процесса резания за счет использования современных инструментальных материалов и конструкций режущего инструмента; применения смазочно – охлаждающих технологических сред;
- обоснование выбора рациональных методов и параметров обработки, которые обеспечивают эффективное функционирование технологических систем и высокое качество обрабатываемых деталей.

ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ.

Лекция 1. **Основные положения учения о теплопроводности**

1. Понятие технологической системы
2. Основные виды теплообмена
3 Температурное поле в твердом теле
4 Основной закон теплопроводности
5 Дифференциальное уравнение теплопроводности

1. Понятие технологической системы

Эффективность производства и уровень качества изделий в значительной мере определяются совершенством технологических систем, применяемых при изготовлении тех или иных машин.

Технологическая система (ТС) в соответствии с ГОСТ 27.00485 — это совокупность функционально взаимосвязанных средств оснащения, предметов производства и исполнителей, предназначенная для выполнения в регламентированных условиях производства заданных технологических процессов.

2. Основные виды теплообмена

Теплообмен между компонентами системы может осуществляться одним из трех способов: теплопроводностью, конвекцией или тепловым излучением. Возможна также та или иная комбинация этих способов.

Теплопроводность представляет собой процесс передачи тепловой энергии микрочастицами вещества. Микрочастицы (молекулы, атомы, электроны), двигаясь со скоростями, пропорциональными их температурам, переносят энергию из более нагретой в менее нагретую область тела.

Конвекция возможна только в жидкой или газообразной среде, где перенос тепловой энергии происходит путем перемещения некоторых объемов жидкости (газа) из области с одной температурой в область с другой температурой. Если в процессе теплопроводности для передачи энергии не обязательно перемещение нагреваемого тела в пространстве, то при конвекции перенос теплоты неразрывно связан с переносом самой среды.

Конвекция всегда сопровождается теплопроводностью, так как при движении жидкости и газа неизбежно соприкосновение их частиц, имеющих различные температуры. Совместный процесс конвекции и теплопроводности называется *конвективным теплообменом.* В технологических системах процесс обмена тепловой энергией между потоком жидкости (газа) и твердым телом может протекать в двух направлениях: теплота передается от твердого тела в жидкость или газ (например, от инструмента в охлаждающую среду) или, наоборот, от жидкости (газа) к твердому телу (например, при нагреве металла газовой горелкой или струёй ионизированного газа).

Тепловое излучение — это процесс распространения теплоты электромагнитными волнами, который содержит двойное превращение энергии: тепловая энергия излучающего тела переходит в лучистую, а затем лучистая энергия, поглощаемая другим телом, превращается в тепловую.

3 Температурное поле в твердом теле

Температурное поле представляет собой совокупность значений температур в различных точках тела, имеющих координаты *x*, *y*, *z*, в данный момент времени *τ*.

Обобщенное математическое описание пространственного (трехмерного) температурного поля:

$$\theta = f_S(x, y, z, \tau). \tag{1.1}$$

Формула (1.1) описывает трехмерное температурное поле, поскольку температура здесь является функцией от трех координат. Однако на практике встречаются случаи, когда изменение температуры по одной из осей координат, например по оси *Z*, столь незначительно, что им можно пренебречь. Тогда комплекс выражений описывает двумерное (плоское) температурное поле:

$$\theta = f_S(x, y, \tau),\ \frac{\partial\Theta}{\partial z} = 0. \tag{1.2}$$

При описании совокупности температур в твердом теле иногда можно пренебречь изменением температуры вдоль двух осей координат (например, *OZ* и *OY)* по сравнению с изменением температура по третьей координатной оси. Тогда мы получаем одномерное температурное поле

$$\theta = f_S(x, \tau),\ \frac{\partial\Theta}{\partial y} = 0, \frac{\partial\Theta}{\partial z} = 0. \tag{1.3}$$

Нестационарное, стационарное поля. Выражения (1.1)-(1.3) описывают температурные поля при неустановившемся теплообмене, так как температура любой точки нагреваемого тела меняется во времени. Поле температур при неустановившемся тепловом режиме называют *нестационарным.* В ряде случаев температура различных точек или участков твердого тела в течение некоторого достаточно большого промежутка времени меняется столь незначительно, что этим изменением в практических целях можно пренебречь.

Тогда описание *стационарного* трехмерного температурного поля, т. е. поля при установившемся теплообмене имеет вид:

$$\theta = f_S(x, y, z),\ \frac{\partial\Theta}{\partial \tau} = 0. \tag{1.4}$$

Аналогичные выражения можно написать для стационарного двумерного или одномерного поля. Все тепловые процессы в технологических подсистемах начинаются с нестационарного теплообмена. Однако значительная часть из них через некоторый промежуток времени становится *стационарным.*

Во многих случаях важно не только описать температурное поле, но и оценить изменение температур по тому или иному направлению (по длине инструмента, в глубь заготовки и т. д.). Эта оценка выполняется с помощью градиента температуры. *Градиентом температуры* называют вектор, направленный по нормали к изотермической поверхности в сторону возрастания температуры и численно равный изменению температуры на единице длины этой нормали.

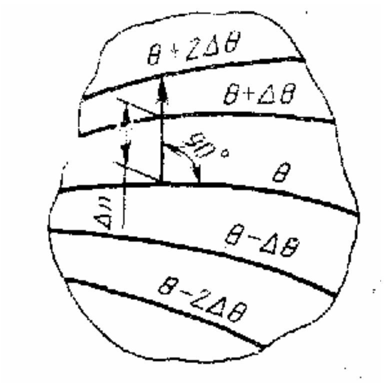


Рис. 1.1. Семейство изотерм на плоскости

Рассмотрим семейство изотерм, отличающихся друг от друга значениями температур на величину $\Delta\theta$ (рис. 1.1). Предел

$$lim\frac{\Delta\Theta}{\Delta n}=\frac{\partial\Theta}{\partial n}, \qquad (1.5)$$

где Δn — расстояние, измеренное по нормали в данной точке к изотерме с меньшим значением температуры, представляет собой численное значение градиента. Обозначая 1_n единичный вектор, перпендикулярный к изотермической поверхности, выражаем градиент следующим образом:

$$grad\Theta=1_n\frac{\partial\Theta}{\partial n}. \qquad (1.6)$$

4 Основной закон теплопроводности

Количество теплоты dQ, проходящее через элемент поверхности dF за время $d\tau$, пропорционально градиенту температуры (1822г - Ж.-Б. Фурье):

$$dQ=-\lambda grad\Theta dfd\tau. \qquad (1.7)$$

Знак «минус» в формуле (1.7) показывает, что вектор теплового потока направлен в сторону, обратную направлению вектора $grad\ \theta$. Коэффициент пропорциональности λ является одной из физических характеристик вещества, по которому распространяется теплота. Эту характеристику называют *коэффициентом теплопроводности материала.*

Размерность коэффициента теплопроводности. Дж/(м·с°С) или Вт/(м°С).

Отношение представляющее собой количество теплоты, проходящее в единицу времени через единицу площади изотермической поверхности, принято называть *плотностью теплового потока*

$$q=\frac{dQ}{dFd\tau}. \qquad (1.8)$$

Подставляя выражение (8) в формулу (7), получим

$$q=-\lambda grad\Theta \qquad (1.9)$$

где q — вектор плотности теплового потока.

Формулой (1.9) представляют обычно основной закон теплопроводности (закон Фурье), гласящий, что плотность теплового потока прямо пропорциональна градиенту температуры.

Если требуется рассчитать количество теплоты, прошедшей через изотермическую поверхность площадью F за время τ, то, интегрируя выражение (1.7), получаем

$$Q=-\int_0^{\tau}d\tau\int_F\lambda grad\Theta dF. \qquad (1.10)$$

5 Дифференциальное уравнение теплопроводности

Математическое описание температурных полей в компонентах технологических систем, как и в любых других твердых телах, выполняется с помощью дифференциального уравнения теплопроводности.

$$\frac{\partial\Theta}{\partial\tau}=-\frac{1}{c\rho}\left(\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda\frac{\partial\Theta}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda\frac{\partial\Theta}{\partial y}\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda\frac{\partial\Theta}{\partial z}\right)\right)+\frac{q_B}{c\rho}, \qquad (1.11)$$

где c—массовая теплоемкость, Дж/(*кг*·°*C*); ρ - плотность вещества, *кг/м*^{3}; q_B – интенсивность внутренних источников теплоты

В последнем выражении мы не выносим величину λ за скобки, поскольку в общем случае коэффициент теплопроводности вещества зависит от температуры. Выражение (1.11) представляет собой дифференциальное уравнение теплопроводности, которое описывает в самом общем виде температурное поле, возникающее в твердом теле под действием внешних и внутренних источников теплоты.

Рассмотрим некоторые частные случаи. Если нагрев твердого тела осуществляется только внешними источниками теплоты, то q_B= 0 и уравнение (1.11) упрощается. Дальнейшее упрощение можно получить, если положить, что коэффициент теплопроводности не зависит от температуры:

$$\frac{\partial\Theta}{\partial\tau}=\frac{\lambda}{c\rho}\left(\frac{\partial^2\Theta}{\partial x^2}+\frac{\partial^2\Theta}{\partial y^2}+\frac{\partial^2\Theta}{\partial z^2}\right), \qquad (1.12)$$

где $\lambda/c\rho=\omega$— *коэффициент температуропроводности* данного вещества, м^2/с.

Коэффициент температуропроводности ω, как и коэффициент теплопроводности λ, является физической характеристикой материала. С увеличением ω возрастает скорость изменения температуры в данной точке твердого тела. Выражение (1.12) представляет собой линейное дифференциальное уравнение в частных производных второго порядка, выражение (1.11) является нелинейным дифференциальным уравнением, поскольку здесь учтена зависимость коэффициента теплопроводности от температуры.

Двух- или одномерное температурное поле:

$$\frac{\partial\Theta}{\partial\tau}=\frac{\lambda}{c\rho}\left(\frac{\partial^2\Theta}{\partial x^2}+\frac{\partial^2\Theta}{\partial y^2}\right),\ \frac{\partial\Theta}{\partial\tau}=\frac{\lambda}{c\rho}\left(\frac{\partial^2\Theta}{\partial x^2}\right). \qquad (1.13)$$

Дифференциальное уравнение теплопроводности можно применить к условиям стационарного теплообмена. Тогда во всех предыдущих формулах, относящихся к этому уравнению, следует принять $\partial\theta/\partial\tau$ = 0. Например, для трехмерной, двух- и одномерной задач:

$$\left(\frac{\partial^2\Theta}{\partial x^2}+\frac{\partial^2\Theta}{\partial y^2}+\frac{\partial^2\Theta}{\partial z^2}\right)=0,\ \left(\frac{\partial^2\Theta}{\partial x^2}+\frac{\partial^2\Theta}{\partial y^2}\right)=0,\ \left(\frac{\partial^2\Theta}{\partial x^2}\right)=0. \qquad (1.14)$$

Лекция 2. **Схематизация компонентов технологических систем при описании процессов теплообмена**

1. Схематизация формы нагреваемых тел
2. Схематизация источников и стоков теплоты

1 Схематизация формы нагреваемых тел

Реальную конфигурацию тел, участвующих в технологических системах, при схематизации приводят к одной из упрощенных форм (рис. 2.1).

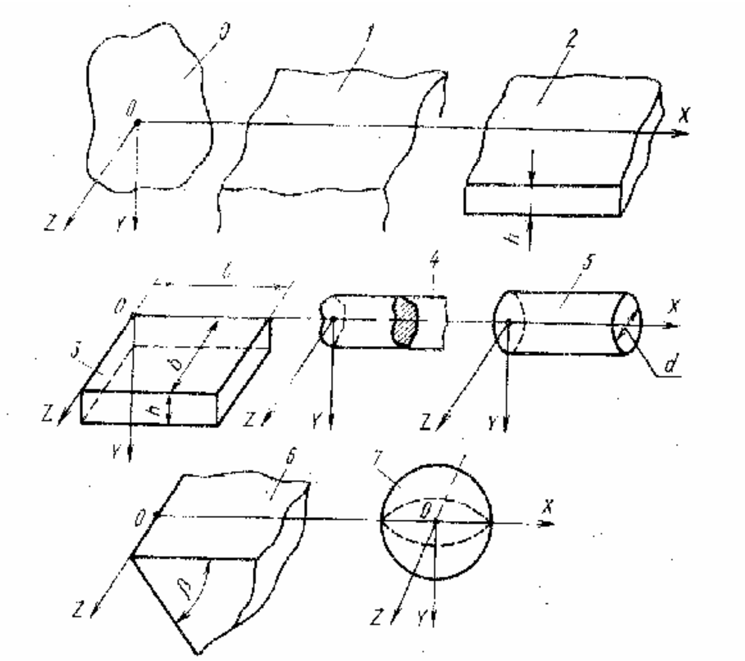


Рис. 2.1. Идеализированные формы тел:
0 - неограниченное пространство;
1 - полупространство; *2* - пластина;
8 - параллелепипед; *4* - неограниченный стержень; *5* - стержень конечной длины;
6 - неограниченный клин с углом β; 7 - шар

Допустимость той или иной идеализации формы реальных тел при теплофизических расчетах определяется в основном: 1) соотношением между размерами площадок, занимаемых источниками теплоты, и размерами нагреваемого тела; 2) промежутком времени от начала процесса теплообмена до момента, для которого рассчитывают температуры; 3) наличием пассивных граничных поверхностей; 4) требуемой точностью расчета. Чем меньше размеры источника по отношению к размерам нагреваемого тела, тем меньше влияние конкретной формы тела на температурное поле в области, прилежащей к источнику.

Схематизируя форму реальных тел, следует учитывать, имеет ли нагреваемый объект так называемые пассивные граничные поверхности. *Пассивными* называют такие поверхности, температура которых в течение всего теплового процесса меняется столь незначительно, что практически не влияет на температуру интересующей нас области тела. Пассивная граничная поверхность может быть при схематизации формы тела отодвинута на любое расстояние или придвинута к области тела, для которой рассчитывается температура. Например, если шлифуется толстая пластина, то при математическом описании закономерностей распределения температур на обрабатываемой поверхности можно принять, что шлифованию подвергается полубесконечное тело (полупространство). При сравнительно краткосрочном резании инструмент прогревается не целиком, а только в некотором объеме, что позволяет при теплофизическом анализе рассматривать резец как бесконечный клин.

2 Схематизация источников и стоков теплоты.

К основным признакам, по которым будем классифицировать источники (стоки) теплоты, относятся: форма и размеры; закон распределения плотности тепловыделения; скорость перемещения; длительность функционирования.

В реальных технологических системах источники и стоки теплоты имеют форму и размеры, которые не всегда точно можно описать математически. При анализе тепловых процессов реальные источники заменяют идеализированными, форма которых в той или иной степени приближена к фактической. При этом характеристиками формы источника полагают: мерность, ограниченность и конфигурацию зоны тепловыделения.

Идеализированные источники могут быть трехмерными, двумерными, одномерными и точечными. Трехмерными (объемными) называют такие источники, тепловыделение которых распределено по некоторому объему. Вообще говоря, все источники теплоты трехмерны, так как в любом процессе (трение, деформирование и т. д.) выделение энергии происходит в некотором объеме. Однако если размер объемного источника в направлении одной из осей координат намного меньше размеров в других направлениях» источник можно полагать двумерным. Одномерными называют источники, один из размеров которых настолько превышает другие, что значением последних можно пренебречь. Наконец, если все размеры источника весьма малы по сравнению с размерами области твердого тела, в которой он действует, источник можно полагать точечным. Такой источник используют в качестве некоторой математической абстракции, с помощью которой удобно конструировать формулы для описания процесса распространения теплоты от источников другой формы.

Непосредственно с мерностью и ограниченностью источников связано описание конфигурации зоны тепловыделения. Трехмерный, ограниченный в трех направлениях источник может иметь форму параллелепипеда, цилиндра, шара или какой-либо другой объемной геометрической фигуры. Двумерный источник, ограниченный в двух направлениях, может иметь форму прямоугольника, круга или другой плоской фигуры. Если двумерный источник ограничен только в одном направлении, он имеет вид бесконечной полосы. Одномерный источник может быть ограничен только в одном направлении. В этом случае конфигурация зоны тепловыделения имеет форму отрезка прямой, дуги окружности или участка какой-либо другой линии.

Закон распределения плотности тепловыделения. Рассмотрим область J твердого тела, в которой происходит выделение теплоты. Положим, что от начала процесса тепловыделения прошло время τ. в окрестности точки M с координатами x_u, y_u, z_u выделим элементарный объем dV. Пусть за время $d\tau$ в объеме dV выделилось элементарное количество теплоты dQ. Плотностью тепловыделения в точке M в момент времени τ называют отношение:

$$q(x_u, y_u, z_u) = dQ/d\tau dV. \tag{2.1}$$

Чтобы определить количество теплоты, выделившееся во всей области J за время τ, интегрируем выражение (2.1):

$$Q=\int_0^\tau d\tau\int_V q(x_u,y_u,z_u)dV\,. \qquad (2.2)$$

Положим

$$q(x_u,y_u,z_u)=q_o f(x_u,y_u,z_u), \qquad (2.3)$$

где q_o – максимальная плотность тепловыделения, *Вт/м*^{3}; $f(x_u,y_u,z_u)$ - безразмерная функция, описывающая закон распределения плотности тепловыделения во времени и в объеме области *J*.

При схематизации теплообмена на основе анализа физических явлений и величин, определяющих тепловыделение (силы, скорости, коэффициенты трения), составляют представление о возможности вида закона распределения и аппроксимируют его той или иной идеализированной функцией.

В табл.2.1 и на рис.2.2 представлены законы распределения плотности тепловыделения для одномерных источников, наиболее часто используемые при теплофизическом анализе технологических систем.

Таблица 2.1. Аналитическое описание законов распределения плотности тепловыделения для одномерных источников

№ п/п	Закон	Функция
1	Равномерный	$f(x_u)=1$
2	Линейный	$f(x_u)=1-kx_u$
3	Линейный	$f(x_u)=kx_u$
4	Экспоненциальный	$f(x_u)=exp[-kx_u]$
5	Нормальный несимметричный	$f(x_u)=exp\left[-kx_u^2\right]$, $x_u>0$
6	Нормальный несимметричный	$f(x_u)=exp\left[-k(1-x_u)^2\right]$, $xu<0$
7	Нормальный симметричный	$f(x_u)=exp\left[-kx_u^2\right]$
8	Комбинированный	$f(x_u)=1$ при $0<xu<0{,}5$; $f(x_u)=exp[-k(x_u-0{,}5)]$ при $0{,}5<xu<1$

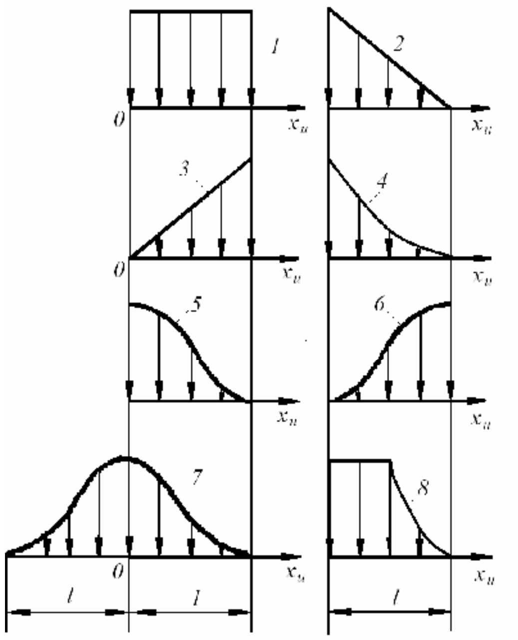


Рис. 2.12. Графическая интерпретация законов распределения плотности тепловыделения

Обычно известны количество теплоты *Q* или средняя мощность тепловыделения *W* за время *τ* и требуется при заданном законе распределения определить наибольшую плотность q_o:

$$q_o=Q/\tau I=W/I\,, \qquad (2.4)$$

где $I_3=\iiint_V q(x_u,y_u,z_u)dx_u dy_u dz_u$. $I_2=\iint_F q(x_u,y_u)dx_u dy_u$; $I_2=\int_l q(x_u)dx_u$.

Скорость перемещения и длительность функционирования источников.

По скорости перемещения источники разделяются на неподвижные *(V* = 0), движущиеся *(V* >0) и быстродвижущиеся. Быстродвижущиеся - это источники, скорость *V* перемещения которых превышает скорость *V* распространения теплоты в данном теле. Чтоб определить, является ли данный источник быстродвижущимся, следует рассчитать безразмерный критерий Пекле:

$$Pe = Vl/\omega \qquad (2.5)$$

где l - длина источника в направлении перемещения, V - скорость перемещения источника, м/с; ω - коэффициент температуропроводности материала, в котором (или по которому) перемещается источник, $м^2/с$.

Если Pe > 10, то источник можно отнести к быстродвижущимся.

Длительность функционирования источника характеризуют безразмерным критерием

$$Fo = \omega\tau/l^2 , \qquad (2.6)$$

где τ - время, в течение которого действует источник.

Безразмерный комплекс *Fo* носит название критерия Фурье или безразмерного времени. По длительности функционирования источники можно разделить на мгновенные (*Fo* = 0), действующие в течение конечного промежутка времени (*Fo* > 0) и действующие столь длительное время, что процесс теплообмена под влиянием источника можно полагать установившимся (*Fo* > оо). Предельные значения критерия *Fo*, соответствующие переходу от одной разновидности источника к другой, зависят от конкретной теплофизической обстановки в технологической подсистеме или теле.

Мгновенных источников на практике не существует, но в некоторых процессах тепловыделение происходит столь кратковременно, что длительностью этого импульса можно пренебречь. Мгновенный источник используют также как некоторую абстракцию, позволяющую конструировать математические выражения для описания процесса распространения теплоты в сложных случаях.

ВОПРОСЫ ДЛЯ САМОПРОВЕРКИ

1. Что понимается под технологической системой (ТС)?
2. Каковы основные виды теплообмена в ТС?
3. Каковы разновидности температурных полей в твердом теле?
4. В чем суть основного закона теплопроводности?
5. Как различаются дифференциальные уравнения теплопроводности для различных температурных полей в твердом теле?
6. По каким признакам схематизируются нагреваемые тела?
7. По каким признакам схематизируются источники и стоки теплоты?
8. Что такое закон распределения плотности тепловыделения и каковы разновидности функций распределения?
9. Как схематизируются источники по скорости перемещения и длительности функционирования?

АНАЛИТИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ ОПИСАНИЯ ПРОЦЕССОВ ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ В ТВЕРДЫХ ТЕЛАХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ

Лекция 3. **Метод непосредственного интегрирования**

1. Начальные и граничные условия
2. Метод непосредственного интегрирования дифференциального уравнения теплопроводности

1. Начальные и граничные условия

Начальные условия отвечают на вопрос о том, каково было температурное поле в момент времени, принятый за начало отсчета. Они описываются выражением $\Theta|_{\tau=0} = f_o(x,y,z)$. Очень часто температура компонентов технологических подсистем в начальный момент времени может быть принята равной температуре окружающей среды Θ_o, т. е. $f_o(x,y,z) = \Theta_o$. В этом случае удобно, как отмечалось выше, вести расчет в так называемых избыточных температурах, условно считая, что $f_o(x,y,z) = 0$, а затем по окончании расчета к результату прибавляя Θ_o.

Граничными называются условия взаимодействия тел с окружающей средой или другими телами. Различают несколько разновидностей граничных условий. При граничных условиях первого рода (ГУ1) предполагают, что известен закон распределения температур на граничных поверхностях тела:

$$\Theta_S = f_S(x,y,z,\tau). \tag{3.1}$$

Частным случаем ГУ1 является условие изотермичности поверхностей тела, когда $\Theta_S = const$.

Граничные условия второго рода (ГУ2) предусматривают, что известен закон распределения плотности тепловых потоков, следующих через граничные поверхности:

$$q_S = \varphi(x,y,z,\tau). \tag{3.2}$$

Частным случаем ГУ2 является условие адиабатичности поверхностей тела, когда $q_S = 0$, что означает, что тело не обменивается теплотой с окружающей средой. Выполняя тепловые расчеты, относящиеся к технологическим системам, во многих случаях с достаточной для практики точностью можно пренебречь теплообменом той или иной поверхности с окружающей средой, т. е. принять $q_S = 0$, что упрощает расчеты.

Граничные условия третьего рода (ГУ3) используют в том случае, когда теплообменом поверхности с окружающей средой пренебречь нельзя. в этом случае должны быть заданы температура окружающей среды Θ_o, с которой соприкасается тело, и коэффициент теплоотдачи α (Вт/м^{2o}С), характеризующий теплообмен между средой и поверхностью.

Согласно закону Ньютона – Рихмана плотность теплового потока пропорциональна разности температур поверхности Θ_S и окружающей ее среды Θ_o:

$$q_S = \alpha(\Theta_S - \Theta_o). \tag{3.3}$$

Выражение (2.9) представляет собой математическое описание ГУ3.

Граничные условия четвертого рода (ГУ4) возникают тогда, когда рассматриваемое твердое тело находится в беззазорном контакте с другим твердым телом и между ними происходит теплообмен. Этот вариант граничных условий весьма часто встречается в теплофизике технологических процессов. Например, при обработке давлением детали штампа практически беззазорно соприкасаются с обрабатываемой заготовкой; при резании металла поверхности инструмента на определенных участках соприкасаются со стружкой и заготовкой. При граничных условиях четвертого рода, когда контакт между телами идеален, температура в любой точке поверхности соприкосновения как со стороны одного, так и со стороны другого тела одна и та же, т. е.

$$\Theta_{S1} = \Theta_{S2} \tag{3.4}$$

С целью упрощения расчетов часто вместо равенства температур в каждой точке контакта в качестве ГУ4 принимают равенство средних температур на поверхности контакта:

$$\Theta_{cpS1} = \Theta_{cpS2} \tag{3.5}$$

Граничные условия четвертого рода, используют при решении балансовых задач, т. е. при анализе распределения теплоты между телами, находящимися в контакте, Распределив между соприкасающимися телами теплоту, образующуюся на контактной поверхности, и рассчитав плотность теплового потока в каждом из тел, далее пользуются граничными условиями второго рода.

2 Метод непосредственного интегрирования дифференциального уравнения теплопроводности

Существуют три основные группы методов решения дифференциального уравнения теплопроводности: аналитические, численные и методы математического моделирования.

К аналитическим относятся классический метод непосредственного интегрирования, метод интегральных преобразований и метод источников. При методе непосредственного интегрирования дифференциального уравнения решение выполняют одним из известных способов. Покажем применение этого метода при решении одномерной стационарной задачи. Примером, иллюстрирующим такую задачу, является определение температурного поля в инструменте при иглофрезеровании.

В современном машиностроении используют процесс обработки деталей инструментом, поверхность которого (например, торец) снабжена большим количеством жестких металлических проволочек (игл). Такой инструмент позволяет повышать чистоту поверхности заготовки, придавать ей некоторое упрочнение. При назначении режима работы, в частности частоты вращения металлической щетки, важно рассчитать температуру иголки па рабочем торце, так как от нее зависит изнашивание инструмента и качество обработанной поверхности.

Схематизируя процесс, представим иголку как стержень, на торце которого действует источник теплоты, возникающий в результате преобразования механической энергии трения в тепловую (рис. 3.1).

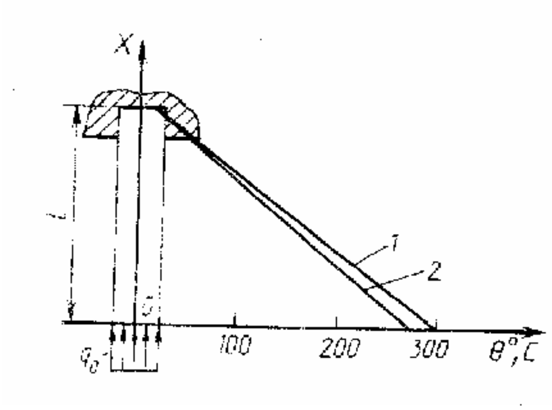


Рис. 3.1. Распределение температур в стержне:

Граничные условия:

а) на нижнем торце иголки задана плотность теплового потока, т, е. *ГУ2:*

$$x = 0; \quad q_o = -\lambda \partial\Theta/\partial x; \qquad (3.6)$$

б) поскольку конец проволочки заделан в массивный корпус инструмента и не успевает прогреваться, можно предположить, что на верхнем торце температура равна температуре окружающей среды т. е. имеем типичный случай пассивной границы с ГУ1:

$$x = l; \quad \Theta(l) = \Theta_o; \qquad (3.7)$$

в) теплоотдачей с боковой поверхности проволочки, т.е. считать эту поверхность адиабатической; кроме того, при обработке достаточно широких поверхностей быстро устанавливается:

$$\partial\Theta/\partial z = 0; \quad \partial\Theta/\partial y = 0; \quad \partial\Theta/\partial\tau = 0. \qquad (3.8)$$

Тогда дифференциальное уравнение теплопроводности приводится к виду:

$$\partial^2\Theta/\partial x^2 = 0. \qquad (3.9)$$

Интегрируя это уравнение первый раз, получаем $\partial\Theta/\partial x = C_1$. Далее, разделив переменные $\partial\Theta = C_1 \partial x$ и интегрируя второй раз, имеем $\Theta(x) = C_1 x + C_2$

Для определения постоянных интегрирования используем граничные условия (3.6) и (3.7). Тогда:

$$\Theta(x) = (q_o/\lambda)(l - x) + \Theta_o. \qquad (3.10)$$

Выражение (3.10) представляет собой решение дифференциального уравнения теплопроводности для одномерной задачи. Оно показывает, что при принятых условиях однозначности изменение температуры по длине стержня подчинено линейному закону.

Обратим внимание на то, что, решая задачу о распространении теплоты в стержне, мы не учитывали зависимость коэффициента теплопроводности- от температуры. Если бы было необходимо учесть зависимость $\lambda(\Theta)$, то при линейной зависимости $\lambda(\Theta) = \lambda_o + m\,\Theta_o$, интегрирование приводит к выражению:

$$\Theta(x) = -\lambda_o/m + \sqrt{\lambda_o^2/m + (2q_o/m)(l - x)} + \Theta_o. \qquad (3.11)$$

На рис. 3.1 сопоставлены законы изменения -температур по длине иголки, изготовленной из стали, для которой λ = 42—0,02Θ при (q_o = 400 Вт/м, l== 0,03м, Θ_o = 20°С. Как видно, распределение температур здесь мало отличается от линейного закона, причем наибольшее различие между температурами, рассчитанными по формулам (3.10) и (3.11), не выходит за пределы 6 %.

Лекция 4. **Метод источников теплоты**

1. Основные положения метода источников теплоты
2. Мгновенные точечные источники в неограниченных телах и интегральные переходы

1. Основные положения метода источников теплоты

1. *Принцип конструирования решений:* источник или сток любой формы, движущийся или неподвижный, действующий временно или непрерывно, может быть представлен как система точечных мгновенных источников теплоты.

2. *Принцип отражения источников:* процесс распространения теплоты в теле ограниченных размеров может быть представлен как процесс распространения теплоты в неограниченном теле, если фактически действующие источники дополнить некоторой системой фиктивных

Принцип конструирования решений применяют для описания особенностей источников теплоты, действующих в неограниченном теле, описание же особенностей формы нагреваемых тел и граничных условий на их поверхностях выполняют на основе принципа отражения источников.

В соответствии с принципом конструирования решений одномерный источник в виде линии представляют как бесконечное множество точечных источников, поставленных рядом и действующих одновременно. Двумерный источник представляют как совокупность бесконечного множества точечных, занимающих часть поверхности, очерченную контуром источника. Аналогично можно представить источником любой формы как ту или иную конструкцию, состоящую из точечных источников теплоты.

Если источник действует в течение времени τ, то его можно представить в виде системы мгновенных точечных источников, вспыхивающих и гаснущих с весьма большой частотой, когда период времени между вспышками стремится к *0*. В этом случае импульсы следуют друг за другом с бесконечно малым промежутком времени и в пределе образуют непрерывно функционирующий источник. Движение источника имитируют также рядом последовательных вспышек и гашений мгновенных импульсов, последовательно возникающих в различных точках траектории перемещения источника.

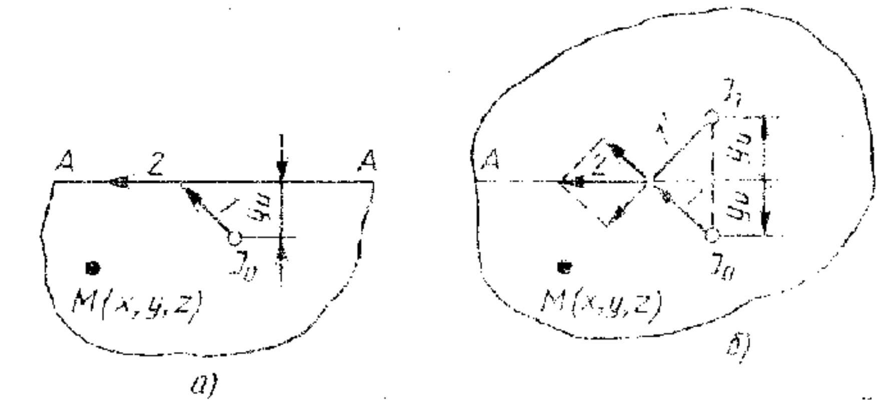


Рис. 4.1. Распределение теплоты в полупространстве

Покажем применение принципа отражения при описании процесса распространения теплоты в полупространстве с адиабатической поверхностью, в котором действует источник J_o (рис. 4.1 а). Тепловой поток, движущийся от источника в каком-либо направлении *1* в сторону граничной поверхности, достигнув последней, в силу условия не теплопроводности границы должен повернуть и далее двигаться в направлении *2.* Если такой же источник действует в неограниченном теле; (рис. 4.1 *б),* то тепловой поток пересечет плоскость *АА,* находящуюся внутри неограниченного тела, но не являющуюся граничной и адиабатической, и будет продолжать двигаться в направлении *1.*

Теперь поместим в неограниченном теле симметрично источнику J_0 источник J_1. Встречный тепловой поток, идущий в направлении $1'$, складываясь с тепловым потоком *1,* создает равнодействующую, имеющую направление 2, т.е. то же направление, что и в полупространстве с адиабатической граничной поверхностью. Следовательно, процесс распространения теплоты в полупространстве можно представить как часть процесса в неограниченном теле, но с дополнительным источником J_1. Поэтому температура $\Theta_n(J_0)$ в любой точке $M\ (x,\ y,\ z)$ полупространства равна температуре аналогичной точки неограниченного тела $\Theta_н(J_0) + \Theta_н(J_1)$, где $\Theta_н(J_0)$ и $\Theta_н(J_1)$ температуры, возникающие в неограниченном теле от источников J_0 и J_1 соответственно.

$$\Theta_n(J_0) = \Theta_н(J_0) + \Theta_н(J_1), \tag{4.1}$$

Если $y_u=0$, то

$$\Theta_n(J_0) = 2\Theta_н(J_0). \tag{4.2}$$

Следовательно, источник, расположенный на адиабатической поверхности полупространства, вызывает в последнем температуру в 2 раза большую, чем такой же источник в неограниченном теле.

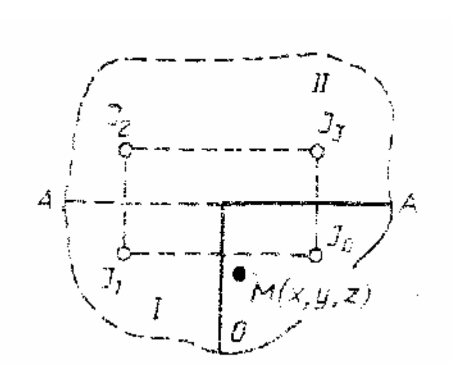


Рис. 4.2. Отражение источников для клина с углом 90°

Рассмотрим еще один пример: бесконечный клин с углом $\beta=90°$ (рис. 4.2) при граничных условиях второго рода $q_s= 0$. Чтобы перейти к неограниченному телу, нужно: вначале дополнить мысленно клин *0* отраженным клином *1* с фиктивным источником J_1 и получить полупространство: затем дополнить полупространство с источниками J_0 и J_1 полупространством *II* с фиктивными источниками J_2 и J_3 расположенными симметрично источникам J_0 и J_1 относительно плоскости *АА.*

Температура в точке *М* основного клина

$$\Theta_K(J_o)\Big|_{\beta=90°} = \sum_{n=0}^{3}\Theta_H(J_n). \tag{4.3}$$

Если $y_u=0$, то

$$\Theta_к(J_0) = 4\Theta_н(J_0). \tag{4.4}$$

Итак, для того чтобы учесть ограниченность твердых тел, надо выполнить отражение источников и стоков теплоты, мысленно прикладывая к основному (реальному) телу ряд подобных ему тел с фиктивными источниками или стоками теплоты, при чем каждое из последующих тел должно являться зеркальным отражением предыдущего тела относительно плоскости их соприкосновения.

2. Мгновенные точечные источники в неограниченных телах и интегральные переходы

Температурное поле, возникающее под действием источника сложной формы, получают методом суперпозиции (наложения) полей, возникающих под действием каждого из мгновенных точечных источников. Математическое выражение, описывающее температурное поле, возникающее под действием мгновенного точечного источника, имеет вид:

$$\Theta(x,y,z,t) = Q\exp\left(-R^2 \big/ 4\varpi t\right) \Big/ \lambda\sqrt{\varpi}(4\pi t)^{3/2} = QF\{R,t\}, \quad (4.5)$$

где Q - количество теплоты, внесенной в тело источником; t -время, прошедшее от момента теплового импульса; R- расстояние от места вспышки $J(x_u\ y_u, z_u)$до какой-либо точки тела $M(x,y,z)$:

$$R = \sqrt{(x-x_u)^2 + (y-y_u)^2 + (z-z_u)^2} \quad (4.6)$$

Чтобы описать температурные поля, возникающие под действием различных источников теплоты, совершают интегральные переходы:

1) от точечного источника к одно-, двух- или трехмерному:

для одномерного источника, расположенного параллельно оси Z, представляемого в виде множества одновременно действующих элементарных точечных источников, полное повышение температуры тела под действием всех точечных источников, образующих одномерный, получим, совершая интегральный переход:

$$\Theta(x,y,z,t) = \int_{z_{u1}}^{z_{u2}} Q(z_u) F\{R,t\} dz_u. \quad (4.7)$$

2) от мгновенного источника к действующему непрерывно:

непрерывное действие источника имитируем серией мгновенных тепловых импульсов, следующих друг за другом. Все мгновенные точечные источники, следовавшие друг за другом с интервалом времени dt вызовут в точке $M\ (x\ y\ z)$ к моменту наблюдения τ повышение температуры

$$\Theta(x,y,z,\tau) = q\int_0^{\tau} F\{R, \tau - t_i\} dt_i, \quad (4.8)$$

где q - количество теплоты, выделяемое источником в единицу времени.

3) от мгновенного источника к движущемуся:

для движущегося источника расстояние R является переменной величиной, поскольку координаты источника непрерывно меняются во времени. Например, если источник движется вдоль оси X со скоростью V:

$$\Theta(x,y,z,\tau) = q\int_0^{\tau} F\{R_t, \tau - t_i\} dt_i, \quad (4.9)$$

где $R_t = \sqrt{(x - V(\tau - t_i))^2 + (y-y_u)^2 + (z-z_u)^2}$.

Лекция 5. **Использование метода источников для решения различных задач**

1. Мгновенные линейные и плоские источники
2. Непрерывно действующие источники
3. Движущиеся источники

1. Мгновенные линейные и плоские источники

Температурное поле от мгновенного точечного источника:

$$\Theta(x,y,z,t)=\frac{Q}{\lambda\sqrt{\omega(4\pi t)^{3/2}}}\exp\left[-\frac{(x-x_u)^2+(y-y_u)^2+(z-z_u)^2}{4\omega\ t}\right]. \quad \textbf{(5.1)}$$

Для одномерного неограниченного источника, расположенного вдоль оси Z с использованием интегрального перехода от точечного источника к одномерному (4.7) получаем:

$$\Theta(x,y,t)=\frac{Q_1}{\lambda\sqrt{\omega(4\pi t)^{3/2}}}\exp\left[-\frac{(x-x_u)^2+(y-y_u)^2}{4\omega\ t}\right]\int_{-\infty}^{\infty}f(z_u)\exp\left[-\frac{(z-z_u)^2}{4\omega\ t}\right];$$

$$\Theta(x,y,t)=\frac{Q_1}{\lambda\sqrt{\omega(4\pi t)^{3/2}}}\exp\left[-\frac{(x-x_u)^2+(y-y_u)^2}{4\omega\ t}\right]. \quad (5.2)$$

Для двумерного неограниченного источника, расположенного вдоль осей Z и X:

$$\Theta(y,t)=\frac{Q_1}{\lambda\sqrt{\omega(4\pi t)^{3/2}}}\exp\left[-\frac{(y-y_u)^2}{4\omega\ t}\right]\int_{-\infty}^{\infty}f(x_u)\exp\left[-\frac{(x-x_u)^2}{4\omega\ t}\right]\int_{-\infty}^{\infty}f(z_u)\exp\left[-\frac{(z-z_u)^2}{4\omega\ t}\right]$$

$$\Theta(y,t)=\frac{Q_1}{\lambda\sqrt{\omega(4\pi t)^{3/2}}}\exp\left[-\frac{(y-y_u)^2}{4\omega\ t}\right]. \quad (5.3)$$

2. Непрерывно действующие источники

Интегральный переход от мгновенного источника к действующему непрерывно:

$$\Theta(x,y,z,\tau)=\frac{q}{\lambda\sqrt{\omega(4\pi t)^{3/2}}}\int_{j}^{\tau}\frac{dt_i}{(\tau-t_i)}\exp\left[-\frac{R^2}{4\omega\ t}\right]. \quad (5.4)$$

$$\Theta(x,y,z,\tau)=\frac{q}{4\pi\lambda R}\left(1-erf\ \left[\frac{R}{\sqrt{4\omega\ t}}\right]\right), \quad (5.5)$$

erf[u] – известная модифицирована функция интеграла вероятностей: $erf[u]=\left(2/\sqrt{\pi}\right)\int_0^u e^{-u^2}du$.

Для непрерывно действующего источника при установившемся теплообмене:

$$\Theta(x, y, z) = q/4\pi\lambda R. \tag{5.6}$$

Для двумерного прямоугольного (*bxl*) источника теплоты:

$$\Theta(x, y, z) = \frac{q}{4\pi\lambda}\int_0^l dx_u \int_{-0.5b}^{+0.5b} \frac{dz_u}{\sqrt{(x - x_u)^2 + (y)^2 + (z - z_u)^2}} \tag{5.7}$$

Рассчитаем температурное поле в плоскости *XOZ*, считая *y=0*. Перейдем к безразмерным величинам $\psi = x/l;\ \psi_u = x_u/l;\ \zeta = z/l;\ \zeta_u = z_u/l;\ \eta = 0.5b/l$.

$$\Theta(x, z) = \frac{ql}{4\pi\lambda}\int_0^l d\psi_u \int_{-0.5b}^{+0.5b} \frac{d\zeta_u}{\sqrt{(\psi - \psi_u)^2 + (\zeta - \zeta_u)^2}};\ \Theta(x, z) = P_o T(\psi, \zeta). \tag{5.8}$$

где *q* - плотность теплообразования Вт/м^2; *T(ψ,,ζ)* - закон распределения температур в безразмерном виде.

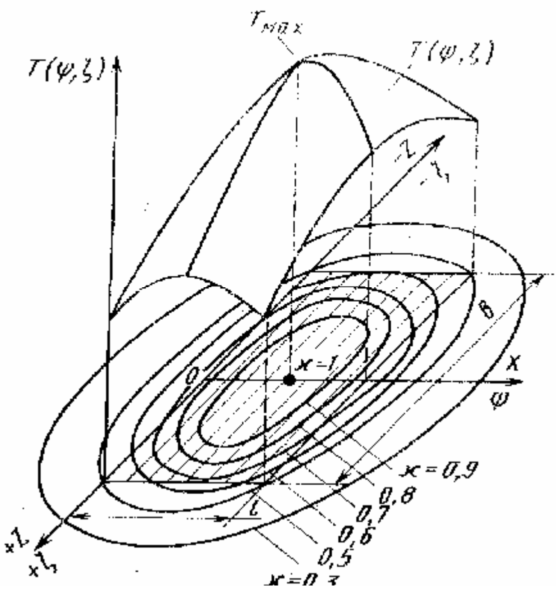


Рис. 4.3. Распределение температуры *T(ψ,ζ)* для двумерного источника теплоты размерами *bxl*

Решая этот интеграл, получаем:

$$\begin{aligned} T(\psi, \zeta) = {} & \psi \ln\left|\frac{\zeta + \eta + \sqrt{\psi^2 + (\zeta + \eta)^2}}{\zeta - \eta + \sqrt{\psi^2 + (\zeta - \eta)^2}}\right| - \\ & -(\psi - 1)\ln\left|\frac{\zeta + \eta + \sqrt{(\psi - 1)^2 + (\zeta + \eta)^2}}{\zeta - \eta + \sqrt{(\psi - 1)^2 + (\zeta - \eta)^2}}\right| + \\ & +(\zeta + \eta)\ln\left|\frac{\psi + \sqrt{\psi^2 + (\zeta + \eta)^2}}{\psi - 1 + \sqrt{(\psi - 1)^2 + (\zeta + \eta)^2}}\right| - \\ & -(\zeta - \eta)\ln\left|\frac{\psi + \sqrt{\psi^2 + (\zeta - \eta)^2}}{\psi - 1 + \sqrt{(\psi - 1)^2 + (\zeta - \eta)^2}}\right| \end{aligned} \tag{5.9}$$

Функция *T(ψ,ζ)* показана на рис. 4.3 в виде поверхности, построенной при *η = 1,* т. е. для источника, ширина которого *b* =2*l.*

Безразмерная температура на вершине лезвия *T*(0,0):

$$T_{вер}(0,0) = \ln\left|(\sqrt{1 + \eta^2} + \eta)\big/(\sqrt{1 + \eta^2} - \eta)\right| + 2\eta\ln\left|\eta\big/(\sqrt{1 + \eta^2} - 1)\right|. \tag{4}$$

Максимальная безразмерная температура на передней поверхности *T*(0.5,0) имеет место в точке координатами *ψ* = 0,5; *ζ* = 0

$$T_{\max} = \ln\left|\eta + \sqrt{0,25 + \eta^2}\big/\sqrt{0,25 + \eta^2} - \eta\right| + 2\eta\ln\left|\sqrt{0.25 + \eta^2} + 0.5\big/\sqrt{0.25 + \eta^2} - 0.5\right|. \tag{5}$$

3. Движущиеся источники

Температурное поле для полосового движущегося источника:

$$\Theta(x,y)=\frac{q}{2\pi\lambda_{\partial}}\int_{0}^{l}\exp\left(-\frac{V_S(x-x_u)}{2\omega_{\partial}}\right)K_0\left[\frac{V_S\sqrt{(x-x_u)^2+y^2}}{2\omega_{\partial}}\right]dx_u\,,\qquad(2.8)$$

где x, y – абсцисса и ордината точки, для которой рассчитывается температура; x_u – абсцисса импульса теплоты; V_S – скорость перемещения источника.

$K_0(u)$ – модифицированная функция Бесселя, которая с погрешностью, не выходящей за 5% может быть определена следующим образом:

$$K_0(u)\approx(\pi/2u)^{0.5}\exp[-u].\qquad(2.9)$$

Переходим к безразмерным величинам $\psi = x/l$; $\psi_u = x_u/l$; $\nu = y/l$:

$$\Theta(x,y)=(ql/2\pi\lambda_{\partial})T(\psi,\nu).\qquad(2.10)$$

$$T\ (\psi,\nu)=\int_{0}^{1}exp[0{,}5Pe(\psi-\psi_u)]K_0\left[0{,}5Pe\sqrt{(\psi-\psi_u)^2+\nu^2}\right]d\psi_u\,,\qquad(2.11)$$

где $Pe = Vl/\omega_{\partial}$ - безразмерный критерий Пекле; $T(\psi,\nu)$ - безразмерное распределение температур.

Температурное поле в детали для полосового быстродвижущегося источника:

$$\Theta(x,y)=\frac{q\ \sqrt{\omega_{\partial}}}{2\lambda_{\partial}\sqrt{\pi V}}\int_{0}^{p}\frac{dx_u}{\sqrt{x-x_u}}\exp\left(-\frac{Vy^2}{4\omega_{\partial}(x-x_u)}\right),\qquad(2.12)$$

где x_u – абсцисса импульса теплоты; x, y – абсцисса и ордината точки, для которой рассчитывается температура; $p= l$, если $x\geq l$, $p= x$, если $x< l$.

Переходим к безразмерным величинам $\psi = x/l$; $\psi_u = x_u/l$; $\nu = y/l$:

$$\Theta(x,y)=\frac{ql}{\lambda_{\partial}\sqrt{\pi}}\frac{1}{\sqrt{Pe}}T(\psi,\nu);\ T\ (\psi,\nu)=\frac{1}{2}\int_{0}^{\Delta}\frac{f(\psi_u)d\psi_u}{\sqrt{\psi-\psi_u}}\exp\left(-\frac{Pe}{4}\frac{\nu^2}{\psi-\psi_u}\right),\qquad(2.13)$$

где $Pe = Vl/\omega_{\partial}$ - критерий Пекле; Δ - верхний предел интеграла: $\Delta = \psi$ при $0 \leq \psi \leq 1$ и $\Delta = 1$ при $\psi > 1$;$f(\psi_u)$ - закон распределения плотности теплового потока.

Распределения безразмерных температур на поверхности детали $T(\psi)$ (координата $\nu = 0$) и по глубине детали $T(\nu)$ (координата $\psi = 1$):

$$T(\psi)=\frac{1}{2}\int_{0}^{\Delta}\frac{f(\psi_u)d\psi_u}{\sqrt{\psi-\psi_u}}\,;T(\nu)=\frac{1}{2}\int_{0}^{\Delta}\frac{f(\psi_u)d\psi_u}{\sqrt{1-\psi_u}}\exp\left(-\frac{Pe}{4}\cdot\frac{\nu^2}{1-\psi_u}\right).\qquad(11)$$

Максимальная безразмерная температура на передней поверхности $T(0.5,0)$ имеет место в точке координатами $\psi = 0{,}5$; $\zeta = 0$

$$T_{\max}=\frac{1}{2}\int_{0}^{\Delta}\frac{f(\psi_u)d\psi_u}{\sqrt{1-\psi_u}}\,;\ \Theta_{\max}=P_oT_{\max}\,;\ P_o=ql/\lambda_{\partial}\sqrt{\pi Pe}$$

где P_o – размерный коэфициент.

Лекция 6. **Закономерности протекания тепловых процессов в деталях при различных методах механообработки**

1. Определение безразмерных температурных полей в детали
2. Определение безразмерных температурных полей в детали при лезвийной, абразивной и отделочно - упрочняющей обработке
3. Определение фактических температурных полей в детали при различных видах обработки

1. Определение безразмерных температурных полей в детали

При исследовании закономерностей формирования поверхностного слоя деталей в процессе их механической обработки весьма актуальным является определение температур, как на самой поверхности детали, так и по ее глубине. Основным источником теплоты при различных видах обработки – лезвийной, алмазно-абразивной, отделочно-упрочняющей является зона обработки, размеры которой существенно меньше размеров обрабатываемой детали.

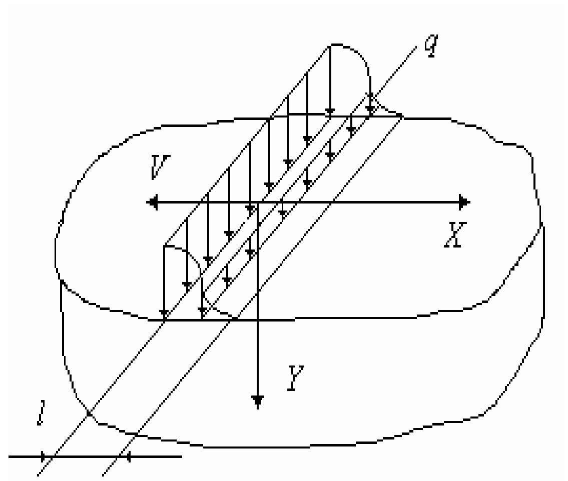


Рис. 6.1 - Схематизация компонентов технологической системы

В связи с этим, независимо от метода обработки, при схематизации компонентов технологической системы, представленной на рис.6.1 деталь рассматривается как полубесконечное тело. Источник теплоты, возникающий на поверхности заготовки в результате взаимодействия с инструментом, рассматривается как быстродвижущийся полосовой шириной *l*, определяемой условиями контакта инструмента с деталью. Мощность источника теплоты определяется скоростью его перемещения *V* и силой *P*, действующей в направлении перемещения источника в зоне обработки: *W*=*PV*.

Доля теплоты, поступающая в деталь:

$$b^* = 1 \Big/ \left[1 + 1{,}18 (\lambda_u / \lambda_\partial) \sqrt{\omega_\partial / Vl} \Big/ \left(2{,}34 + ln\left(\omega_u \tau / l^2\right)\right) \right], \qquad (6.1)$$

где λ_u , λ_∂ , ω_u , ω_∂ – коэффициенты теплопроводности и температуропроводности инструмента и детали соответственно, τ - время действия источника.

Температурное поле в детали для полосового быстродвижущегося источника описывается аналитическим выражением:

$$\Theta(x, y) = \frac{q \sqrt{\omega_\partial}}{2\lambda_\partial \sqrt{\pi V}} \int_0^p \frac{dx_u}{\sqrt{x - x_u}} \exp\left(- \frac{Vy^2}{4\omega_\partial (x - x_u)} \right), \qquad (6.2)$$

где x_u – абсцисса импульса теплоты; *x*, *y* – абсцисса и ордината точки, для которой рассчитывается температура; $p = l$, если $x \geq l$, $p = x$, если $x < l$.

Для исследования температурного поля в детали целесообразно перейти к безразмерным величинам ($\psi = x/l$; $\psi_u = x_u/l$; $\nu = y/l$):

$$\Theta(x,y) = \frac{ql}{\lambda_\partial\sqrt{\pi}}\frac{1}{\sqrt{Pe}}T(\psi,\nu); \; T(\psi,\nu) = \frac{1}{2}\int_0^\Delta \frac{f(\psi_u)d\psi_u}{\sqrt{\psi-\psi_u}}\exp\left(-\frac{Pe}{4}\frac{\nu^2}{\psi-\psi_u}\right), \quad (6.3)$$

где $Pe = Vl/\omega_\partial$ - критерий Пекле; $T(\psi,\nu)$ - безразмерное распределение температур; Δ - верхний предел интеграла: $\Delta = \psi$ при $0 \le \psi \le 1$ и $\Delta = 1$ при $\psi > 1$;$f(\psi_u)$ - закон распределения плотности теплового потока.

Распределения безразмерных температур на поверхности детали $T(\psi)$ (координата $\nu = 0$) и по глубине детали $T(\nu)$ (координата $\psi = 1$) имеют вид:

$$T(\psi) = \frac{1}{2}\int_0^\Delta \frac{f(\psi_u)d\psi_u}{\sqrt{\psi-\psi_u}}; T(\nu) = \frac{1}{2}\int_0^\Delta \frac{f(\psi_u)d\psi_u}{\sqrt{1-\psi_u}}\exp\left(-\frac{Pe}{4}\cdot\frac{\nu^2}{1-\psi_u}\right). \quad (6.4)$$

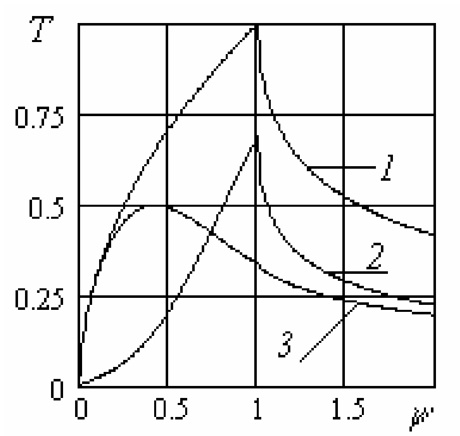


Рис. 6.2. Распределение безразмерной температуры на поверхности детали

Графики распределения безразмерной температуры на поверхности заготовки при $\nu = 0$ для различных законов распределения представлены на рис.6.2. Установлены координаты точек на поверхности детали, имеющих максимальную температуру: для равномерного закона распределения плотности теплового потока (кривая 1) с функцией распределения $f(\psi_u) = 1$ безразмерная функция имеет наибольшее значение $T_{max}(1,0)$=1 при $\psi=1$ и $\nu=0$; для нормального несимметричного закона распределения плотности теплового потока (кривая 2) с функцией распределения $f(\psi_u) = \exp[-k_0(1-\psi_u)]$, безразмерная функция имеет наибольшее значение $T_{max}(1,0)$=0,685 при $\psi=1$ и $\nu=0$; для нормального несимметричного закона распределения плотности теплового потока (кривая 3) с функцией распределения $f(\psi_u) = \exp[-k_0(\psi_u)]$, безразмерная функция имеет наибольшее значение $T_{max}(0.5,0)$=0.5 при ψ=0,5 и ν= 0.

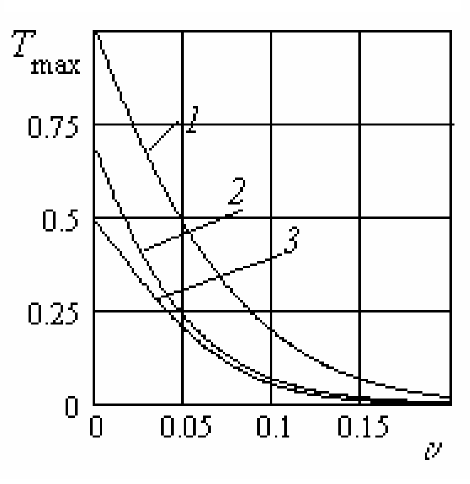


Рис. 6.3. Распределение безразмерной температуры по глубине детали

Распределение максимальной безразмерной температуры по глубине детали $T_{max}(\psi,\nu)$, при значениях ψ, обеспечивающих этот максимум, представлено на рис.6.3. Графики свидетельствуют о том, что температура по глубине поверхности достаточно быстро убывает, причем независимо от закона распределения уже при ν=0,2 становиться практически равной 0.

2. Определение безразмерных температурных полей в детали при лезвийной, абразивной и отделочно - упрочняющей обработке

Схемы источников теплоты и графиков функций распределения плотности тепловых потоков для различных методов обработки: лезвийной, абразивной, отделочно - упрочняющей представлены на рис. 6.4.

При лезвийной обработке (рис.6.4*а*) имеет место нормальный нессиметричный закон распределения плотности тепловых потоков с максимальным его значением в вершине лезвия $f(\psi_u) = \exp[-k_0(\psi_u)]$; при абразивной обработке (рис. 6.4*б*) – равномерный $f(\psi_u) = 1$; при отделочно – упрочняющей обработке - нормальный нессиметричный с максимальным значением в центре площадки контакта деформирующего элемента с деталью $f(\psi_u) = \exp\left[-k_0(1-\psi_u)^2\right]$.

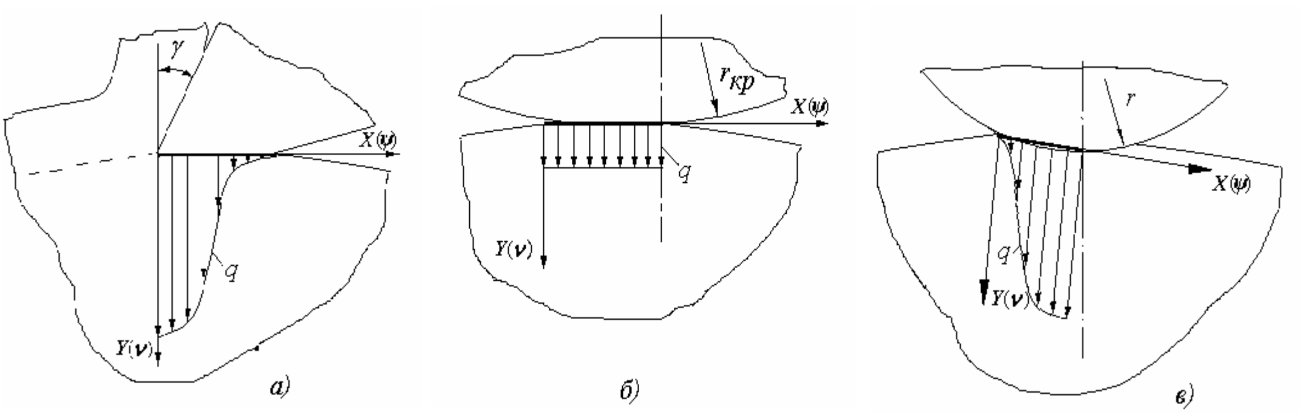


Рис. 6.4. Схемы источников теплоты для различных методов обработки: лезвийной - *а*), абразивной - *б)*, отделочно - упрочняющей – *в*)

Графики двухпараметрического распределения безразмерных температур по поверхности – координата *(ψ)* и по глубине - координата *(ν)* детали представлены на рис. 6.5.

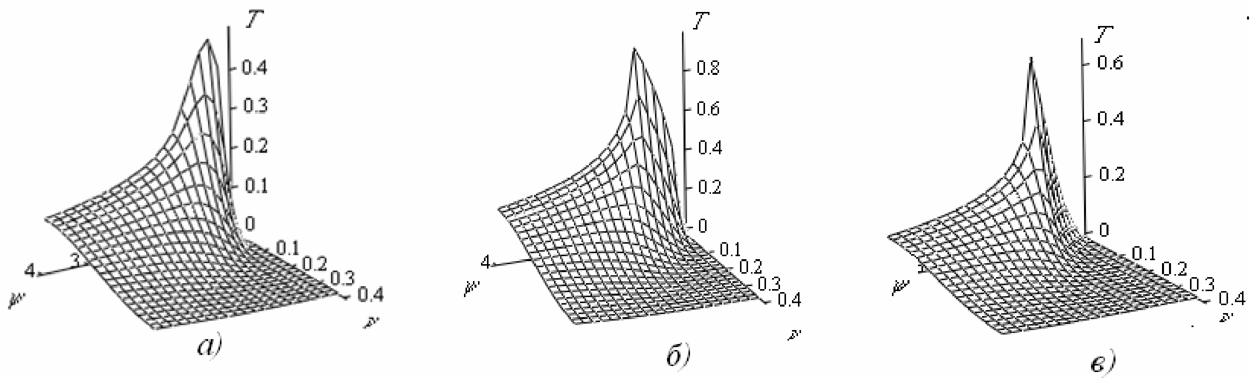


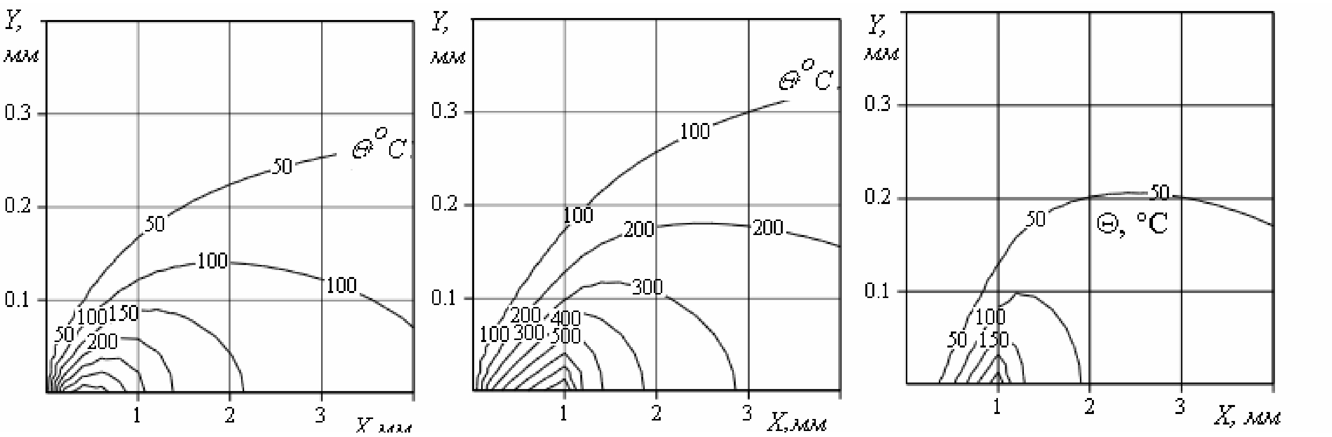
Рис. 6.5. Распределение безразмерных температур для различных методов обработки: лезвийной - *а*), абразивной - *б)*, отделочно - упрочняющей – *в*)

Максимальные значения безразмерных температур**:** при точении $T_{max\ точения}$ = 0.5; при шлифовании $T_{max\ шлифования}$ = 1; при обкатывании $T_{max\ обкатывания}$ = 0.685.

3. Определение фактических температурных полей в детали при различных видах обработки

С использованием указанных зависимостей проведены исследования температурных полей в поверхностном слое детали при точении, шлифовании и обкатывании, представленные на рис. 6.6.

Расчеты фактических температур выполнялись для следующих режимов обработки: при точении - скорость резания $V_{точ}$ = 3м/с, подача s = 0,2 мм/об, глубина резания t = 1 мм; сила резания составляла P = 400 Н; при шлифовании скорость резания $V_{шл}$ = 30м/с, подача s = 16 мм/об, глубина резания t = 0,01 мм; сила резания составляла P = 100 Н; при обкатывании скорость детали $V_{обк}$ = 1м/с, сила при обкатывании составляла P = 500Н.



а) *б)* *в)*

Рис.6.6. Температурные поля в детали при точении - *а*), шлифовании - *б*), обкатывании - *в*)

Максимальные значения температур**:** при точении $\Theta_{max\ точения}$ = 400°С; при шлифовании $\Theta_{max\ шлифования}$ = 915°С; при обкатывании $\Theta_{max\ обкатывания}$ = 295°С.

ВОПРОСЫ ДЛЯ САМОПРОВЕРКИ

1. Что определяют начальные и граничные условия?
2. Когда может быть использован метод непосредственного интегрирования дифференциального уравнения теплопроводности?
3. Каковы основные принципы метода источников теплоты?
4. Для чего необходимы интегральные переходы?
5. Какой интегральный переход необходим для перехода от мгновенного точечного источника к линейному и плоскому источнику?
6. Какие интегральные переходы необходимы для перехода от мгновенного точечного источника к непрерывно действующему источнику?
7. Какие интегральные переходы необходимы для перехода от мгновенного точечного источника к движущемуся источнику?
8. Чем отличаются безразмерные температурные поля в детали при лезвийной, абразивной и отделочно - упрочняющей обработке?
9. Что необходимо знать для определения размерных температурных полей в детали при различных видах обработки?

КОНВЕКТИВНЫЙ ТЕПЛООБМЕН

Лекция 7. **Основные положения учения о конвективном теплообмене**

1. Общие подходы к решению задач при конвективном теплообмене
2. Теплоотдача при естественной конвекции
3. Регулярный режим охлаждения твердых тел
4. Теплоотдача при вынужденной конвекции среды.
5. Теплообмен при изменении агрегатного состояния жидкости

1. Общие подходы к решению задач при конвективном теплообмене

Применение смазочно-охлаждающих технологических сред – один из наиболее распространенных способов повышения эффективности функционирования ТС. Процесс и условия теплообмена твердых тел, входящих в состав технологических систем, с жидкой или газообразной окружающей средой характеризуется коэффициентом теплоотдачи α.

Коэффициент теплоотдачи α может быть определен двумя способами. Первый основан на решении дифференциального уравнения, описывающего условия теплообмена на границе между твердым телом и средой:

$$\alpha(\Theta_S - \Theta_O) = -\lambda(\partial\Theta/\partial x), \qquad (7.1)$$

где Θ_S, Θ_O – температуры поверхности, на которой происходит теплообмен, и среды соответственно; λ - коэффициент теплопроводности среды; x – ось системы координат с началом на поверхности теплообмена.

В этом случае для определения коэффициента теплоотдачи α необходимо знать температурное поле в слое жидкости, что в большинстве случаев для реальных условий конвективного теплообмена в ТС весьма сложно.

В большинстве случаев для расчета коэффициента теплоотдачи используется критериальное уравнение:

$$Nu = C\,Re^m\,Pr^n\,Gr^p, \qquad (7.2)$$

где C, m, p, x, y, z – коэффициент и показатели степеней, зависящие от способа подачи жидкости в зону обработки.

В состав критериального уравнения входят четыре безразмерных комплекса:

$$Nu = \alpha\ l/\lambda;\ Re = wl/\nu;\ Pr = \nu/\omega;\ Gr = \beta(\Theta_S - \Theta_O)gl^3/\nu^2, \qquad (7.3)$$

где Nu –критерий Нуссельта; Re - критерий Рейнольдса; Pr – критерий Прандтля; Gr –критерий Грасгофа; l – характерный размер; w –скорость потока; ν - кинематический коэффициент вязкости среды; ω- коэффициент температуропроводности; β - коэффициент объемного расширения; g – ускорение свободного падения.

$$\alpha = C_1\,\lambda w^m \beta^p (\Theta_S - \Theta_O)^p / l^x \nu^z \varpi^n, \qquad (7.4)$$

где показатели степени x = (1-m-3p), z = (m-n+2p), $C_1 = Cg^P$.

2. Теплоотдача при естественной конвекции

В условиях естественной конвекции, достаточно распространенной в технологических системах, охлаждение происходит в неподвижной газообразной или жидкой среде: скорость потока $w = 0$ и критерий Рейнольдса $Re = 0$. При охлаждении в воздушной среде нагретых в процессе обработки поверхностей деталей, станков, технологической оснастки и инструмента коэффициент теплоотдачи (4) может быть представлен:

$$\alpha_{воздух} = 1{,}32(\Theta_S - \Theta_O)^{0{,}25} \big/ l^{0{,}25} . \qquad (7.5)$$

Величина коэффициента теплоотдачи существенно возрастает, если охлаждение осуществляется не в воздушной, а в жидкой среде. Для воды, водных растворов и жидкостей, физические свойства которых мало отличаются от свойств воды, коэффициент теплоотдачи может быть определен:

$$\alpha_{вода} = 447{,}6(\Theta_S - \Theta_O)^{0{,}33} \big/ l^{0{,}01} . \qquad (7.6)$$

Взаимосвязь коэффициента теплоотдачи для воздуха и воды с характерным размером l (для вертикальных плит и валов – высота плиты и длина вала, для горизонтальных плит и валов – наименьший размер плиты и диаметр вала) и температурой поверхности Θ_S представлена на рис. 7.1.

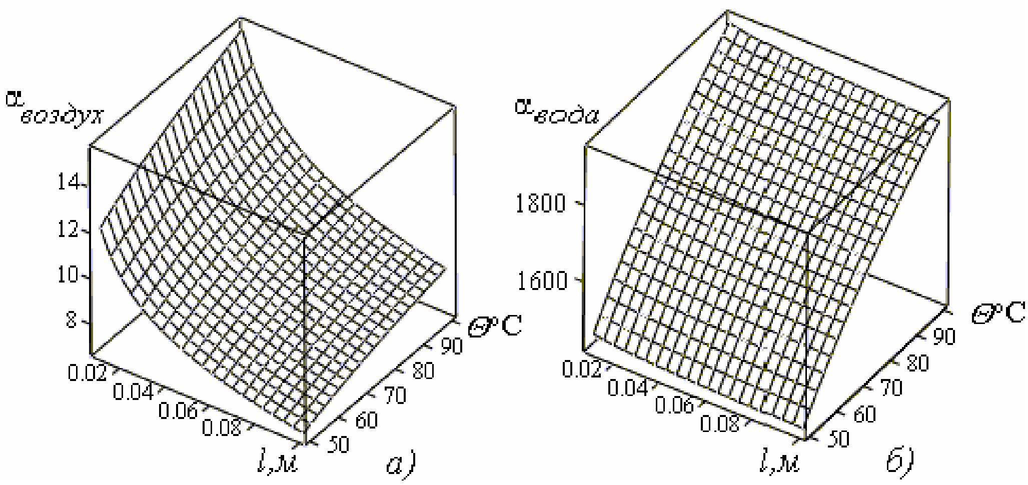


Рис.1. Графики зависимостей коэффициента теплоотдачи для воздуха и воды от характерного размера l и температуры Θ_S

Из графиков следует, что величина коэффициента теплоотдачи более чем в 100 раз возрастает, если охлаждение осуществляется не в воздушной, а в водной среде.

3. Регулярный режим охлаждения твердых тел

Рассчитанные коэффициенты теплоотдачи позволяют оценить скорость и время охлаждения в различных средах нагретых в процессе механообработки элементов технологических систем при регулярном режиме охлаждения. Для регулярного режима охлаждения характерен экспоненциальный закон изменения температуры $\Theta(\tau)$от времени:

$$\Theta(\tau) = \Theta(0) exp[-m_O \tau], \quad m_O = \alpha S / c\rho V , \qquad (7.7)$$

где $\Theta(0)$ – температура нагретого тела в начальный момент охлаждения; m_o – скорость охлаждения, S,V – соответственно площадь поверхности и объем охлаждаемого тела; c – массовая теплоемкость, ρ - плотность вещества.

При заданной температуре охлаждения $\Theta_{охл}$ может быть рассчитано время охлаждения:

$$\tau_{охл} = \left[ln\,\Theta_{охл} - ln\,\Theta(0)\right]/m_o\,. \quad (7.8)$$

При прочих равных условиях время охлаждения в жидкой среде в сравнении с воздухом значительно ниже. Соотношение этих времен характеризуется коэффициентом K, позволяющем оценить эффективность использования в качестве охлаждающих сред различных жидкостей в сравнении с воздухом:

$$K = \tau_{охл\ жид} / \tau_{охл\ возд} = \alpha_{жид}(c\rho)_{возд} / \alpha_{возд}(c\rho)_{жид}\,. \quad (7.9)$$

4. Теплоотдача при вынужденной конвекции среды

Для расчета коэффициента теплоотдачи при вынужденной конвекции среды, возникающей в случае принудительного движения жидкости или газа, критериальное уравнение (7.2) обычно представляют в виде:

$$Nu_O = \varepsilon C\,\mathrm{Re}_O^m\,\mathrm{Pr}_O^n\,Gr_O^p\left(\mathrm{Pr}_O/\mathrm{Pr}_S\right)^{0,25}, \quad (7.10)$$

где $\varepsilon = \exp\left[-4\cdot10^6\left(90^\circ - \varphi\right)^3\right]$- поправка, учитывающая изменение теплоотдачи при наклоне струи под углом φ (при $\varphi = 90^\circ$ $\varepsilon = 1$); Pr_O, Pr_S – значения критерия Прандтля при температурах омывающей среды и омываемой поверхности соответственно. направление потока теплоты в охлаждающей среде

В этом случае коэффициент теплоотдачи зависит от скорости перемещения среды и условий теплообмена

5 Теплообмен при изменении агрегатного состояния жидкости

Указанные зависимости справедливы в случае, если температура водной среды не достигает температуры кипения, то есть не превышает 100°C . Известно, что на поверхностях деталей и инструмента в процессе механообработки возникают значительно более высокие температуры, достигающие в зоне резания 800°C - 1000°C. В этом случае необходимо учитывать особенности теплообмена при изменении агрегатного состояния жидкости – кипении.

При естественной конвекции наибольший эффект от применения охлаждающей жидкости обеспечивается в пузырьковом режиме кипения, когда наблюдается максимально возможные образование и отрыв пузырьков пара от нагретой поверхности и коэффициент теплоотдачи увеличивается. Для воды и водных растворов этот диапазон соответствует $105 \le \Theta_S \le 120\,°C$.

При более высокой температуре пузырьковый режим кипения переходит в пленочный. Пленка пара увеличивает термическое сопротивление, коэффициент теплоотдачи снижается, а при температуре свыше 235°C остается практически постоянным.

Коэффициент теплоотдачи в кипящую жидкость $\alpha_к$ определяется следующим образом:

$$\alpha_к \approx 170(\Theta_S - 100)^{1,86}, \qquad \text{при } 105 \le \Theta_S \le 120\,°\text{C};$$
$$\alpha_к = 3{,}33 \cdot 10^6 (\Theta_S - 100)^{-1{,}43}, \text{ при } 120 \le \Theta_S \le 235\,°\text{C}; \qquad (7.10)$$
$$\alpha_к \approx 3 \cdot 10^3, \qquad \text{при } \Theta_S \ge 235\,°\text{C}.$$

Движение жидкости по отношению к нагретой заготовке вносит изменения в процесс кипения. Движущаяся жидкость срывает паровые пузырьки с поверхности тела и ослабляет процесс пузырькового кипения, а также разрушает паровую пленку. Приведенный коэффициент теплоотдачи $\alpha_{пр}$, учитывающий совместное влияние кипения и конвективного теплообмена определяется следующим образом:

$$\alpha_{пр} \approx \alpha, \qquad \text{при } \alpha_к \le 0{,}5\alpha;$$
$$\alpha_{пр} = \alpha[(4\alpha + \alpha_к)/(5\alpha - \alpha_к)], \text{ при } 0{,}5\alpha \le \alpha_к \le 2\alpha; \qquad (7.11)$$
$$\alpha_{пр} \approx \alpha_к, \qquad \text{при } \alpha \ge 2\alpha,$$

где $\alpha_к$ и α - соответственно независимо рассчитанные коэффициенты теплоотдачи при кипении и при конвективном теплообмене.

На рис.7.2 приведены графики зависимости приведенного коэффициента теплоотдачи $\alpha_{пр}$ от температуры поверхности Θ и скорости потока жидкости w.

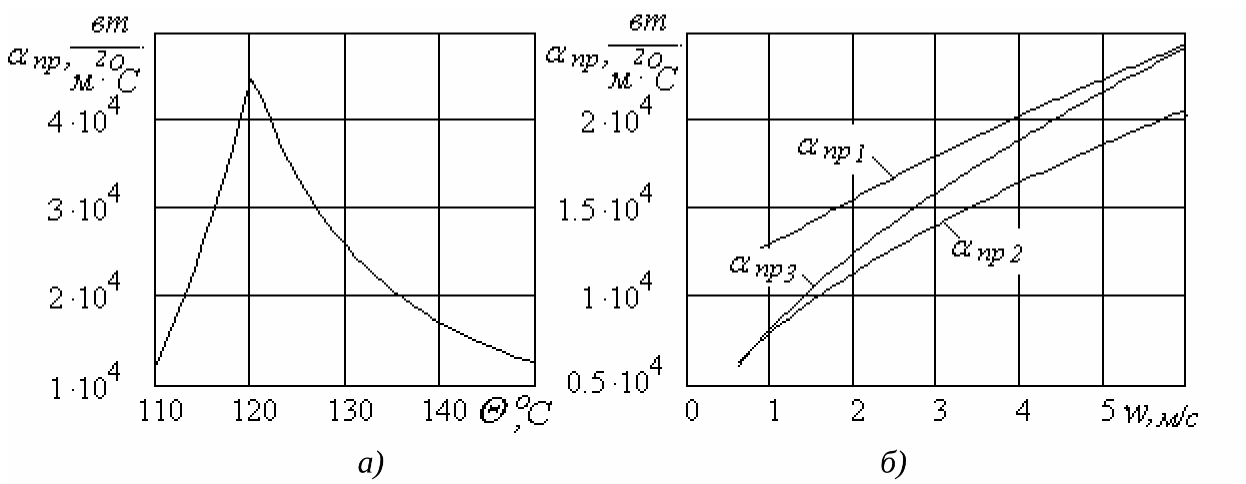


Рис. 7.2. Графики зависимости приведенного коэффициента теплоотдачи $\alpha_{пр}$ от температуры поверхности Θ (при $\Theta \le 150$°C) - а) и скорости потока жидкости - б): $\alpha_{пр1}$ соответствует $\Theta = 170$°C; $\alpha_{пр2}$ - $\Theta = 220$°C; $\alpha_{пр3}$ - $\Theta > 235$°C.

График зависимости приведенного коэффициента теплоотдачи $\alpha_{пр}$ от температуры поверхности Θ в этой зоне (рис.7.2а) свидетельствует о том, что в области температуры 120°С имеет место значительное повышение коэффициенту теплоотдачи, его максимальное значение равняется $\alpha_{пр\,max} = 4{,}65 \cdot 10^4$ Вт/м^2 °С.

При струйно-напорной подаче коэффициент теплоотдачи практически не зависит от температуры и на него не влияет изменение агрегатного состояния охлаждающего среды – кипения.

Лекция 8. **Влияние смазочно-охлаждающих технологических сред на тепловые явления в технологических системах**

1. Подача СОЖ в зону резания свободно падающей струей жидкости
2. Струйно-напорная в подаче СОЖ в зону резания
3. Подача СОЖ в зону резания в распыленном состоянии

1 Подача СОЖ в зону резания свободно падающей струей жидкости

При обработке лезвийным инструментом наиболее распространены следующие способы подачи СОЖ: свободным полив падающей струей жидкости и струйно-напорная подача СОЖ. Для охлаждения инструмента преимущественно используются СОЖ на основе водных растворов, имеющих теплофизические свойства, близкие к свойствам воды.

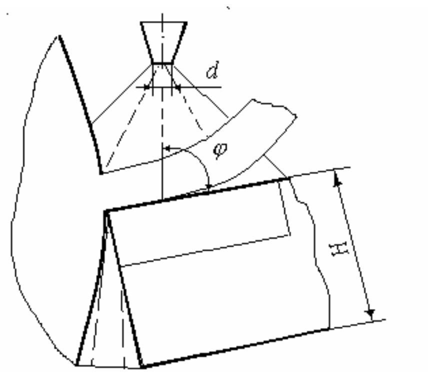


Рис. 8.1. Схема полива свободно падающей струей жидкости

Подача СОЖ в зону резания свободным поливом падающей струей жидкости является самым простым и наиболее распространенным способом, при котором струя направляется как на стружку, так и на инструмент.

При подаче водных растворов свободным поливом, схема которого представлена на рис.8.1, для определения коэффициента теплоотдачи используется критериальное уравнение (7.10) с соответствующими значениями коэффициентов:

$$Nu_O = 0.28\varepsilon Re_O^{0,6} Pr_O^{0,36} \left(Pr_O / Pr_S\right)^{0,25} \quad (8.1)$$

где Nu_O – критерий Нуссельта; Re_O - критерий Рейнольдса; Pr_O – критерий Прандтля

Из этого уравнения определяется коэффициент теплоотдачи:

$$\alpha_{полив} = 357\varepsilon \; w^{0.6} / l^{0.4} \; . \quad (8.2)$$

В этом случае характерный размер *l* определяется как эквивалентный диаметр:

$$l = d_{экв} = 4F/P = BH/2(B+H), \quad (8.3)$$

где *F*– площадь поперечного сечения тела, *P* - полный смоченный периметр этого сечения, *B, H* – размеры инструмента.

В связи с тем, что при резании на поверхностях лезвия инструмента в процессе механообработки возникают значительно более высокие температуры, чем 100°С, необходимо учитывать особенности теплообмена при изменении агрегатного состояния жидкости – кипении. В диапазоне температур до 120°С наблюдается пузырьковый режим кипения с максимально возможным образованием и отрывом пузырьков пара от нагретой поверхности, с коэффициентом теплоотдачи $\alpha_{к\ пуз}$, равным:

$$\alpha_{к\ пуз} \approx 170\left(\Theta_S - 100\right)^{1,86} . \quad (8.4)$$

При более высокой температуре пузырьковый режим кипения переходит в пленочный, при котором пленка пара увеличивает термическое сопротивление, коэффициент теплоотдачи $\alpha_{к\ пл}$ снижается:

$$\alpha_{к\ пл} = 3{,}33 \cdot 10^{6} \left(\Theta_S - 100\right)^{-1{,}43}. \qquad (8.5)$$

При температуре свыше 235°С коэффициент теплоотдачи практически не изменяется: $\alpha_к \approx 3{\cdot}10^3$.

Движение жидкости по отношению к нагретому инструменту вносит изменения в процесс кипения. Движущаяся жидкость срывает паровые пузырьки с поверхности тела и ослабляет процесс пузырькового кипения, а также разрушает паровую пленку. Приведенный коэффициент теплоотдачи $\alpha_{пр}$, учитывающий совместное влияние кипения и конвективного теплообмена при $0{,}5\alpha \le \alpha_к \le 2\alpha$ определяется следующим образом:

$$\alpha_{пр} = \alpha\left[\left(4\alpha + \alpha_к\right)/\left(5\alpha - \alpha_к\right)\right], \qquad (8.6)$$

где $\alpha_к$ и α - независимо рассчитанные коэффициенты теплоотдачи при кипении и при конвективном теплообмене (при $\alpha_к \ge 2\alpha$ $\alpha_{пр} \approx \alpha_к$).

2 Струйно-напорная подача СОЖ в зону резания

Сущность струйно-напорного способа заключается в подаче СОЖ тонкой струей с давлением до 2 Мпа в зону контакта инструмента с обрабатываемой деталью со стороны задней поверхности.

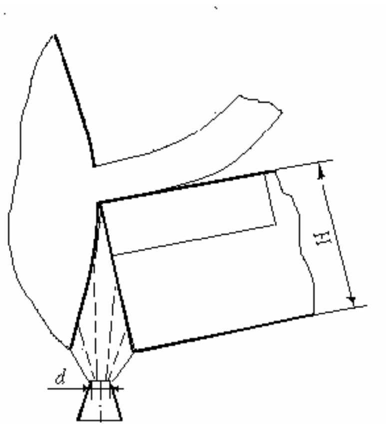


Рис. 8.2. Схема струйно-напорной подачи сож

При струйно-напорной подаче водных растворов, схема которой представлена на рис. 8.2, для определения коэффициента теплоотдачи используется критериальное уравнение в виде:

$$Nu_б = 0.021 Re_б^{0,8} Pr_б^{0,43} \left(Pr_б / Pr_S\right)^{0,25} \qquad (8.7)$$

В этом случае коэффициент теплоотдачи:

$$\alpha_{напор} = 362 w^{0.8} / l^{0.2}\ . \qquad (8.8)$$

Характерный размер *l* при условии продольного обтекания тела жидкостью принимается как размер по направлению ее течения *l* = *H*.

Для струйно-напорной подачи СОЖ при высоких скоростях движения среды коэффициент теплоотдачи не зависит от температуры и определяется только условиями конвективного теплообмена.

На рис.8.3 представлены графики зависимости коэффициента теплоотдачи α от скорости охлаждающей среды *w* и длины омываемой поверхности *l*, свидетельствующие о значительном увеличении коэффициента теплоотдачи при струйно-напорной подаче СОЖ в сравнении со свободным поливом.

Для обоснования возможностей направленного изменения температуры при применении СОЖ введен коэффициент снижения температуры резания K_Θ.

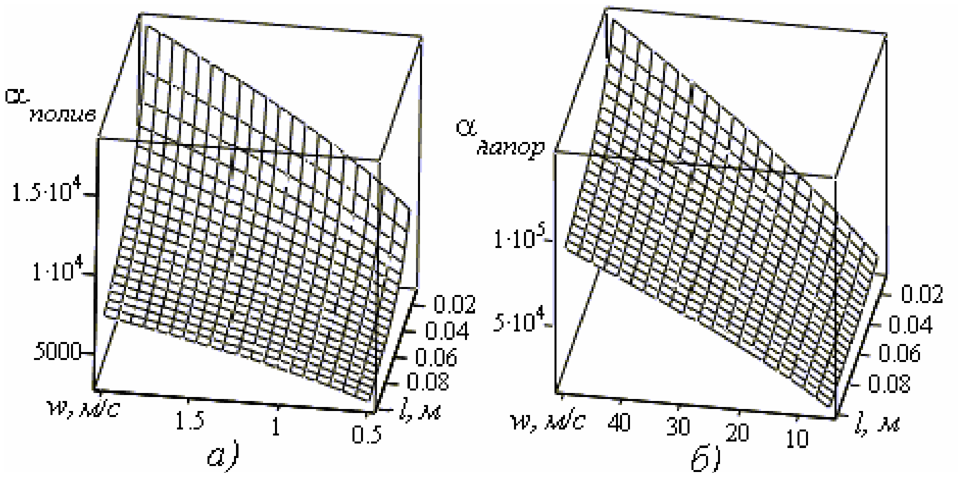


Рис 8.3. Графики зависимости коэффициента теплоотдачи α от скорости охлаждающей среды *w* и длины омываемой поверхности *l* при свободном поливе - а) и струйно-напорной подаче СОЖ – *б*)

На основании рассчитанных с использованием метода конечных разностей коэффициентов снижения температуры резания, обозначенных на рис.8.4 $K_{\Theta P}$ выполнена математическая обработка результатов расчета и определен характер и степнь влияния коэффициента теплоотдачи на снижение температуры резания $K_{\Theta T}$ при поливе свободно падающей струей и при струйно-напорной подаче:

$$K_{\Theta_T полив} = 1 - 7{,}5 \cdot 10^{-6} \alpha_{полив}; \qquad K_{\Theta_T напір} = 5{,}3 \cdot \alpha_{напір}^{-0{,}18}. \qquad (8.9)$$

Коэффициент снижения температуры резания при струйно-напорной подаче охлаждающего среды в результате значительно больших значений коэффициента теплоотдачи выше, чем при поливе свободно падающей струей охлаждающего среды

3 Подача СОЖ в зону резания в распыленном состоянии

Наиболее эффективным с точки зрения использования СОЖ является распыление небольшого количества жидкости сжатым воздухом при давлении 0,2 Мпа со скоростью до 300м/с. Подача распыленной жидкости в зависимости от типа инструмента может осуществляться как со стороны задней, так и со стороны передней поверхности. При подаче СОЖ в зону резания в распыленном состоянии имеет место сложный теплообмен поверхности лезвия инструмента с двухфазной воздушно-жидкостной средой. Во-первых, происходит конвективный теплообмен с распыленной жидкостью, капли которой при соприкосновении с поверхностью тела нагреваются до температуры насыщения, а затем испаряются. Коэффициент теплоотдачи $\alpha_{нагр}$ при нагреве капли до температуры насыщения Θ_H определяется, исходя из критериального уравнения для условий естественной конвекции:

$$Nu = 0{,}135 (Gr \cdot \Pr)^{0.33}; \; \alpha_{нагр} = 44\,7{,}6 (\Theta_H - \Theta_o)^{0{,}33} / l^{0{,}01}. \qquad (8.10)$$

Средний по времени коэффициент теплоотдачи жидкости в распыленном состоянии в процессе нагревания и испарения капли равен:

$$\alpha_{расп} = \frac{\alpha_{нагр}\alpha_{кип}\left[c(\Theta_S - \Theta_H) + r\right]}{r\alpha_{нагр} + c\alpha_{кип}(\Theta_S - \Theta_H)}, \qquad (8.11)$$

где $\alpha_{нагр}$ - коэффициент теплоотдачи при конвективном теплообмене; $\alpha_{кип}$ - коэффициент теплоотдачи при кипении (8); c – массовая теплоемкость жидкости; r – теплота парообразования; Θ_H – температура насыщения жидкости.

Во-вторых, происходит вынужденный конвективный теплообмен с воздухом, содержащимся в двухфазной струе. Коэффициент теплоотдачи инструмента в воздух $\alpha_{возд}$ определяется, исходя из критериальных уравнений для условий вынужденной конвекции, соответственно для подачи распыленной жидкости со стороны передней и задней поверхностей:

$$\alpha_{возд\ пп} = 5.0 w^{0.6} / l^{0.4}; \quad \alpha_{возд\ зп} = 3.4 w^{0.8} / l^{0.2}. \qquad (8.12)$$

Приведенный коэффициент теплоотдачи, учитывающий все процессы, происходящие на поверхности контакта струи жидкости с нагретой поверхностью равен:

$$\alpha_{пр\ расп} = 1{,}2 K^{2/3} m^2 \left(\alpha_{расп} - \alpha_{возд}\right) + \alpha_{возд}, \qquad (8.13)$$

где K – концентрация жидкости в двухфазной воздушно-жидкостной среде; m – коэффициент, характеризующий деформацию капель жидкости при соударении с поверхностью; $\alpha_{возд}$ - коэффициент теплоотдачи в воздух.

Коэффициент теплоотдачи инструмента в воздух $\alpha_{пов}$ определяется, исходя из критериальных уравнений для условий вынужденной конвекции, соответственно для подачи распыленной жидкости со стороны передней и задней поверхностей:

$$\alpha_{пов\ пп} = 5.0 w^{0.6} / l_{пп}^{0.4}; \qquad \alpha_{пов\ зп} = 3.4 w^{0.8} / l_{зп}^{0.2}. \qquad (8.14)$$

Коэффициенты снижения температуры резания $K_{\Theta T}$ в зависимости от коэффициента теплоотдачи при подаче распыленной жидкости со стороны задней $K\Theta_{T1}$, а также со стороны передней $K_{\Theta T2}$ поверхностей лезвия инструмента:

$$K_{\Theta_T\, розп1} = 0{,}94 - 1{,}07 \cdot 10^{-5} \alpha_{пр}; \; K_{\Theta_T\, розп2} = 1{,}0 - 1{,}5 \cdot 10^{-5} \alpha_{пр} \qquad (8.15)$$

ВОПРОСЫ ДЛЯ САМОПРОВЕРКИ

1. Каковы общие подходы к решению задач при конвективном теплообмене?
2. В чем особенности теплоотдачи при естественной конвекции?
3. Что такое регулярный режим охлаждения твердых тел?
4. В чем особенности теплоотдачи при вынужденной конвекции среды?
5. Что такое теплообмен при изменении агрегатного состояния жидкости?
6. Каковы особенности подачи СОЖ в зону резания свободным поливом?
7. Каковы особенности струйно - напорной подачи СОЖ в зону резания?
8. Каковы особенности подачи СОЖ в распыленном состоянии?

АНАЛИЗ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ ПРИ ЛЕЗВИЙНОЙ ОБРАБОТКЕ

Лекция 9. **Определение тепловых потоков в зоне резания при точении**

1. Схематизация тел, участвующих в теплообмене, и источников теплоты
2. Определение тепловых потоков в зоне резания в зависимости от параметров процесса резания

1. Схематизация тел, участвующих в теплообмене, и источников теплоты

При схематизации тел, участвующих в теплообмене при точении, деталь рассмаривается как полубесконечное пространство, ограниченной обрабатываемой поверхностью; резец – как бесконечный клин с углом заострения β; стружка – как полубесконечный стержень, ограниченный плоскостью сдвига N (рис. 9.1).

Источниками теплоты в зоне резания, представленными на рис .9.1, являются:

- теплота деформации в зоне стружкообразования на плоскости сдвига – источник *Jд* с равномерным распределением плотности тепловыделения q_∂ и равномерным распределением плотности тепловых потоков в стружку $b'q_\partial$ и деталь $(1\text{-}b')q_{\partial\partial}$;

- теплота трения на площадке контакта между стружкой и передней поверхностью лезвия инструмента – источник J_1 с комбинированным распределением плотности тепловыделения $q_{ТП}$;

- теплота трения между задней поверхностью лезвия инструмента и деталью – источник J_2 с нормальным нессиметричным распределением плотности тепловыделения $q_{ТЗ}$.

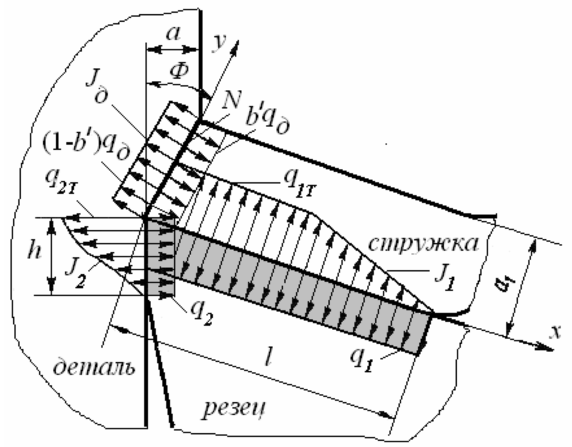


Рис. 1. Схема расположения источников теплоты в зоне резания при точении

Ось X в рассматриваемой системе координат ориентируется в направлении передней поверхности перпендикулярно главной режущей кромке; l - длина контактной площадки в направления схода стружки; h - износ по задней поверхности; a - толщина среза; a_1 – толщина стружки; Φ- угол сдвига.

Температура в режущем лезвии инструмента формируется под воздействием источников q_1 и q_2, плотность которых для практических расчетов принимается равномерно распределенной по площадкам bxl и bxh (b – ширина среза). Плотности тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия инструмента, определяются из системы уравнений:

$$\begin{cases} \dfrac{q_1 l}{\lambda_u} M_1 + \dfrac{q_2 h}{\lambda_u} N_2 = I_1 q_\partial + 0.75 K_{c1} I_2 \sqrt{kl/h}\left(q_{1T} - 1{,}3 q_1\right); \\ \dfrac{q_2 h}{\lambda_u} M_2 + \dfrac{q_1 l}{\lambda_u} N_1 = I_1 q_\partial T_\partial + I_2\left(q_{2T} - 1{,}82 q_2\right) \end{cases}, \qquad (9.1)$$

где $I_1 = (1+c)\omega_\partial kb' / \lambda_\partial V$; $I_2 = 0.75K_{c2}\sqrt{\omega_\partial h} / \lambda_\partial \sqrt{V}$; λ_∂, λ_u, ω_∂, ω_u – коэффициенты теплопроводности и температуропроводности материалов детали и инструмента соответственно; M_1, M_2, N_1, N_2 - безразмерные функции, определяющие нагрев площадок на передней и задней поверхностях лезвия инструмента; k - коэффициент усадки стружки; V - скорость резания; c - коэффициент, учитывающий подогрев слоев металла стружки за один оборот детали; T_∂ – безразмерная функция распределения температур в детали, вызванных теплотой деформации; b' - коэффициент относительного количества теплоты, уходящего в стружку.

Длина контактной площадки в направлении схода стружки l и ее размер вдоль главной режущей кромки b – (ширина среза):

$$l = 2a[k(1 - tg\gamma) + \sec\gamma]; \; a = s\sin\varphi; \; b = t/\sin\varphi,$$

где a - толщина среза; γ - передний угол резца; k - коэффициент продольной усадки стружки; t - глубина резания, φ - главный угол в плане;

Безразмерные функции, определяющие нагрев контактных площадок:

$$M_{1,2} = (4{,}88+2{,}64\eta_{1,2}^{0,5}\lg \eta_{1,2})\beta^{-0,85}; \; N_{1,2} = (0{,}04+0{,}02\,\eta_{1,2}^{0,6}\lg \eta_{1,2})B_{1,2}(h/l),$$

где η - безразмерная ширина среза: $\eta_1 = b/l$, $\eta_2 = b/h$ ($\eta_{1,2}$>1); β = 90° - γ - α - угол заострения; $B_{1,2}(h/l)$ - специальные функции: $B_1(h/l) = 2{,}85 - 0{,}9(h/l)$, $B_2(l/h) = 2(l/h)^{0,54}$ при β = 90° [3].

Коэффициент, учитывающий подогрев металла стружки за один оборот детали:

$$c=0{,}23exp[-40(0{,}15-\varphi_0)^2, (0{,}001<\varphi_0<0{,}15); \; c=0{,}23exp[-3{,}5(0{,}15-\varphi_0)^2, (0{,}15<\varphi_0<2),$$

где φ_0 - безразмерный критерий: $\varphi_0 = 4{,}17\cdot10^{-9}na^2/\omega_\partial$; n – частота вращения.

Безразмерная функция распределения температур в детали, вызванных теплотой деформации:

$$T_\partial = \sqrt{1 + l_2 tg\Phi/2a} - \sqrt{l_2 tg\Phi/2a}, \; \Phi = \arcsin\left(\cos\gamma / \sqrt{k^2 - 2k\sin\gamma + 1}\right).$$

Коэффициент относительного количества теплоты, уходящего в стружку:

$$b' = 1/\left(1 + 1{,}5k/\sqrt{Pe_o}\right),$$

где Pe_o - безразмерный критерий Пекле: $Pe_o = 10^3 Va/60\,\omega_\partial \sin\Phi$.

Плотности тепловых потоков от сил трения на площадках контакта между стружкой и передней поверхностью лезвия инструмента q_{1T}, между задней поверхностью лезвия инструмента и деталью q_{2T}, а также в зоне деформации q_∂:

$$q_{T\Pi} = 10^6 V(P_{Z0}\sin\gamma + P_{N0}\cos\gamma)/60kbl; \; q_{T3} = 10^6\sqrt{3}FV/6\sqrt{\pi}\,bh;$$

$$q_\partial = 10^6 V\sin\Phi[P_{Z0}(k - \sin\gamma) - P_{N0}\cos\gamma]/60abk; \; q_{T\Pi}bl + q_{T3}bh + q_\partial abk = Q,$$

где $P_{Z0} = P_z - F_{mp}$ - разность тангенциальной силы резания и силы трения по задней поверхности лезвия; $P_{N0} = P_y - N$ - разность нормальной составляющей силы резания и нормальной силы на задней поверхности лезвия.

2. Определение тепловых потоков в зоне резания в зависимости от параметров процесса резания

В результате решения системы уравнений (9.1) установлены аналитические выражения плотностей тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия инструмента в зависимости от основных параметров процесса резания:

$$q_1 = \frac{K_1 K_3 \lambda_u - K_2 N_2 h + K_1 M_2 h}{K_3 K_4 \lambda_u + M_2 K_4 h - N_1 N_2 l h / \lambda_u}; \; q_2 = \frac{(K_1 - K_4 q_1)\lambda_u}{N_2 h}, \qquad (9.2)$$

где $K_1 = \frac{(1+c)\omega_\partial k b' q_\partial}{\lambda_\partial V} + \frac{K_{c1} q_{1T}}{\lambda_\partial}\sqrt{\frac{\omega_\partial k l}{V}}$; $K_2 = \frac{(1+c)\omega_\partial k b' q_\partial T_u}{\lambda_\partial V} + \frac{K_{c2} q_{2T}}{\lambda_\partial}\sqrt{\frac{\omega_\partial h}{V}}$;

$K_3 = 1{,}82 K_{c2}\sqrt{\omega_\partial h / V} / \lambda_\partial$; $K_4 = 1{,}3 K_{c1}\sqrt{\omega_\partial k l / V} / \lambda_\partial + M_1 l / \lambda_u$.

На основании установленных плотностей тепловых потоков с учетом взаимосвязи всех параметров, входящих в формулу (2), с условиями обработки выполнен анализ влияния режимов резания – глубины *t*, подачи *s* и скорости *V* на закономерности формирования тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия.

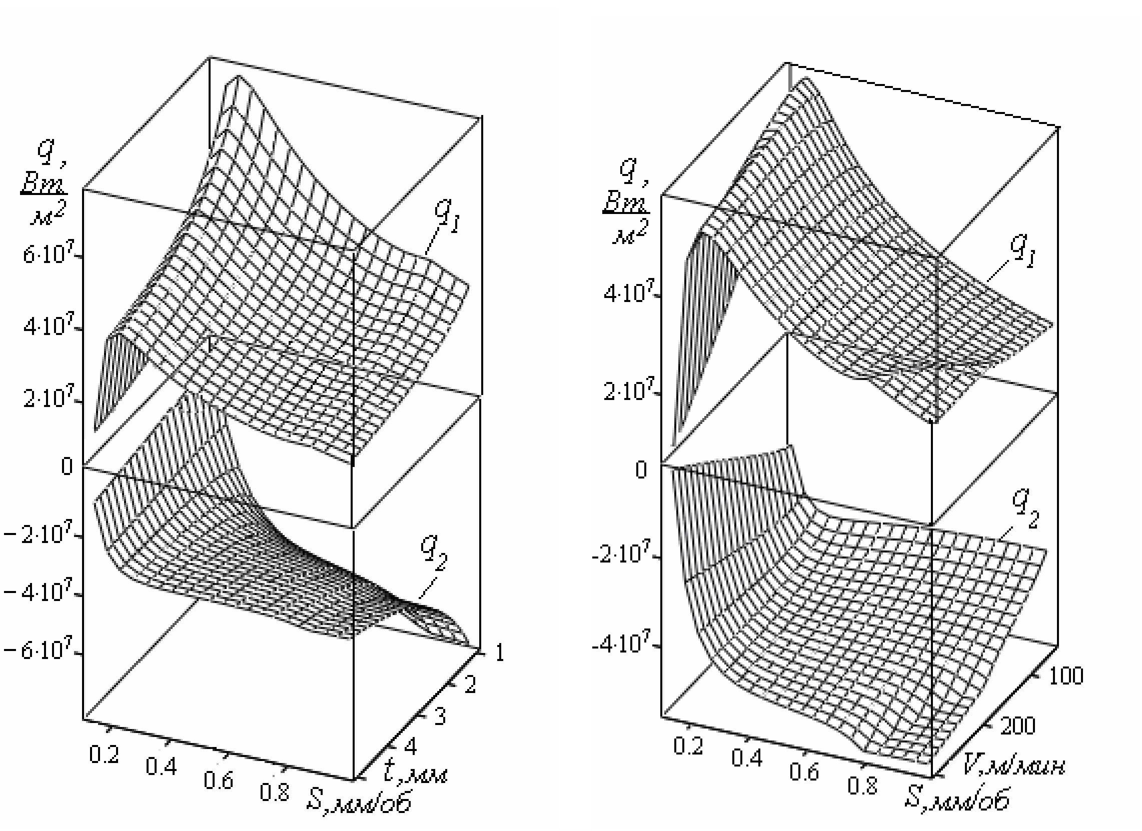


Рис.9.2. Двумерные зависимости плотностей тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия инструмента от глубины резания *t* и подачи *s* – *а)*; скорости резания *V* и подачи *s* – *б)*

Представленные на рис. 9.2 двумерные зависимости плотностей тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия инструмента свидетельствуют о достаточно сложном характере их взаимосвязи с режимами резания.

Расчеты выполнялись для следующих условий: обрабатываемый материал - сталь 45; $\sigma_в$ = 750МПа; коэффициент усадки k = 2,0; инструментальный материал Т15К6; параметры резцов: углы в плане $\varphi = \varphi_1$ = 45°; передний угол γ =-7°; задний угол α = 7°; угол заострения β = 90°; износ по задней поверхности h = 0,5 мм.

С увеличением глубины резания тепловой поток на передней поверхности убывает, а на задней поверхности – возрастает, находясь в области отрицательных значений. С увеличением подачи тепловой поток на задней поверхности убывает, а на передней – в области малых подач, характерных для чистовой обработки, взрастает, а затем убывает. С увеличением скорости резания тепловой поток на задней поверхности в области малых подач возрастает, в области больших – убывает; тепловой поток на передней поверхности убывает при малых подачах и возрастает при больших. Такой сложный характер изменения тепловых потоков обусловлен неоднозначным влиянием режимов резания на все параметры, входящие в формулу (9.2) и определяющие значения тепловых потоков. С изменением условий обработки, использованных для расчетов, как значения тепловых потоков, так и характер их взаимосвязи с режимами резания также существенно меняется. Наибольшее влияние на значения и характер изменения тепловых потоков имеет износ по задней поверхности лезвия инструмента (рис. 9.3).

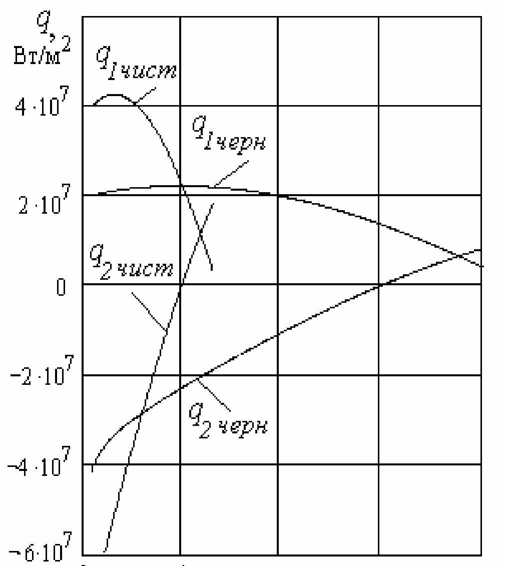


Рис. 9.3. Графики зависимости плотности тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия от износа по задней поверхности h

Расчеты выполнены для черновой обработки при режимах резания: V = 100м/мин, s = 0,8мм/об, t = 5мм; инструментальный материал - Т5К10; для чистовой обработки: V = 250м/мин, s = 0,3мм/об, t = 3мм; инструментальный материал - Т15К6.

Отрицательное значение плотности теплового потока на задней поверхности лезвия (q_2 < 0) свидетельствует о направлении потока в сторону детали, что способствует охлаждению лезвия. При некотором значении износа он становится равным нулю, а затем меняет знак (q_2 > 0). Теплота поступает в инструмент со стороны обеих контактных площадок, что приводит к существенному повышению температуры резания и катастрофическому изнашиванию лезвия инструмента.

При чистовой обработке тепловые потоки в области малых износов имеют большее значение, быстрее убывают и имеют значительно меньший критический износ, чем при черновой.

Лекция 10. **Определение температур в лезвии инструмента при точении**

1. Определение температурного поля в лезвии инструмента
2. Определение температуры резания

1. Определение температурного поля в лезвии инструмента

Температурное поле, возникающее в неограниченном пространстве под действием двумерного прямоугольного источника теплоты, равномерно распределенного по площадке *bxl* при установившемся теплообмене:

$$\Theta_H(x,y,z) = \frac{q}{4\pi\lambda}\int_0^l dx_u \int_{-0{,}5b}^{0{,}5b} \frac{dz_u}{\sqrt{(x-x_u)^2 + y^2 + (z-z_u)^2}}, \tag{10.1}$$

где x_u, y_u, z_u – координаты места вспышки $J(x_u, y_u, z_u)$; x, y, z – координаты какой-либо точки тела $M(x, y, z)$; λ – коэффициент теплопроводности материала.

Для перехода от неограниченного пространства к неограниченному клину следует ввести коэффициент $K(\beta)$, определяемый согласно принципу отражения источников в зависимости от угла заострения β:

$$\Theta(x,y,z) = K(\beta)\Theta_H(x,y,z). \tag{10.2}$$

Значения этого коэффициента равны: $K(\beta) = 6$ для угла $\tilde{\beta} = 60°$ и $K(\beta) = 4$ для $\beta = 90°$.

Полученная формула позволяет рассчитывать температурное поле на передней поверхности лезвия в плоскости *XOZ*, считая y=0. Перейдем к безразмерным величинам: $\psi = x/l$; $\psi_u = x_u/l$; $\zeta = z/l$; $\zeta_u = z_u/l$; $\eta = 0.5b/l$:

$$\Theta(x,z) = K(\beta)\frac{ql}{4\pi\lambda}T(\psi,\zeta), \tag{10.3}$$

где $T(\psi,\zeta)$ - закон распределения температур в безразмерном виде:

$$T(\psi,\zeta) = \int_0^l d\psi_u \int_{-0.5b}^{+0.5b} \frac{d\zeta_u}{\sqrt{(\psi-\psi_u)^2 + (\zeta-\zeta_u)^2}}. \tag{10.4}$$

Решая этот интеграл, получаем:

$$\begin{aligned} T(\psi,\zeta) = {} & \psi\, ln\left|\frac{\zeta+\eta+\sqrt{\psi^2+(\zeta+\eta)^2}}{\zeta-\eta+\sqrt{\psi^2+(\zeta-\eta)^2}}\right| - (\psi-1)ln\left|\frac{\zeta+\eta+\sqrt{(\psi-1)^2+(\zeta+\eta)^2}}{\zeta-\eta+\sqrt{(\psi-1)^2+(\zeta-\eta)^2}}\right| + \\ & + (\zeta+\eta)ln\left|\frac{\psi+\sqrt{\psi^2+(\zeta+\eta)^2}}{\psi-1+\sqrt{(\psi-1)^2+(\zeta+\eta)^2}}\right| - (\zeta-\eta)ln\left|\frac{\psi+\sqrt{\psi^2+(\zeta-\eta)^2}}{\psi-1+\sqrt{(\psi-1)^2+(\zeta-\eta)^2}}\right| \end{aligned}. \tag{10.5}$$

Полученная формула описывает безразмерное температурное поле. Безразмерная функция $T(\psi,\zeta)$ показана на рис. 10.1*а* в виде поверхности, построенной при $\eta = 1$, т. е. для источника, ширина которого b вдвое больше длины l. Безразмерное температурное поле в виде линий уровня, или линий равных температур, представлено на рис. 10.1*б*.

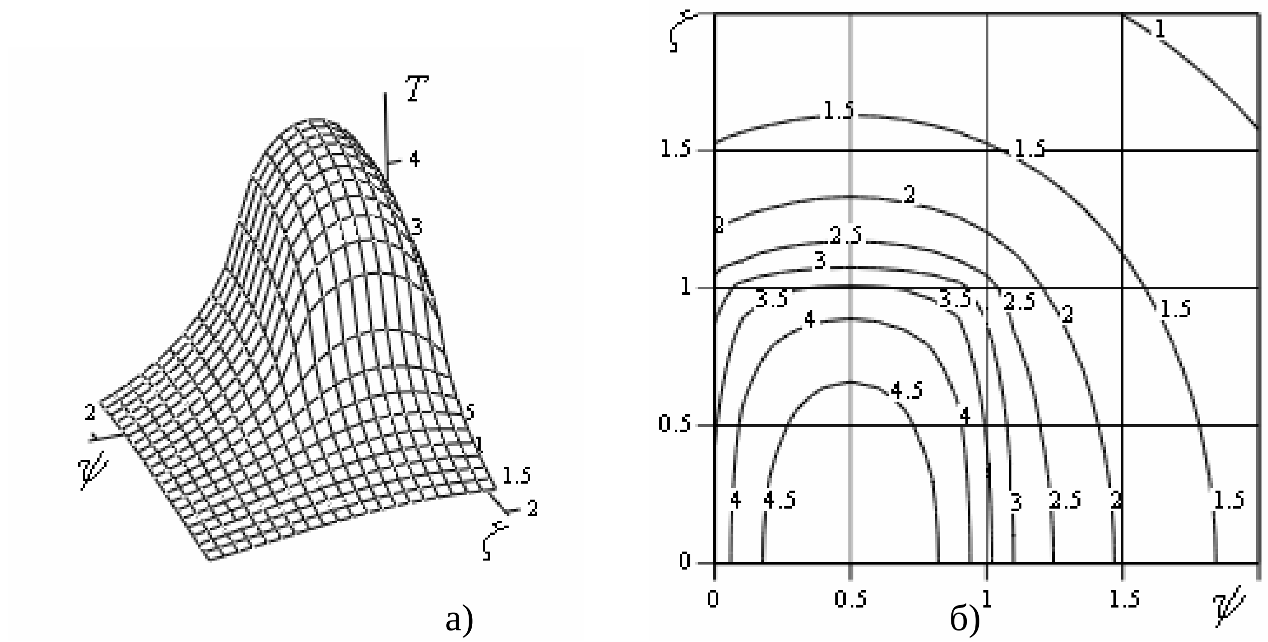


Рис. 10.1. Безразмерное температурное поле на передней поверхности лезвия инструмента

Представленные графики наглядно иллюстрируют характер распределения температур на передней поверхности лезвия любого инструмента. Площадка контакта стружки с передней поверхностью ограничивается значениями ψ=1; ζ=1.

Безразмерная температура на передней поверхности лезвия в сечении, перпендикулярном режущей кромке (координата $\zeta = 0$):

$$T(\psi,0) = \psi \ln\left|\frac{\eta + \sqrt{\psi^2 + \eta^2}}{-\eta + \sqrt{\psi^2 + \eta^2}}\right| - (\psi - 1)\ln\left|\frac{\eta + \sqrt{(\psi-1)^2 + \eta^2}}{-\eta + \sqrt{(\psi-1)^2 + \eta^2}}\right| + 2\eta \ln\left|\frac{\psi + \sqrt{\psi^2 + \eta^2}}{\psi - 1 + \sqrt{(\psi-1)^2 + \eta^2}}\right|$$

Максимальная температура имеет место при значениях ψ = 0,5; ζ = 0 и рассчитывается с использованием следующей безразмерной зависимости:

$$T_{\max}(\psi,\zeta) = \ln\left|\eta + \sqrt{0{,}25 + \eta^2} \Big/ \sqrt{0{,}25 + \eta^2} - \eta\right|. \qquad (10.6)$$

Температура на вершине лезвия определяется на основании безразмерного значения функции $T(\psi, \zeta)$ в точках ψ = 0; ζ = 0:

$$T_{вер}(\psi,\zeta) = \ln\left|(\sqrt{1+\eta^2} + \eta) \Big/ (\sqrt{1+\eta^2} - \eta)\right| + 2\eta \ln\left|\eta \Big/ (\sqrt{1+\eta^2} - \eta)\right|. \qquad (10.7)$$

Предложенные аналитические зависимости позволяют установить характер и степень влияния свойств обрабатываемого и инструментального материалов, геометрических параметров лезвия инструмента, режимов обработки на распределение температур на передней поверхности лезвия.

2. Определение температуры резания

Суммарногое температурное поле лезвия режущего инструмента $\Theta(x, y, z)$, возникает под действием двух одновременно действующих тепловых источников. По принципу суперпозиции оно может быть определено суммированием температурных полей, возникающих под действием каждого из них отдельно:

$$\Theta(x,y,z) = \Theta_1(x,y,z) + \Theta_2(x,y,z), \tag{10.8}$$

где $\Theta_1(x, y, z)$ - температурное поле, возникающее в лезвии режущего инструмента под влиянием источника, действующего на передней поверхности; $\Theta_2(x, y, z)$ - температурное поле, возникающее в лезвии режущего инструмента под влиянием источника, действующего на задней поверхности.

Такой подход позволяет использовать для описания температурного поля, возникающего под действием каждого отдельного источника, известные положения метода источников.

Температурное поле в лезвии инструмента может быть представлено в следующем виде:

$$\Theta(x,y,z) = P_1T_1(\psi,\eta,\zeta) + P_2T_2(\psi,\eta,\zeta)\,, \tag{10.9}$$

где $P_1 = K_\beta\, q_1 l/4\pi\lambda$, $P_2 = K_\beta\, q_2 l/4\pi\lambda$ - размерные коэффициенты; $T_1(\psi, \eta, \zeta)$, $T_2(\psi, \eta, \zeta)$- законы распределения температур в безразмерном виде:

$$T_1(\psi,\eta,\zeta) = \int_0^1 d\psi_u \int_{-\alpha}^{\alpha} \frac{d\zeta_u}{\sqrt{(\psi-\psi_u)^2+\eta^2+(\zeta-\zeta_u)^2}}\,; \tag{10.10}$$

$$T_2(\psi,\eta,\zeta) = \int_0^\chi d\eta_u \int_{-\alpha}^{\alpha} \frac{d\zeta_u}{\sqrt{(\zeta-\zeta_u)^2+\psi^2+(\eta-\eta_u)^2}}\,, \tag{10.11}$$

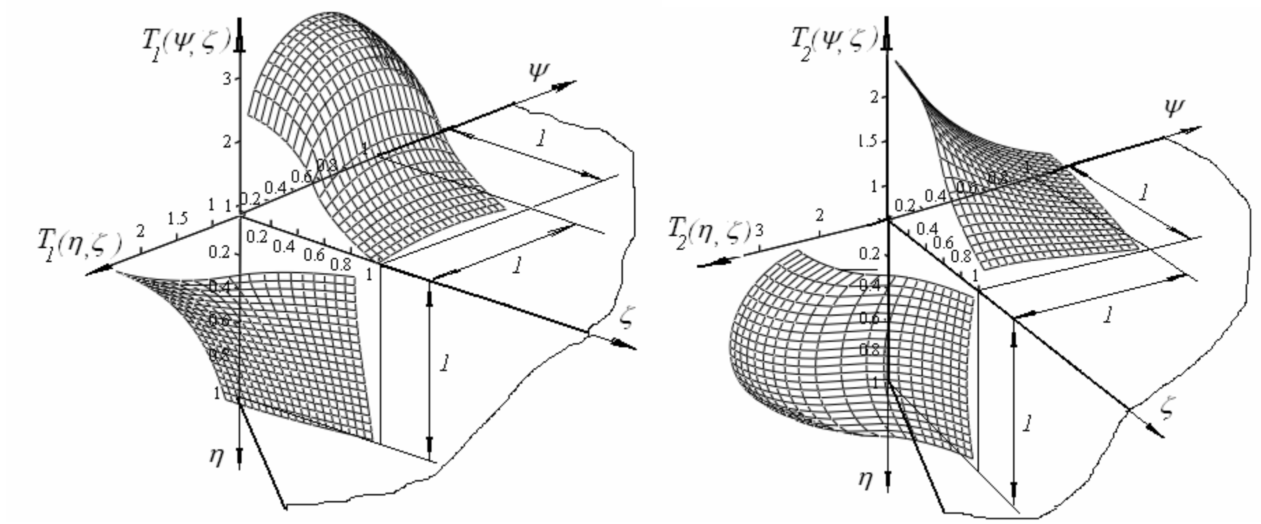
где $\psi = x/l$, $\psi_u = x_u/l$, $\zeta = z/l$, $\zeta_u = z_u/l$, $\eta = y/l$ - безразмерные координаты; $\alpha = 0{,}5b/l$ – безразмерная ширина среза; $\chi = h/l$ - безразмерный износ по задней поверхности.

Такое описание закона распределения температур в безразмерном виде $T(\psi, \eta, \zeta)$ позволяет устанавливать общие закономерности изменения температуры, которые для каждого конкретного варианта обработки корректируются размерными коэффициентами P_o. Закономерности двумерного распределения безразмерных температур на передней и задней поверхностях лезвия для каждого из двух рассматриваемых источников могут быть получены из формул (5) и(6) и описываются следующим образом:

$$T_1(\psi,\zeta) = \int_0^1 d\psi_u \int_{-\alpha}^{\alpha} \frac{d\zeta_u}{\sqrt{(\psi-\psi_u)^2+(\zeta-\zeta_u)^2}}\,; T_1(\eta,\zeta) = \int_0^1 d\psi_u \int_{-\alpha}^{\alpha} \frac{d\zeta_u}{\sqrt{(\zeta-\zeta_u)^2+\eta^2+\psi_u^2}}\,.$$

$$T_2(\psi,\zeta) = \int_0^\chi d\eta_u \int_{-\alpha}^{\alpha} \frac{d\zeta_u}{\sqrt{(\zeta-\zeta_u)^2+\psi^2+\eta_u^2}}\,;\; T_2(\eta,\zeta) = \int_0^\chi d\eta_u \int_{-\alpha}^{\alpha} \frac{d\zeta_u}{\sqrt{(\zeta-\zeta_u)^2+(\eta-\eta_u)^2}}\,.$$

На рис. 10.2 представлены распределения безразмерных температур на передней и задней поверхностях лезвия инструмента, возникающие под воздействием двух различных источников теплоты (предполагается, что $\chi = 1$, $\alpha = 1$).



а) б)

Рис. 10.2. Распределения безразмерных температур на передней и задней поверхностях лезвия инструмента, возникающие под влиянием источников теплоты, действующих на его передней - *а*) и задней – *б*) поверхностях

Закономерности одномерного распределения безразмерных температур на передней и задней поверхностях лезвия в направлении, перпендикулярном к главной режущей кромке, для каждого из двух рассматриваемых источников:

$$T_1(\psi) = \int_0^1 d\psi_u \int_{-\alpha}^{\alpha} \frac{d\zeta_u}{\sqrt{(\psi - \psi_u)^2 + \zeta_u^2}}; \quad T_1(\eta) = \int_0^1 d\psi_u \int_{-\alpha}^{\alpha} \frac{d\zeta_u}{\sqrt{\psi_u^2 + \eta^2 + \zeta_u^2}}. \qquad (10.12)$$

$$T_2(\psi) = \int_0^{\chi} d\eta_u \int_{-\alpha}^{\alpha} \frac{d\zeta_u}{\sqrt{\zeta_u^2 + \psi^2 + \eta_u^2}}; \quad T_2(\eta) = \int_0^{\chi} d\eta_u \int_{-\alpha}^{\alpha} \frac{d\zeta_u}{\sqrt{\zeta_u^2 + (\eta - \eta_u)^2}}. \qquad (10.13)$$

Средние температуры на передней и задней поверхностях лезвия на основании (10.12) и (10.13) определяются как:

$$\Theta_{1ср\ \ пер} = \frac{1}{l}\int_0^l P_1 T_1(\psi)dx = P_1\int_0^1 T_1(\psi)d\psi; \quad \Theta_{1ср\ \ зад} = \frac{1}{h}\int_0^h P_1 T_1(\eta)dy = P_1\frac{1}{\chi}\int_0^{\chi} T_1(\eta)d\eta. \qquad (10.14)$$

$$\Theta_{2ср\ \ пер} = \frac{1}{l}\int_0^l P_2 T_2(\psi)dx = P_2\int_0^1 T_2(\psi)d\psi; \quad \Theta_{2ср\ \ зад} = \frac{1}{h}\int_0^h P_2 T_2(\eta)dy = P_2\frac{1}{\chi}\int_0^{\chi} T_2(\eta)d\eta. \qquad (10.15)$$

Известно, что средняя температура лезвия инструмента при известных средних температурах на передней и задней поверхностях равна средней температуре на передней и задней поверхностях лезвия инструмента:

$$\Theta_{ср} = \left(\Theta_{ср\ \ пер} l + \Theta_{ср\ \ зад} h\right) \Big/ (l + h). \qquad (10.16)$$

В результате могут быть рассчитаны средние температуры лезвия, возникающие под влиянием каждого из двух источников, действующих по передней и задней поверхностям:

$$\Theta_{1cp} = P_1\left(\int_0^1 T_1(\psi)d\psi + \int_0^{\chi} T_1(\eta)d\eta\right)\Big/(1+\chi) = P_1 T_{1cp}; \qquad (10.17)$$

$$\Theta_{2cp} = P_2\left(\int_0^1 T_2(\psi)d\psi + \int_0^{\chi} T_2(\eta)d\eta\right)\Big/(1+\chi) = P_2 T_{2cp}, \qquad (10.18)$$

где T_{1cp} и T_{2cp} - средние безразмерные температуры, возникающие от действия источников на передней и задней поверхностей резания соответственно:

$$T_{1cp} = \frac{1}{(1+\chi)}\left[\int_0^1 d\psi \int_0^1 d\psi_u \int_{-\alpha}^{\alpha} \frac{d\zeta_u}{\sqrt{(\psi-\psi_u)^2+\zeta_u^2}} + \int_0^{\chi} d\eta \int_0^1 d\psi_u \int_{-\alpha}^{\alpha} \frac{d\zeta_u}{\sqrt{\psi_u^2+\eta^2+\zeta_u^2}}\right]; \quad (10.19)$$

$$T_{2cp} = \frac{1}{(1+\chi)}\left[\int_0^1 d\psi \int_0^{\chi} d\eta_u \int_{-\alpha}^{\alpha} \frac{d\zeta_u}{\sqrt{\zeta_u^2+\psi^2+\eta_u^2}} + \int_0^{\chi} d\eta \int_0^{\chi} d\eta_u \int_{-\alpha}^{\alpha} \frac{d\zeta_u}{\sqrt{\zeta_u^2+(\eta-\eta_u)^2}}\right]. \quad (10.20)$$

Для расчета фактических средних температур на передней и задней поверхностях лезвия инструмента могут быть применены формулы:

$$\Theta_{1cp} = \frac{q_1 l}{\lambda_u} M_1 + \frac{q_2 h}{\lambda_u} N_2;$$

$$\Theta_{2cp} = \frac{q_2 h}{\lambda_u} M_2 + \frac{q_1 l}{\lambda_u} N_1,$$

где M_1, M_2, N_1, N_2 - безразмерные функции, определяющие нагрев площадок на передней и задней поверхностях лезвия инструмента; q_1 и q_2 – плотности тепловых потоков на передней и задней поверхностях лезвия инструмента.

ВОПРОСЫ ДЛЯ САМОПРОВЕРКИ

1. Каковы особенности схематизации тел, участвующих в теплообмене, и источников теплоты при точении?

2. О чем свидетельствует отрицательное значение теплового потока на задней поверхности лезвия инструмента?

3. Каково влияние режимов резания на тепловые потоки в зоне обработки при точении?

4. Как влияет на тепловые потоки в резания обработки при точении износ по задней поверхности?

5. Что такое температура резания?

6. Как учитываются при определении температуры резания источники, действующие на передней и задней поверхностях резаня?

ОСОБЕННОСТИ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ СМАЗОЧНО-ОХЛАЖДАЮЩИХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СРЕД

Лекция 11. **Определение тепловых потоков и температур при точении с использованием смазочно-охлаждающих технологических сред (СОТС)**

1. Схематизация процесса точения с использованием СОТС
2. Определение плотности тепловых потоков с учетом СОТС
3. Определение температуры резания с учетом СОТС

1. Схематизация процесса точения с использованием СОТС

Источниками теплоты в зоне резания, представленными на рис.1, являются:

- теплота деформации в зоне стружкообразования на плоскости сдвига – источник *Jд* с равномерным распределением плотности тепловыделения $q_∂$ и равномерным распределением плотности тепловых потоков в стружку $q_{∂c}$ и деталь $q_{∂∂}$: $q_∂ = q_{∂∂} + q_{∂c}$;

- теплота трения на площадке контакта между стружкой и передней поверхностью лезвия инструмента – источник J_1 с комбинированным распределением плотности тепловыделения $q_{ТП}$;

- теплота трения между задней поверхностью лезвия инструмента и деталью – источник J_2 с нормальным нессиметричным распределением плотности тепловыделения $q_{ТЗ}$.

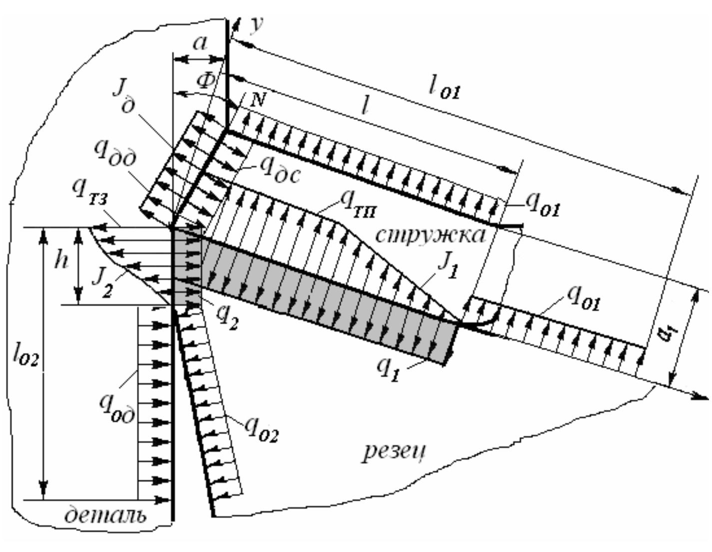


Рис. 14.1. Схема расположения источников теплоты и распределения тепловых потоков в зоне резания с использованием СОТС

Ось *X* в рассматриваемой системе координат ориентируется в направлении передней поверхности перпендикулярно главной режущей кромке; *l* - длина контактной площадки в направления схода стружки; *h* - износ по задней поверхности; *a* - толщина среза; a_1 – толщина стружки; *Φ*- угол сдвига. Температура в режущем лезвии инструмента формируется под воздействием потоков q_1 и q_2, плотности которых принимаются равномерно распределенными по площадкам *bxl* и *bxh* (*b* – ширина среза)

При подаче СОТС свободным поливом со стороны передней поверхности образуется сток теплоты с равномерным по площадке $l_{o1}xl_{o1}$ распределением плотностей тепловыделения q_{o1}. В соответствии с законом Ньютона – Рихмана, описывающим процесс конвективного теплообмена

$$q_{o1} = \alpha_{o1}\Theta_{cp1}, \qquad (14.1)$$

где $\Theta_{ср1}$ – средняя температура на передней поверхности контакта инструмента с СОТС; $\alpha_{o1} = 1{,}9 \cdot 10^3 w^{0.6} / l^{0.4}$ - коэффициент теплоотдачи на этой поверхности: *w* –скорость потока СОТС; *l = BH/2(B+H)* - характерный размер при поперечном обтекания тела, определяемый с учетом ширины *B* и высоты *H* державки.

При струйно-напорной подаче СОТС со стороны задней поверхности образуется сток теплоты с равномерным по площадке $l_{o2}xl_{o2}$ распределением плотностей тепловыделения q_{o2}:

$$q_{o2} = \alpha_{o2}\Theta_{ср2}, \tag{14.2}$$

где $\Theta_{ср2}$ - средняя температура на задней поверхности контакта инструмента с СОТС; $\alpha_{o2} = 2{,}6 \cdot 10^3 w^{0.8} / l^{0.2}$ - коэффициент теплоотдачи на этой поверхности: *l = H* - характерный размер при продольном обтекании тела жидкостью.

2. Определение плотности тепловых потоков с учетом СОТС

Для определения плотностей тепловыделения q_{o1} и q_{o2} необходимо использовать заранее неизвестные значения средних температур $\Theta_{ср1}$ и $\Theta_{ср2}$ передней и задней поверхностей контакта инструмента с СОТС. Для их определения принимаем:

$$\Theta_{ср1} = m_{o1}\Theta_1;\ \Theta_{ср2} = m_{o2}\Theta_2, \tag{14.3}$$

где $m_{o1} = \rho_1^{-0,86}$, $\rho_1 = 2l_{o1}/(b+l,)$ $m_{o2} = \rho_2^{-0,86}$, $\rho_2 = 2l_{o2}/(b+l)$ – безразмерные параметры, сопоставляющие размеры зон охлаждения с размерами контактных площадок на передней изадней поверхностях лезвия инструмета: Θ_1 и Θ_2 – средние температуры на передней и задней поверхностях лезвия.

Тогда плотности тепловыделения: $q_{o1} = \alpha_{o1} m_{o1}\Theta_1$; $q_{o2} = \alpha_{o2} m_{o2}\Theta_2$.

С учетом действия стока теплоты при свободном поливе СОТС средние температуры на передней Θ_{11} и задней Θ_{12} поверхностях лезвия могут быть определены следующим образом:

$$\begin{aligned} \Theta_{11} &= \frac{M_1 l}{\lambda_u}(q_1 + q_{o1}) + \frac{N_2 h}{\lambda_u} q_2 - \frac{M_o l_o}{\lambda_u} q_{o1}; \\ \Theta_{21} &= \frac{M_2 h}{\lambda_u} q_2 + \frac{N_1 l}{\lambda_u}(q_1 + q_{o1}) - \frac{N_o l_o}{\lambda_u} q_{o1} \end{aligned}, \tag{14.4}$$

где λ_u– коэффициент теплопроводности инструмента; M_1, M_2, N_1, N_2 - безразмерные функции, определяющие нагрев площадок на передней и задней поверхностях лезвия инструмента; M_o, N_o– безразмерные функции, определяющие охлаждение площадки на передней поверхности под действием СОТС.

С учетом (3) выражение (4) может быть представлено следующим образом:

$$\Theta_{11} = p_1\left(\frac{M_1 l}{\lambda_u} q_1 + \frac{N_2 h}{\lambda_u} q_2\right);\ \Theta_{21} = \frac{(M_2 - p_2 N_2)h}{\lambda_u} q_2 + \frac{(N_1 - p_2 M_1)l}{\lambda_u} q_1, \tag{14.5}$$

где $p_1 = \dfrac{\lambda_u}{\lambda_u + \alpha_{o1} m_{o1} \left(l_{o1} M_o - l M_1 \right)}$; $p_2 = \dfrac{\alpha_{o1} m_{o1} \left(l_{o1} N_o - l N_1 \right)}{\lambda_u + \alpha_{o1} m_{o1} \left(l_{o1} M_o - l M_1 \right)}$.

Плотности тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия инструмента, определяются из системы уравнений:

$$\begin{cases} p_1 \left(\dfrac{M_1 l}{\lambda_u} q_1 + \dfrac{N_2 h}{\lambda_u} q_2 \right) = I_1 q_\partial + 0.75 K_{c1} I_2 \sqrt{kl/h} \left(q_{TП} - 1{,}3 q_1 \right); \\ \dfrac{\left(M_2 - p_2 N_2 \right) h}{\lambda_u} q_2 + \dfrac{\left(N_1 - p_2 M_1 \right) l}{\lambda_u} q_1 = I_1 q_\partial T_\partial + I_2 \left(q_{T3} - 1{,}82 q_2 \right), \end{cases} \qquad (14.6)$$

где $I_1 = (1 + c) \omega_\partial k b' / \lambda_\partial V$; $I_2 = 0.75 K_{c2} \sqrt{\omega_\partial h} \big/ \lambda_\partial \sqrt{V}$, λ_∂, λ_u, ω_∂, ω_u – коэффициенты теплопроводности и температуропроводности материалов детали и инструмента соответственно; k - коэффициент усадки стружки; V - скорость резания; c - коэффициент, учитывающий подогрев слоев металла стружки за один оборот детали; T_∂ – безразмерная функция распределения температур в детали, вызванных теплотой деформации; b' - коэффициент относительного количества теплоты, уходящего в стружку.K_{c1} – коэффициент, учитывающий закон распределения плотности теплового потока на передней поверхности (для комбинированного закона K_{c1} = 0,77); K_{c2} – коэффициент, учитывающий закон распределения плотности теплового потока на задней поверхности (для несимметричного нормального закона K_{c2} = 0,55).

Плотности равномерно распределенных по площадкам bxl и bxh тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия инструмента в случае подачи СОТС свободным поливом:

$$q_{1полив} = \frac{K_1 K_3 \lambda_u - K_2 N_2 h p_1 + K_1 \left(M_2 - p_2 N_2 \right) h}{K_3 K_5 \lambda_u + \left(M_2 - p_2 N_2 \right) K_5 h - N_1 N_2 l h / \lambda_u}; \quad q_{2полив} = \frac{\left(K_1 - K_5 q_{11} \right) \lambda_u}{N_2 h p_1}, \qquad (14.7)$$

где $K_1 = \dfrac{(1 + c) \omega_\partial k b' q_\partial}{\lambda_\partial V} + \dfrac{K_{c1} q_{1T}}{\lambda_\partial} \sqrt{\dfrac{\omega_\partial k l}{V}}$; $K_2 = \dfrac{(1 + c) \omega_\partial k b' q_\partial T_u}{\lambda_\partial V} + \dfrac{K_{c2} q_{2T}}{\lambda_\partial} \sqrt{\dfrac{\omega_\partial h}{V}}$:

$K_3 = \dfrac{1{,}82 K_{c2}}{\lambda_\partial} \sqrt{\dfrac{\omega_\partial h}{V}}$; $K_5 = \dfrac{1{,}3 K_{c1}}{\lambda_\partial} \sqrt{\dfrac{\omega_\partial k l}{V}} + \dfrac{M_1 l p_1}{\lambda_u}$.

С учетом действия стока теплоты при подаче СОТС напорной струей средние температуры на передней Θ_{12} и задней Θ_{22} поверхностях лезвия могут быть определены следующим образом:

$$\begin{aligned} \Theta_{12} &= \frac{M_1 l}{\lambda_u} q_1 + \frac{N_2 h}{\lambda_u} \left(q_2 + q_{o2} \right) - \frac{M_o l_{o2}}{\lambda_u} q_{o2}; \\ \Theta_{22} &= \frac{M_2 h}{\lambda_u} \left(q_2 + q_{o2} \right) + \frac{N_1 l}{\lambda_u} q_1 - \frac{N_o l_{o2}}{\lambda_u} q_{o2}. \end{aligned} \qquad (14.8)$$

С учетом (3) выражение (8) может быть представлено следующим образом:

$$\Theta_{12} = \frac{(M_1 - p_4 N_1)l}{\lambda_u} q_1 + \frac{(N_2 - p_4 M_2)h}{\lambda_u} q_2; \ \ \Theta_{22} = p_3 \left(\frac{M_2 h}{\lambda_u} q_2 + \frac{N_2 l}{\lambda_u} q_1 \right), \qquad (14.9)$$

где $p_3 = \dfrac{\lambda_u}{\lambda_u + \alpha_{o2} m_{o2} (l_{o2} M_o - h M_1)}$; $p_4 = \dfrac{\alpha_{o2} m_{o2} (l_{o2} N_o - h N_1)}{\lambda_u + \alpha_{o2} m_{o2} (l_{o2} M_o - h M_1)}$.

Плотности тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия инструмента, определяются из системы уравнений:

$$\begin{cases} \dfrac{(M_1 - p_4 N_1)l}{\lambda_u} q_1 + \dfrac{(N_2 - p_4 M_2)h}{\lambda_u} = I_1 q_\partial + 0.75 K_{c1} I_2 \sqrt{kl/h} (q_{T\Pi} - 1{,}3 q_1); \\ p_3 \left(\dfrac{M_2 h}{\lambda_u} q_2 + \dfrac{N_2 l}{\lambda_u} q_1 \right) = I_1 q_\partial T_\partial + I_2 (q_{T3} - 1{,}82 q_2), \end{cases} \qquad (14.10)$$

Плотности равномерно распределенных по площадкам *bxl* и *bxh* тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия инструмента в случае подачи СОТС напорной струей:

$$q_{1напор} = \frac{K_1 K_3 \lambda_u - K_2 (N_2 - p_4 M_2)h + K_1 M_2 h p_3}{K_3 K_6 \lambda_u + M_2 K_6 h p_3 - N_1 (N_2 - p_4 M_2) lh/\lambda_u}; \ q_{2напор} = \frac{(K_1 - K_6 q_{12})\lambda_u}{(N_2 - p_4 M_2)h}, \qquad (14.11)$$

где $K_6 = \dfrac{1{,}3 K_{c1}}{\lambda_\partial} \sqrt{\dfrac{\omega_\partial k l}{V}} + \dfrac{(M_1 - p_4 N_1)\ l}{\lambda_u}$

Полученные аналитические зависимости для расчета плотностей тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия инструмента при различных способах подачи СОТС позволяют устанавливать их взаимосвязи с различными параметрами обработки.

Графики зависимости плотности тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия от износа по задней поверхности *h* при обработке без СОТС и с применением СОТС: свободным поливом $q_{1полив}$ и $q_{2полив}$; напорной струей $q_{1напор}$ и $q_{2напор}$ представлены на рис. 14.2. Расчеты выполнялись для следующих условий: обрабатываемый материал - сталь 45; $\sigma_в$ = 750МПа; коэффициент усадки k = 2,0; инструментальный материал Т15К6; параметры резцов: углы в плане $\varphi = \varphi_1$ = 45°; передний угол γ =-5°; задний угол α = 5°; угол заострения β = 90°; износ по задней поверхности h = 0,1 мм; глубина резания t = 3мм; подача S = 0,3мм/об.

Плотности равномерно распределенных по площадкам *bxl* и *bxh* тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия инструмента без использования СОТС являются частными случаями полученных решений (14.7) и (14.11) при α_{o1} = 0 и α_{o2} = 0:

$$q_1 = \frac{K_1 K_3 \lambda_u - K_2 N_2 h + K_1 M_2 h}{K_3 K_4 \lambda_u + M_2 K_4 h - N_1 N_2 lh/\lambda_u}; \; q_2 = \frac{(K_1 - K_4 q_1)\lambda_u}{N_2 h}, \qquad (14.12)$$

где $K_4 = \frac{1{,}3 K_{c1}}{\lambda_\partial}\sqrt{\frac{\omega_\partial kl}{V}} + \frac{M_1 l}{\lambda_u}$.

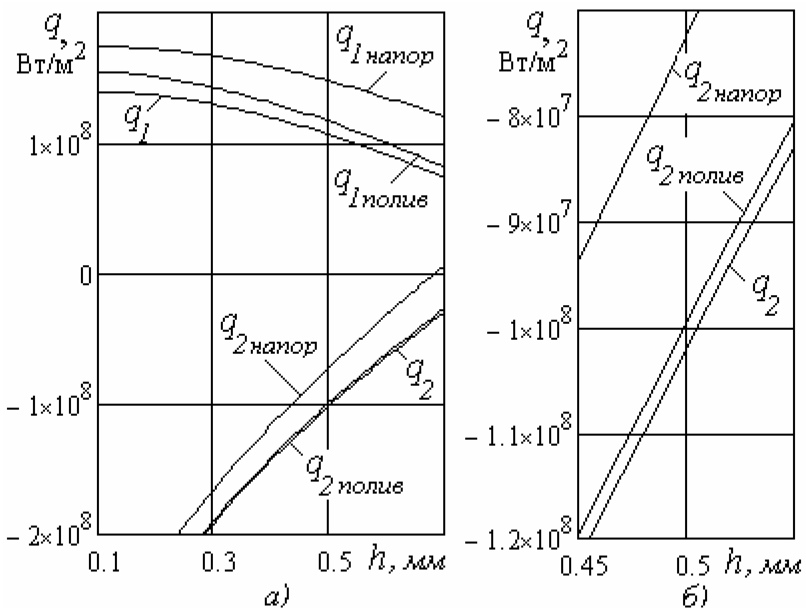


Рис. 14.2. Графики зависимости плотности тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия от износа по задней поверхности h при обработке без СОТС и с применением СОТС: свободным поливом $q_{1полив}$ и $q_{2полив}$; напорной струей $q_{1напор}$ и $q_{2напор}$

Из графиков (рис. 14.2 *а*) следует, что плотности тепловых потоков на передней и задней поверхностях лезвия при обработке с применением СОТС как свободным поливом $q_{1полив}$ и $q_{2полив}$, так и напорной струей $q_{1напор}$ и $q_{2напор}$ больше, чем при обработке без СОТС в сравнении с q_1 и q_2. Причем, для плотностей $q_{2полив}$ и q_2 это различие весьма незначительно и может быть проиллюстрировано только при увеличении масштаба (рис. 14.2 *б*). Увеличение плотности тепловых потоков, направленных в инструмент, объясняется тем, что за счет охлаждения поверхностей лезвия СОТС, их температура снижается, и тепловые потоки со стороны стружки на передней поверхности и детали на задней поверхности лезвия усиливаются.

3. Определение температуры резания с учетом СОТС

По рассчитанным тепловым потокам (7), (11) могут быть определены средние температуры на передней и задней поверхностях лезвия при подаче СОТС свободным поливом Θ_{11} и Θ_{12} (4) и напорной струей Θ_{12} и Θ_{22} (8). Температура резания Θ представляет собой среднюю температуру на передней и задней поверхностях лезвия и для рассмотренных способов подачи СОТС:

$$\Theta_{полив} = (\Theta_{11} l + \Theta_{21} h)/(l + h); \; \Theta_{напор} = (\Theta_{12} l + \Theta_{22} h)/(l + h). \qquad (14.13)$$

Графики зависимости температуры резания от коэффициента теплоотдачи α_o при обработке с применением СОТС свободным поливом и напорной струей представлены на рис. 3*а*. Для указанных условий при работе без СОТС температура резания Θ = 820$^o C$. Как следует из графиков, с увеличением коэффициента теплоотдачи температура резания снижается, причем для подачи СОТС напорной струей может быть достигнуто болшее снижение температуры резания.

Для количественной оценки степени возможного уменьшения температуры предлагаются коэффициенты снижения температуры резания, представленные в зависимости от коэффициента теплоотдачи α_o на рис. 3*б*:

$$K_{\Theta полив} = \Theta_{полив} / \Theta; \; K_{\Theta напор} = \Theta_{напор} / \Theta. \tag{14.14}$$

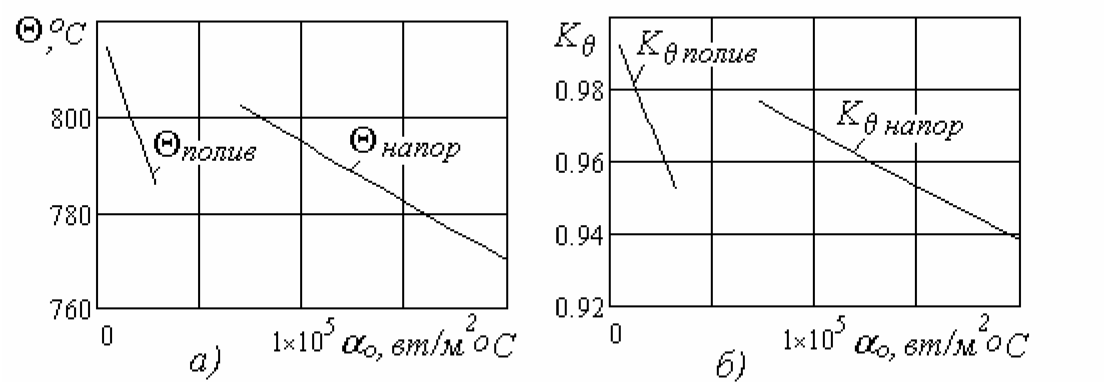


Рис. 14.3. Графики зависимости температуры резания и коэффициенты снижения температуры резания от коэффициента теплоотдачи α_o при обработке с подачей СОЖ свободным поливом и напорной струей

На основании предложенных коэффициентов может оцениваться степень снижения температуры резания при известных значениях коэффициентов теплоотдачи. При заданном уровне снижения температуры резания может регламентироваться требуемый уровень коэффициентов теплоотдачи, регулируемый скоростью истечения жидкости за счет изменения параметров устройств подачи СОТС.

ВОПРОСЫ ДЛЯ САМОПРОВЕРКИ

1. Каковы особенности схематизации процесса точения с использованием СОТС?
2. Как учитывается воздействие СОТС при расчете средних температур на передней и задней поверхностях лезвия?
3. Какой способ подачи СОТС в зону резания - свободным поливом или струйно – напорный обеспечивает меньшие плотности тепловых потоков?
4. Для которого способа подачи СОТС в зону резания - свободным поливом или струйно – напорного характерно большее снижение температуры резания?
5. За счет чего струйно – напорный способ подачи СОТС в зону резания оказывается более эффективным с точки зрения снижения температуры резания?
6. Каковы рекомендации по выбору способа подачи СОТС в зону резания?

ОСОБЕННОСТИ ПРОТЕКАНИЯ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ ПРИ НЕУСТАНОВИВШЕМСЯ ТЕПЛООБМЕНЕ

Лекция 12. Особенности протекания тепловых процессов при неустановившемся теплообмене

1. Определение температурного поля при неустановившемся теплообмене
2. Определение тепловых потоков и температур в лезвии инструмнта

1. Определение температурного поля при неустановившемся теплообмене

Безразмерное температурное поле, возникающее в неограниченном пространстве под воздействием непрерывно действующего точечного источника теплоты:

$$\Theta(x,y,z,\tau)=\frac{q}{4\pi\lambda R}\left(1-erf\left[\frac{R}{\sqrt{4\omega\ t}}\right]\right), \qquad (12.1)$$

erf[u] – известная модифицирована функция интеграла вероятностей: $erf[u]=\left(2/\sqrt{\pi}\right)\int\limits_0^u e^{-u^2}du$.

Безразмерное температурное поле, возникающее в лезвии режущего инструмента под воздействием прямоугольного источника теплоты *bxl* при неустановившемся теплообмене, описывается следующим образом:

$$\Theta(x,y,z,\tau)=\int\limits_0^1 d\psi_u\int\limits_{-\alpha}^{\alpha}\frac{\left(1-erf\left[\frac{\sqrt{(\psi-\psi_u)^2+\eta^2+(\zeta-\zeta_u)^2}}{2\sqrt{F_o}}\right]\right)}{\sqrt{(\psi-\psi_u)^2+\eta^2+(\zeta-\zeta_u)^2}}d\zeta_u, \qquad (12.2)$$

При переходе к безразмерным координатам:

$$\Theta(x,y,z,\tau)=P_oT(\psi,\eta,\zeta,F_o),\ T(\psi,\eta,\zeta,F_o)=\int\limits_0^1 d\psi_u\int\limits_{-\alpha}^{\alpha}\frac{\left(1-erf\left[u/2\sqrt{F_o}\right]\right)}{u}d\zeta_u, \qquad (12.3)$$

$$T(\psi,\eta,\zeta,F_o)=\int\limits_0^1 d\psi_u\int\limits_{-\alpha}^{\alpha}\frac{\left(1-erf\left[u/2\sqrt{F_o}\right]\right)}{u}d\zeta_u,\ u=\sqrt{(\psi-\psi_u)^2+\eta^2+(\zeta-\zeta_u)^2},$$

где $\psi = x/l$, $\psi_u = x_u/l$, $\zeta = z/l$, $\zeta_u = z_u/l$, $\eta = y/l$ - безразмерные координаты; $\alpha = 0{,}5b/l$ - безразмерная ширина среза; $F_o = \omega\tau/l^2$ - безразмерний критерий времени, или критерий Фурье; $P = K_\beta\, ql/4\pi\lambda$ - размерный коэффициент(K_β - коэффициент перехода от неограниченного пространства к неограниченному клину).

Общий вид безразмерного распределения температур по главной режущей кромке лезвия инструмента с учетом безразмерного времени F_o приведен на рис.12.1 (при $\zeta = 0$, $\eta = 0$, $b = 2l$):

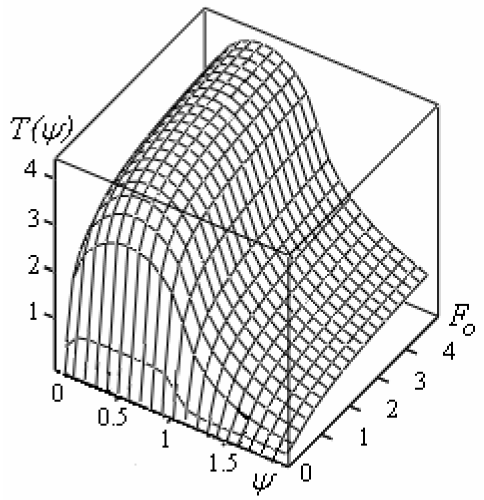


Рис.12.1. Распределение безразмерной температуры по главной режущей кромке лезвия $T(\psi)$ с учетом F_o

$$T(\psi)=\int\limits_0^1 d\psi_u \int\limits_{-\alpha}^{\alpha} \frac{\left(1-erf\,\dfrac{\sqrt{(\psi-\psi_u)^2+\zeta_u^2}}{2\sqrt{F_o}}\right)}{\sqrt{(\psi-\psi_u)^2+(\zeta_u)^2}}\,d\zeta_u\,.$$

В начальный момент времени $t = 0$ и $F_o = 0$ температура в каждой точке кромки $T = 0$, а далее она постепенно возрастает.

Безразмерная температура вершины лезвия в зависимости от безразмерного времени F_o определяется при $\psi = 0$, $\zeta = 0$, $\eta = 0$:

$$T(F_o)=\int\limits_0^1 d\psi_u \int\limits_{-\alpha}^{\alpha} \frac{\left(1-erf\left[\sqrt{\psi_u^2+\zeta_u^u}\Big/2\sqrt{F_o}\right]\right)}{\sqrt{\psi_u^2+\zeta_u^2}}\,d\zeta_u\,.$$

Процесс резания считается установившимся при $F_o \geq 100$.

2. Определение тепловых потоков и температур в лезвии инструмнта

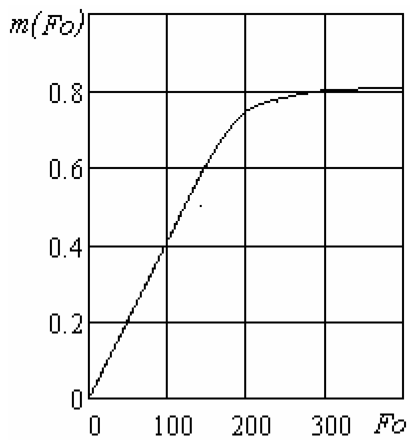


Рис. 12.3. График функции изменение температур в лезвии инструмента при неустановившемся теплообмене

В общем случае изменение температур в лезвии режущего инструмента в период неустановившегося теплообмена может быть охарактеризовано функцией от безразмерного времени *m(Fo)*, график которой представлен на рис. 12.2.

Для практического использования целесообразно ввести аналитическое описание этой функции:

$$m(F_o)=\begin{cases}4\cdot 10^{-3}F_o, & \text{если } F_o \le 150;\\ 0{,}12F_o^{0{,}33}, & \text{если } 150 \le F_o \le 300;\\ 4{,}3\cdot 10^{-5}F_o+0{,}8, & \text{если } F_o \ge 300.\end{cases} \qquad (12.4)$$

Для учета особенностей формирования тепловых потоков при неустановившемся теплообмене в безразмерные функции, определяющие нагрев площадок на передней и задней поверхностях лезвия инструмента вводится функция *m(Fo)*: M_1 *m(Fo)*, M_2 *m(Fo)*, N_1 *m(Fo)*, N_2 *m(Fo)*. Далее расчет тепловых потоков выполняется по формулам (9.2).

Графики изменения плотностей тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях инструмента для различных значений износа по задней поверхности лезвия при неустановившемся теплообмене представлены на рис. 12.4. Расчеты выполнялись для следующих условий: обрабатываемый материал - сталь 45; $\sigma_в$ = 750МПа; коэффициент усадки k = 2,0; инструментальный материал

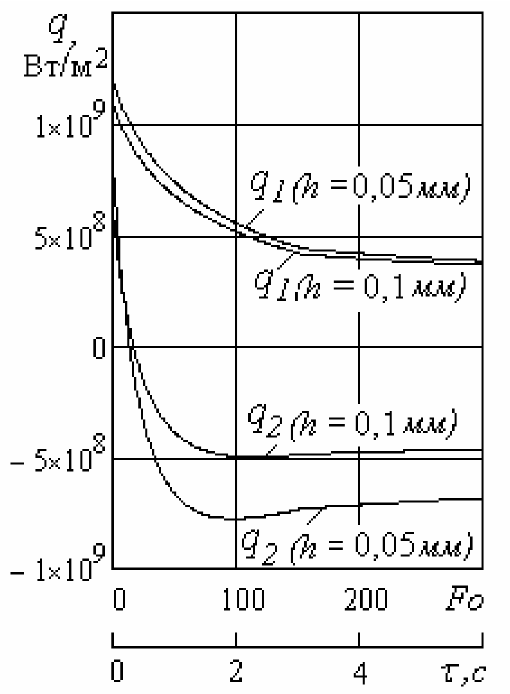


Рис.12.4. Графики изменения плотностей тепловых потоков на передней и задней поверхностях инструмента

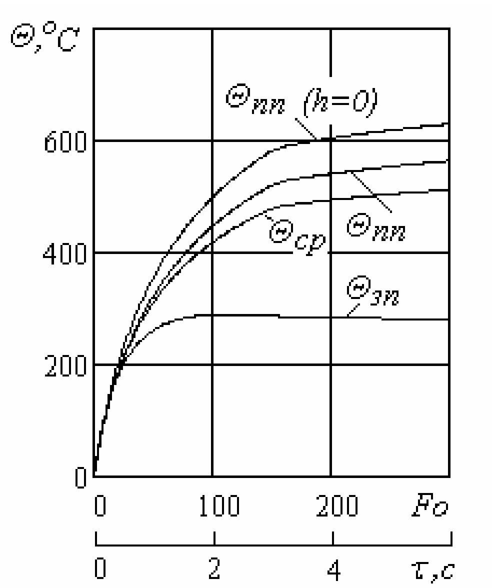


Рис.12.5. Графики изменения средних температур на передней и задней поверхностях инструмента

Т15К6; параметры резцов: углы в плане $\varphi = \varphi_1$ = 45°; передний угол γ =-7°; задний угол α = 7°; угол заострения β = 90°; износ по задней поверхности составлял h = 0,05мм и h = 0,1мм.

На графике показано наряду с безразмерным временем *Fo*, реальное время резания *τ*. Графики свидетельствуют о том, что в начальный момент времени тепловые потоки как на передней q_1, так и на задней q_2 поверхностях инструмента весьма велики. С течением времени они убывают, а затем стабилизируются, что свидетельствует об установившемся процессе теплообмена. С увеличением износа по задней поверхности плотности тепловых потоков на задней поверхности значительно уменьшаются, на передней же поверхности практически не изменяются.

Температуры на передней $\Theta_{пп}$ и задней $\Theta_{зп}$ поверхностях лезвия инструмента, формируемые под воздействием тепловых потоков q_1 и q_2, а также температура резания $\Theta_{ср}$,:

$$\Theta_{пп} = \left(\frac{q_1 l}{\lambda_u} M_1 + \frac{q_2 h}{\lambda_u} N_2\right) m(Fo);$$

$$\Theta зп = \left(\frac{q_2 h}{\lambda_u} M_2 + \frac{q_1 l}{\lambda_u} N_1\right) m(Fo). \quad (12.5)$$

$$\Theta_{ср} = \frac{(\Theta_{пп} l + \Theta_{зп} h) m(Fo)}{l + h}.$$

Графики изменения средних температур на передней и задней поверхностях инструмента для различных значений износа по задней поверхности лезвия (h = 0 и h = 0,1 мм) при неустановившемся теплообмене представлены на рис. 12.5. При работе острозаточенным инструментом и отсутствии износа по задней поверхности (h = 0) средняя температура определяется только темпратурой на передней поверхности лезвия и значительно выше температур, наблюдающихся при наличии иноса по задней поверхности. С появлением износа по задней поверхности возникают отрицательные тепловые потоки на задней поверхности, которые снижают среднюю температуру, которая становится меньше, чем температура на передней поверхности.

Лекция 13. **Определение температур в зоне резания при фрезеровании**

1. Определение температурного поля в инструменте при прерывистом резании
2. Особенности определения температур при фрезеровании

1. Определение температурного поля в инструменте при прерывистом резании

Прерывистый процесс резания характеризуется наличием рабочих ходов длительностью t_p, которые чередуются с холостыми ходами длительностью t_x и в сумме определяют длительность цикла $t_ц = t_p + t_x$.

В период рабочего хода происходит нагрев инструмента, описываемый следующей зависимостью (для анализа теплового состояния лезвия инструмента с учетом времени при неустановившемся теплообмене в качестве основного показателя принимается температура его вершины при $\psi = 0$, $\zeta = 0$, $\eta = 0$):

$$T_H(F_o) = \int_0^1 d\psi_u \int_{-\alpha}^{\alpha} \frac{\left(1 - erf\left[\sqrt{\psi_u^2 + \zeta_u^u} \big/ 2\sqrt{F_o}\right]\right)}{\sqrt{\psi_u^2 + \zeta_u^2}} d\zeta_u . \qquad (13.1)$$

В период холостого хода в отсутствии нагрева происходит охлаждение режущих кромок за счет отвода тепла из зоны резания вглубь лезвия. Процесс охлаждения в этом случае описывается следующим образом:

$$\Theta_o(F_o) = \Theta(\infty) exp[-0.04F_0]; \quad T_o = T(\infty) exp[-0.04F_o], \qquad (13.2)$$

где $\Theta(\infty)$, $T(\infty)$ – абсолютная и безразмерная температуры при установившемся теплообмене.

Циклический процесс изменения во времени температуры лезвия инструмента при прерывистом резании аналитически может быть описан следующим образом:

$$\Theta_ц(x,y,z,\tau) = \begin{cases} \Theta_{нi}(x,y,z,\tau), если \quad t_ц(i-1) \le \tau \le (t_p + t_ц i), \quad i = 1,2.....n \\ \Theta_{oi}(x,y,z,\tau), если \quad (t_p + t_ц(i-1)) \le \tau \le t_ц i \end{cases}, \qquad (13.3)$$

где

$$T_{нi}(\tau) = \int_0^1 d\psi_u \int_{-\alpha}^{\alpha} \frac{\left(1 - erf\left[\sqrt{\psi_u^2 + \zeta_u^u} \big/ 2\sqrt{\omega_o(\tau - (t_p + x_{i-1}))}\right]\right)}{\sqrt{\psi_u^2 + \zeta_u^2}} d\zeta_u ;$$

$$T_{oi}(\tau) = T_{нi}(t_p + x_{i-1}) exp[-0.04\omega_o(\tau - t_p)]; \qquad \Delta t_{i-1} = 0,$$

где $\omega_o = \omega / l^2$; x_i - период времени, корректирующий начало отсчета температуры нагрева $T_{н(i+1)}(t_p + t_{цi} + x_i)$ в каждом последующем цикле с учетом охлаждения в предыдущем $T_{oi}(t_{цi})$.

Для каждого цикла x_i рассчитывается численными методами как корень уравнения:

$$\int_0^1 d\psi_u \int_{-\alpha}^{\alpha} \frac{\left(1-erf\left[\dfrac{\sqrt{\psi_u^2+\zeta_u^u}}{2\sqrt{\omega_o\left(t_p+x_i\right)}}\right]\right)}{\sqrt{\psi_u^2+\zeta_u^2}} d\zeta_u = T_{нi}(t_p+x_{i-1})exp\left[-0.04\omega_o\left(\tau_h\right)\right]. \qquad (13.4)$$

Схема для расчета основных параметров процесса неустановившегося теплообмена представлена на рис. 13.1.

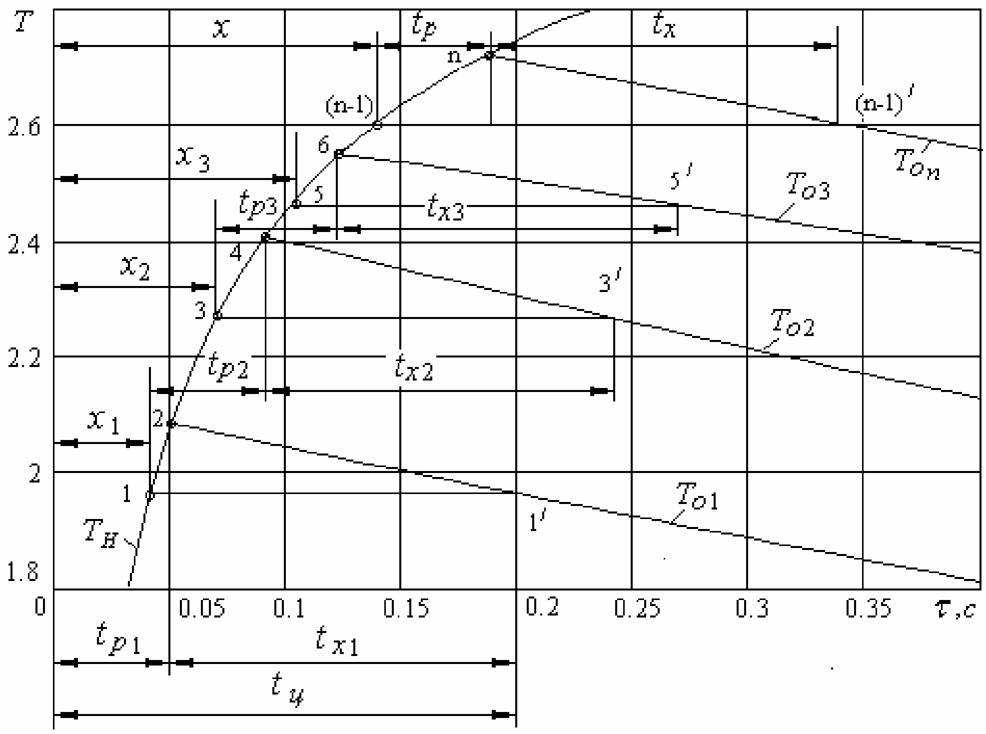


Рис.13.1. Схема для расчета основных параметров процесса неустановившегося теплообмена при прерывистом резании

На протяжении первого рабочего хода t_{p1} наблюдается рост температуры до точки 2 на кривой нагрева T_H, а затем на протяжении холостого хода t_{x1} происходит охлаждение до точки 1′ на кривой охлаждения T_{O1}. В следующем цикле нагрев в период рабочего хода t_{p2} происходит от точки 1 до точки 4 на кривой нагрева T_H, в период холостого хода t_{x2} происходит охлаждение до точки 3′ на кривой охлаждения T_{O2}. Следующий цикл начинается в точке 3, нагрев на протяжении рабочего хода t_{p3} происходит до точки 6 на кривой нагрева T_H, охлаждение после холостого хода t_{x3} заканчивается в точке 5′ на кривой охлаждения T_{O3}, потом процесс снова повторяется.

На рис. 13.2 представлены графики изменения во времени безразмерной температуры вершины лезвия торцовой фрезы T при неустановившемся теплообмене.В первом цикле $t_{ц1}$ в течение первого рабочего хода t_{p1} наблюдается резкий рост температуры в соответствии с кривой нагрева T_{H1}, а затем в течение холостого хода t_{x1} - снижение температуры в соответствии с кривой охлаждения T_{O1}. Во втором цикле $t_{ц2}$ в период рабочего хода происходит нагрев по кривой T_{H2}, в период холостого хода - охлаждение по кривой T_{O2}. В последующих циклах $t_ц$ нагрев и охлаждение повторяются, в некоторый момент времени они уравновешиваются, процесс может считаться установившимся и характеризоваться средней температурой $T_{ср}$.

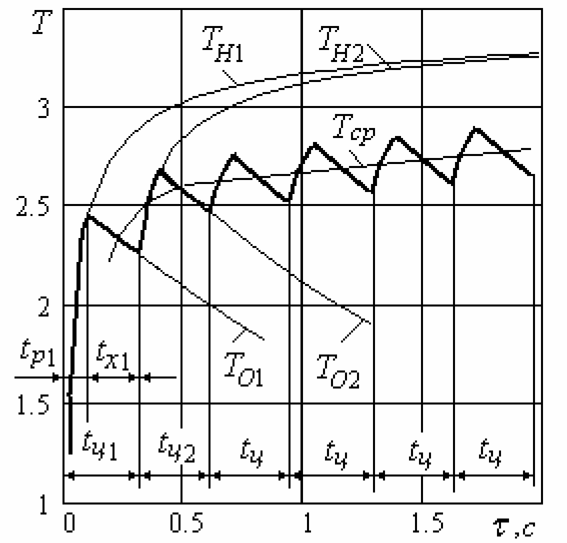
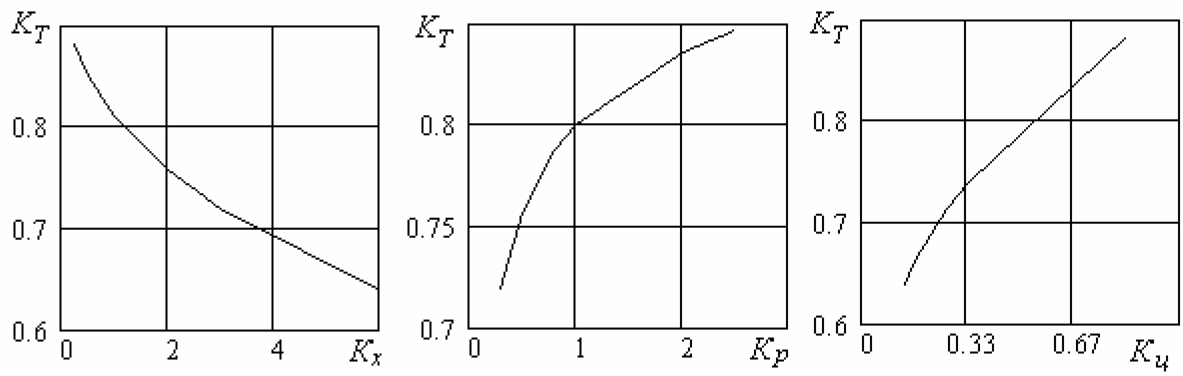


Рис 13.2. Графики изменения во времени безразмерной температуры вершины лезвия инструмента T

В том случае, когда при неизменной длительности цикла изменяется соотношение между длительностью рабочего и холостого ходов, достигаемый средний уровень температуры также изменяется. Как свидетельствуют графики, представленные на рис. 3 б), в сравнении с графиками на рис. 3 а) при неизменной длительности цикла с уменьшением длительности рабочего хода $t_р$ в 2 раза, максимальный $T_{Цmax}$ и средний $T_{Цср}$ уровни температур снижаются почти на 20%.

С использованием указанной методики выполнены расчеты коэффициентов снижения уровня температур при прерывистом резании по сравнению с непрерывным K_T для разных соотношений рабочих и холостых ходов, результаты которых приведены на рис. 13.3.



а) б) в)

Рис. 13.3. Графики коэффициентов снижения уровня температур при прерывистом резании по сравнению с непрерывным K_T для разных соотношений рабочих и холостых ходов

Рассмотрены следующие случаи циклической обработки:

- длительность рабочего хода постоянная $t_р$ = const, изменение длительности холостого хода характеризуется коэффициентом $K_х = t_х / t_р$ (рис.13.3а);

- длительность холостого хода постоянная $t_х$ = const, изменение длительности рабочего хода характеризуется коэффициентом $K_р = t_р / t_х$ (рис.13.3б);

- длительность цикла постоянная $t_ц$ = const, изменение длительности рабочего хода характеризуется коэффициентом $K_ц = t_р / t_ц$ (рис. 13.3в).

На основании приведенных графиков может быть выполнена количественная оценка эффективности повышения длительности холостых ходов и уменьшения рабочих, что приводит существенного снижения уровня температуры режущего инструмента. Полученные результаты дают возможность прогнозировать изменение температуры в зависимости от соотношений рабочих и холостых ходов при прерывистом резании, а также управлять снижением температуры за счет выбора их рационального уровня.

2. Особенности определения температур при фрезеровании

Основные особенности фрезерования заключаются в следующем:

- влияния прерывистости процесса фрезерования в условиях неустановившегося теплообмена на температуру лезвия фрезы;

- влияния переменности параметров среза на тепловые процессы при фрезеровании;

- влияния на температуру лезвия фрезы нагрева детали под воздействием участвующих в работе предшествующих лезвий многолезвийного инструмента.

Для исследования влияния переменности параметров среза на тепловые процессы при фрезеровании рассмотрим схему, приведенную на рис. 13.4.

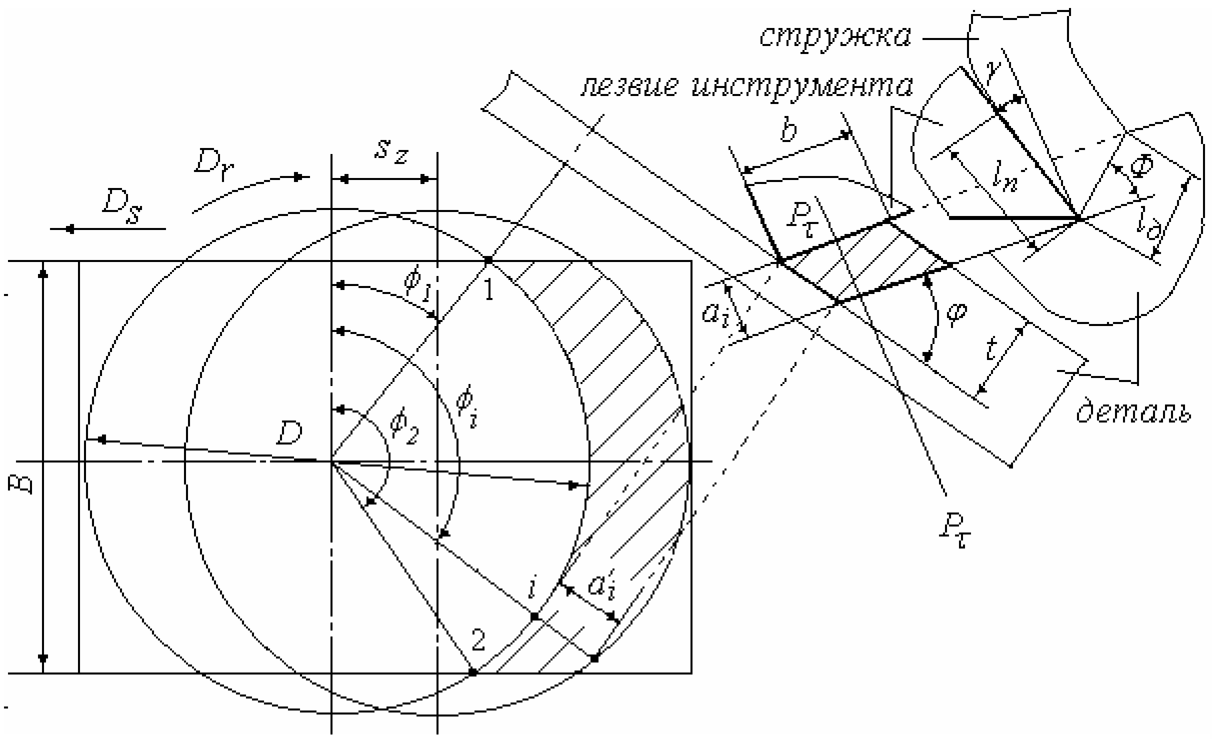


Рис.13.4. Схема для определения основных параметров процесса фрезерования торцовыми фрезами

Для торцевого фрезерования длительность цикла $t_ц$, длительность рабочего хода t_p, длительность холостого хода t_x и расстояние между зубьями l_z определяются следующим образом:

$$t_ц = \frac{60}{n},\ t_p = \frac{60}{\pi n} arcsin\frac{B}{D},\ t_x = \frac{30}{\pi n}\left(2\pi - arcsin\frac{B}{D}\right),\ l_z = \frac{\pi D}{z}, \qquad (13.5)$$

где n – частота вращения; B – ширина фрезерования, D – диаметр фрезы, z – число зубьев.

Особенностью процесса торцевого фрезерования является переменность во времени толщины среза $a(\tau)$, обуславливающая переменность во времени длины контакта стружки с передней поверхностью лезвия $l(\tau)$ и стружки с поверхностью детали в зоне деформации $l_{\partial}(\tau)$:

$$a(\tau) = s_z \sin\varphi \sin\left(\frac{\pi n \tau}{30} + \arccos\frac{B}{D}\right), \text{ если } t_ц(i-1) \le \tau \le \left(t_p + t_ц i\right), \; i = 1,2...n, \quad (13.6)$$

$$l(\tau) = 2a(\tau)[\,k(1 - tg\gamma) + \sec\gamma\,], \quad (13.7)$$

$$l_{\partial}(\tau) = a(\tau)/\sin\Phi = a(\tau)\sqrt{k^2 - 2k\sin\gamma + 1}\Big/\cos\gamma, \quad (13.8)$$

где s_z – подача на зуб фрезы; φ - главный угол в плане; k - коэффициент продольной усадки стружки; γ - передний угол лезвия; Φ – угол сдвига.

В результате переменными во времени являются плотности тепловыделения на передней поверхности лезвия $q(\tau)$ и на поверхности детали $q_{\partial}(\tau)$:

$$q(\tau) = V(\,P_{Z0}\sin\gamma + P_{N0}\cos\gamma\,)/2a(\tau)b[\,k(1 - tg\gamma) + \sec\gamma\,]k, \quad (13.9)$$

$$q_{\partial}(\tau) = K_q V\cos\gamma(\,P_{Z0}(k - \sin\gamma) - P_{N0}\cos\gamma\,)\Big/a(\tau)bk\sqrt{k^2 - 2k\sin\gamma + 1}, \quad (13.10)$$

где V - скорость резания; $P_{Z0} = P_z - F_{тр}$ - разность тангенциальной силы резания и силы трения по задней поверхности лезвия; $P_{N0} = P_y - F_{тр}$ - разность нормальной составляющей силы резания и силы трения по передней поверхности лезвия; $b = t/\sin\varphi$ - ширина среза: t - глубина резания; K_q – коэффициент, учитывающий долю теплоты деформации, поступающую в деталь: $K_q = 1 - 1\Big/\left(1 + 1{,}5k\sqrt{Pe}\right)$.

В случае симметричного фрезерования максимальное значение толщины среза имеет место в момент времени, равный середине рабочего хода $t_p/2$: $a_{max}(t_p/2) = s_z \sin\varphi$, что определяет соответственно и максимальные значения $l_{max}(t_p/2)$, $l_{\partial\,max}(t_p/2)$, $q(t_p/2)$ и $q_{\partial}(t_p/2)$. На основании выполненного анализа средняя температура вершины лезвия фрезы может быть рассчитана следующим образом:

$$\Theta_{ср\;\;вер} = \frac{K_b K_{\partial\,max}\left(t_p/2\right)\;q_{max}\left(t_p/2\right)\;l_{max}\left(t_p/2\right)}{4\pi\lambda_и} T_{ср\;\;вер}. \quad (13.11)$$

Особенностью процесса фрезерования является влияние на температуру лезвия фрезы нагрева детали под воздействием участвующих в работе предшествующих зубьев многолезвийного инструмента.

Повышение температуры каждого лезвия фрезы вследствие нагрева детали предшествующим зубом определяется следующим образом:

$$\Delta\Theta = \Theta_{max}\left(\sqrt{l_z/l_{\partial}} - \sqrt{l_z/l_{\partial} - 1}\right), \quad (13.12)$$

где l_z - расстояние между зубьями фрезы.

Коэффициент для расчета температуры вершины лезвия фрезы, учитывающий нагрев детали предшествующими зубьями K_∂, исходя из условия равенства температур на вершине лезвия и контактирующей с ней точкой детали, может быть рассчитан следующим образом:

$$K_\partial = 1 + \left(\sqrt{l_z/l_\partial} - \sqrt{l_z/l_\partial - 1}\right). \quad (13.13)$$

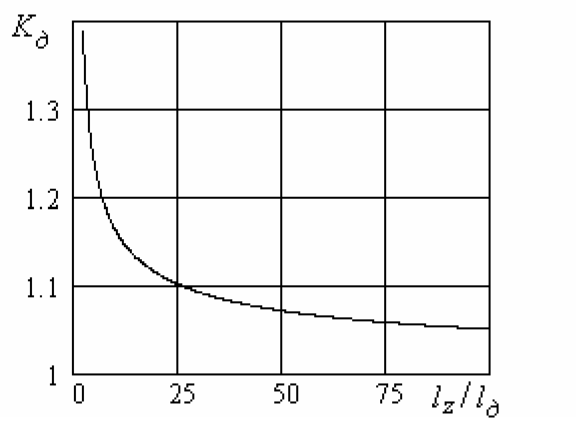


Рис.13.5. График зависимости коэффициента повышения температуры вершины лезвия K_∂ вследствие нагрева детали предшествующими зубьями фрезы от соотношения $l_z/\, l_\partial$

Значения указанного коэффициента K_∂ в зависимости от соотношения l_z/l_∂ могут быть определены с использованием графика, пред-ставленного на рис. 13.5.

Графики изменения температуры Θ_2 вершины лезвия торцовой фрезы в сравнении с температурой Θ_1 при непрерывном резании приведены на рис. 13.6.

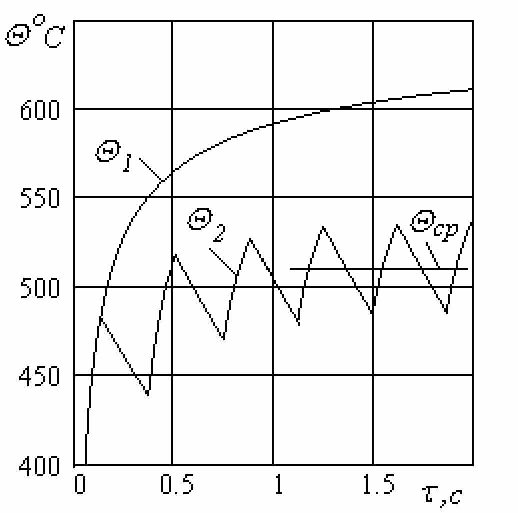


Рис. 13.6. Графики изменения температуры вершины лезвия фрезы Θ_2 в сравнении с температурой при непрерывном резании Θ_1

Пример расчета и построения графиков выполнен для фрезерования стали 45 торцовой фрезой, оснащенной твердым сплавом Т15К6 (коэффициент температуропроводности $\omega_u = 0{,}100 \cdot 10^{-4}$ м^2/с), для условий обработки: ширина фрезерования B =180мм, диаметр фрезы D = 200мм, число зубьев z = 10, частота вращения n = 160об/мин, скорость резания V = 100м/мин, толщина среза a = 0,5мм, ширина среза b = 2мм, что обеспечивает длительность цикла $t_ц$ = 0,37с, длительность рабочего хода $t_р$ =0,13с, длительность холостого хода $t_х$ = 0,24с и расстояние между зубьями l_z = 63мм; плотность тепловыделения $q = 6 \cdot 10^7$, коэффициент K_∂ = 1,064 для l_z/l_∂ = 61; x = 0,133с; безразмерную среднюю температуру $T_{ср\ вер}$ = 2,75.

На основании выполненных расчетов установлено, что для заданных условий средняя температура вершины лезвия при установившемся режиме торцевого фрезерования составляет $\Theta_{ср\ вер} = 513^oC$, а ее минимальное и максимальное значения равны соответственно $\Theta_{min\ вер} = 483^oC$ и $\Theta_{max\ вер} = 532^oC$, что значительно ниже температуры при непрерывном резании Θ_1. Для аналогичных условий при непрерывном резании в условиях установившегося теплообмена (F_o > 100) достигается уровень безразмерной температуры $T_{вер}$ = 3,17, температуры вершины лезвия $\Theta_{вер}$ = 592^oC.

АНАЛИЗ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ ПРИ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКЕ

Лекция 14. **Определение тепловых потоков и температур при шлифовании**

1. Схематизация процесса плоского шлифования
2. Определение плотности тепловых потоков и температур в детали

1. Схематизация процесса плоского шлифования

Технологический процесс изготовления деталей, наряду с рассмотренной нами ранее лезвийной обработкой, включает в себя также алмазно-абразивную, или финишную обработку. К ней относятся шлифование, полирование, доводка, притирка и т. д. Важность этих методов заключается в том, что именно в процессе финишной обработки формируется качество поверхностного слоя деталей, определяющее ресурс изделия при его эксплуатации.

Характерной особенностью указанных методов является высокая температура в зоне резания (порядка 1000^{o}C), обусловленная высокой скоростью резания (30-35м/с). Вследствие этого в поверхностном слое детали могут происходить неблагоприятные структурно-фазовые превращения, возникать трещины, прижоги, остаточные напряжения растяжения, а также наблюдаться термические деформации, влияющие на точность размеров.

Существует два подхода к анализу тепловых процессов при шлифовании. По первому взаимодействие между поверхностями обрабатываемой детали и шлифовального круга является дискретным, соответствующим контакту с отдельными зернами. Такой подход отражает реальные условия процесса резания и целесообразен, если рассматриваются вопросы о тепловых процессах, связанных с инструментом: работа зерен, локальные температуры на зерне, учет влияния зернистости и концентрации зерен.

В большинстве случаев расчет температурных полей связан с обрабатываемой деталью. В этом случае оправдан подход, по которому контакт инструмента с деталью представляется сплошным. Такой подход обосновывается тем, что в процессе тепловыделения участвуют не только режущие зерна, выполняющие микрорезание, но и скользящие зерна, трущиеся по поверхности детали, а также связка и стружка, расположенная в межзеренном пространстве. Нарушение сплошности контакта по отношению к детали столь несущественно, что ими можно пренебречь.

В дальнейшем мы будем рассматривать температурное поле в поверхностном слое детали и основываться на представлении о сплошном контакте детали и инструмента. Учитывая, что для быстродвижущихся источников теплота не распространяется в направлении движения источника, задачу можно свести к одномерной, считая, что теплота распространяется только в направлении, нормальном к поверхности детали.

При схематизации формы тел необходимо исходить из соотношения размеров тел и источников теплоты. Поверхностный слой деталей прогревается до высоких температур на небольшую глубину (до1-2мм), в связи с чем, большинство деталей можно считать полубесконечными телами. Деталь при шлифовании схематизируется как полупространство (рис. 14.1).

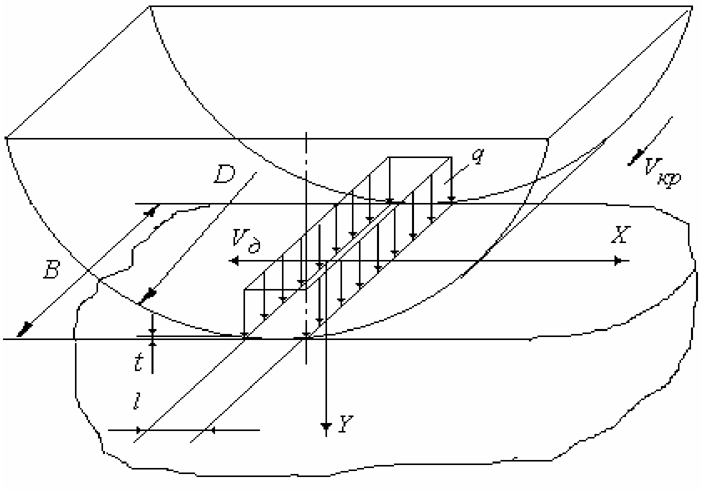


Рис. 14.1. Схематизация процесса шлифования

Источник теплоты, находящийся в зоне контакта инструмента с деталью, можно считать двумерным в виде прямоугольника, так как из-за большого диаметра шлифовального круга (400-600мм) кривизна поверхности резания мала. Ширина прямоугольника равна ширине круга или ширине детали *B*, а длина – длине дуги контакта круга с деталью *L*: $L = \sqrt{tD}$, (*t* – глубина шлифования, *D* – диаметр круга). Так как длина прямоугольника на порядок выше его ширины, источник целесообразно схематизировать в виде бесконечно длинной полосы. Плотность распределения теплового потока может быть принята равномерной. По длительности функционирования источник непрерывного действия. По скорости перемещения – быстродвижущийся.

2. Определение плотности тепловых потоков и температур в детали

Мощность тепловыделения при шлифовании определяется скоростью шлифовального круга $V_{кр}$ и силой в зоне обработки P_z: $N = P_z V_{кр}$,

Доля тепла, уходящая в деталь $\alpha = 1\big/1{,}25\,\lambda_к\big/\lambda_\partial\sqrt{\omega_\partial\big/BV_\partial + 1}$.

Доля тепла, уходящая в стружку $\beta = 1\big/1 + t\sqrt{4V_\partial\big/\pi L\omega_\partial}$.

Согласно этим формулам, доля теплоты, поступающая в деталь, может быть принята равной 80-90%. Тогда плотность теплового потока:

$$q = (0{,}8 - 0{,}9)P_z V_к \,/\, BL\,. \qquad (14.1)$$

Температурное поле детали для полосового движущегося источника:

$$\Theta(x, y) = \frac{q}{2\pi\lambda_\partial}\int_0^l \exp\left(-\frac{V_S\,(x - x_u)}{2\omega_\partial}\right)K_0\left[\frac{V_S\sqrt{(x - x_u)^2 + y^2}}{2\omega_\partial}\right]dx_u = P_O T(\psi, \nu), \qquad (14.2)$$

где *x, y* – абсцисса и ордината точки, для которой рассчитывается температура; x_u – абсцисса импульса теплоты; V_S – скорость перемещения источника; $K_0(u)$ – модифицированная функция Бесселя: $K_0(u) \approx (\pi/2u)^{0.5}\exp[-u]$; P_o – размерный коэффициент; $T(\psi, \nu)$ - безразмерное распределение температур ($\psi = x/l$; $\psi_u = x_u/l$; $\nu = y/l$ – безразмерные координаты; $Pe = Vl/\omega_\partial$ - критерий Пекле):

$$T\ (\psi, \nu) = \int_0^1 \exp[0{,}5Pe(\psi - \psi_u)]K_0\left[0{,}5Pe\sqrt{(\psi - \psi_u)^2 + \nu^2}\right]d\psi_u\,.$$

Максимальная безразмерная температура $T_{\max}(1,0)$ на поверхности детали имеет место в точке координатами $\psi = 1$; $\nu = 0$; фактическая максимальная температура температура $\Theta_{\max}$ определяется с учетом размерного коэффициента P_o:

$$T_{\max}(1,0) = \left(\pi^m / 1 - m\right) Pe^m \,.\, \Theta_{\max} = \frac{q}{2\pi\lambda_\partial} T_{\max}$$

В том случае, когда скорость источника теплоты (скорость подачи стола для плоского шлифования) $V_\partial > 10\omega_\partial / L$,что отвечает значением критерия Пекле $Pe >$ 10, движущийся полосовой источник на поверхности детали превращается на быстродвижущийся.

Температурное поле в детали для полосового быстродвижущегося источника:

$$\Theta(x,y) = \frac{q}{2\lambda_\partial} \frac{\sqrt{\omega_\partial}}{\sqrt{\pi V}} \int_0^p \frac{dx_u}{\sqrt{x - x_u}} \exp\left(- \frac{Vy^2}{4\omega_\partial (x - x_u)} \right), \tag{14.3}$$

где x_u – абсцисса импульса теплоты; x, y – абсцисса и ордината точки, для которой рассчитывается температура; $p = l$, если $x \geq l$, $p = x$, если $x < l$.

Переходим к безразмерным величинам $\psi = x/l$; $\psi_u = x_u/l$; $\nu = y/l$:

$$\Theta(x,y) = \frac{ql}{\lambda_\partial \sqrt{\pi}} \frac{1}{\sqrt{Pe}} T(\psi,\nu);\; T\ (\psi,\nu) = \frac{1}{2} \int_0^\Delta \frac{d\psi_u}{\sqrt{\psi - \psi_u}} \exp\left(- \frac{Pe}{4} \frac{\nu^2}{\psi - \psi_u} \right), \tag{14.4}$$

где $Pe = Vl/\omega_\partial$ - критерий Пекле; Δ - верхний предел интеграла: $\Delta = \psi$ при $0 \leq \psi \leq 1$ и $\Delta = 1$ при $\psi > 1$.

Распределения безразмерных температур на поверхности детали $T(\psi)$ (координата $\nu = 0$) и по глубине детали $T(\nu)$ (координата $\psi = 1$):

$$T(\psi) = \frac{1}{2} \int_0^\Delta \frac{d\psi_u}{\sqrt{\psi - \psi_u}};\; T(\nu) = \frac{1}{2} \int_0^\Delta \frac{d\psi_u}{\sqrt{1 - \psi_u}} \exp\left(- \frac{Pe}{4} \cdot \frac{\nu^2}{1 - \psi_u} \right). \tag{14.5}$$

Максимальная безразмерная температура $T_{max}(1,0)$ имеет место в точке координатами $\psi = 1$; $\nu = 0$ и равна *1:* $T_{max}(1,0) = 1$. В таком случае фактическая максимальная температура на поверхности детали при шлифовании определяется размерноым коэффициентом P_o:

$$\Theta_{\max} = ql / \lambda_\partial \sqrt{\pi Pe} \,. \tag{14.6}$$

ВОПРОСЫ ДЛЯ САМОПРОВЕРКИ

1. Каковы особенности схематизации процесса плоского шлифования?
2. Как схематизируется источник теплоты при шлифовании?
3. Как определяется плотность тепловых потоков при шлифовании?
4. При каких условиях шлифования движущийся источник переходит в быстродвижущийся?
5. Какие параметры процесса шлифования влияют на температуру детали?
6. Каковы пути снижения температуры в детали при шлифовании?

АНАЛИЗ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ ПРИ ОТДЕЛОЧНО - УПРОЧНЯЮЩЕЙ ОБРАБОТКЕ ПОВЕРХНОСТНЫМ ПЛАСТИЧЕСКИМ ДЕФОРМИРВАНИЕМ

Лекция 15. **Определение тепловых потоков и температур в зоне обработки при алмазном выглаживании**

1. Схематизация процесса алмазного выглаживания
2. Определение плотности тепловых потоков
3. Определение температур в детали

1. Схематизация процесса алмазного выглаживания

Основным источником теплоты, выделяющейся в процессе алмазного выглаживания, является работа сил упругопластического деформирования материала обрабатываемой детали.

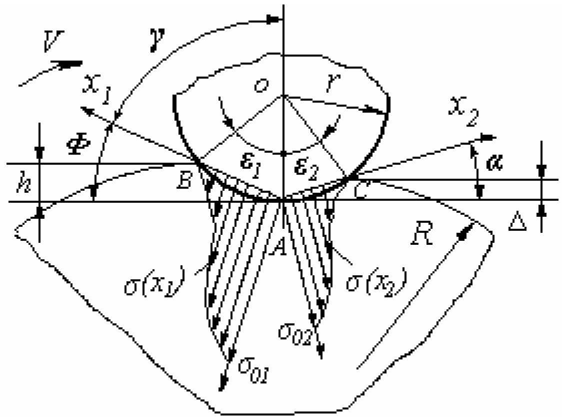


Рис. 15.1. Схематизация процесса алмазного выглаживания

В процессе алмазного выглаживания детали радиуса *R*, вращающейся со скоростью *V* (рис. 15.1.), алмазный индентор, имеющий форму сферы радиусом *r*, пластически деформирует материал на глубину *h*. Величина Δ представляет собой упругое восстановление материала детали после прохода инструмента. Вся длина контакта между инструментом и деталью *АВС* делится на два участка, называемых по аналогии с режущим инструментом передней поверхностью *АВ* (определяемой углами *Φ*, *γ* и $ε_1$) и задней *АС* (определяемой углами *α* и $ε_2$).

Распределения напряжений на передней $σ(x_1)$ и задней $σ(x_2)$ площадках контакта индентора и детали при алмазном выглаживании подчиняются несимметричному нормальному закону: $σ(x) = σ_0 exp[-3x^2]$. В таком случае сила нормального давления *N* и сила трения *F* (для $σ_0$ = 0,5$σ_в$) на задней поверхности определяются следующим образом [2]:

$$N = 0{,}5\sigma_в b\int_0^l \exp\left[-3x^2\right]dx = 0{,}25bl\sigma_в;\quad F = 0{,}25bl\mu\sigma_в, \qquad (15.1)$$

где $μ$ – коэффициент трения; $σ_в$ – предел прочности материала детали; *b, l* – размеры (ширина и длина) площадки контакта индентора и детали.

Проекция контактной площадки между сферической рабочей частью инструмента и цилиндрической поверхностью детали при статическом вдавливании имеет форму эллипса. Вследствие движения индентора и деформации материала детали форма поверхности контакта отличается от эллипса, однако с достаточной точностью контактную поверхность можно заменить прямоугольником шириной *b* (в направлении движения подачи индентора *S*) и длиной $l = (l_1 + l_2)$, где l_1 – длина контакта по передней поверхности (дуга *АВ*), l_2 - по задней (дуга *АС*).

Углы контакта ε_1 и ε_2 определяются условиями упругопластического деформирования поверхностного слоя. Так для закаленных сталей при сглаживающем режиме обработки $\varepsilon_1 = 6 - 7^o$; для мягких материалов - $\varepsilon_1 = 2 - 3^o$.

Вследствие малости углов ε_1 и ε_2 дуги *AB* и *AC* могут быть заменены соответствующими хордами. Зная углы контакта ε_1 и ε_2, а так же принимая $\varepsilon_1 = 0{,}5\varepsilon_2$, для расчета размеров площадки можно использовать формулы:

$$l_1 = 0{,}017\ r\ \varepsilon_1;\ l_2 = 0{,}009\ r\ \varepsilon_1;\ b = (l_1 + l_2)\sqrt{(R+r))/R}\,. \qquad (15.2)$$

Силы, действующие на контактных площадках bxl_1 и bxl_2 на передней и задней поверхностях индентора, определяются следующим образом:

$$F_1 = P_T - F_2;\ F_2 = 0{,}25 b l_2 \mu \sigma_в, \qquad (15.3)$$

где P_T - тангенциальная сила, действующая в направлении скорости главного движения, определяемая в зависимости от радиальной силы выглаживания *P*.

При схематизации компонентов исследуемой системы деталь рассматривается как полупространство, инструмент – как полуограниченный стержень, имеющий конфигурацию зоны контакта инструмента и детали.

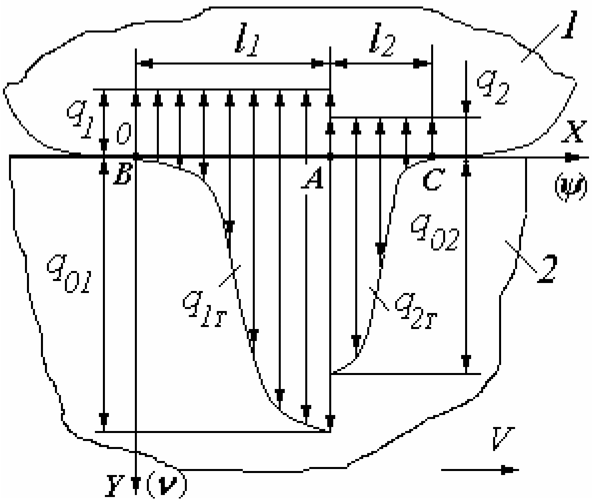


Рис. 15.2. Схематизация источников теплоты при алмазном выглаживании

Источники теплоты при алмазном выглаживании рассматриваются как плоские прямоугольные, стационарные, так как процесс теплообмена при выглаживании достаточно быстро устанавливается. Источники теплоты являются неподвижными для инструмента и быстродвижущимися для детали.

На рис. 15.2 представлена схема источников теплоты при алмазном выглаживании: 1- индентор, 2 - деталь. Ось *X* расположена в направлении скорости выглаживания *V*, ось *Y* – по глубине детали. В зоне обработки возникают два основных источника теплоты: q_{1T} - в зоне пластической деформации на передней поверхности *AB* и q_{2T} - в зоне упругого восстановления на задней поверхности *BC* (максимальные интенсивности источников q_{01} и q_{02}). Принимается, что законы распределения интенсивности источников нессиметричные нормальные:

$$q_{1T} = q_{01}\exp\left[-3(1-x)^2\right];\qquad q_{2T} = q_{02}\exp\left[-3x^2\right]; \qquad (15.4)$$
$$q_{01} = F_1 V/bl_1 = (P_T - F_2)V/bl_1;\qquad q_{02} = \sqrt{3}F_2 V/2\sqrt{\pi}bl_2.$$

Теплота каждого из источников передается детали и индентору. Плотности тепловых потоков (стоков), направленных из детали в инструмент, на передней q_1 и задней q_2 поверхностях индентора принимаются равномерно распределенными по площадкам bxl_1 и bxl_2.

2. Определение плотности тепловых потоков

Плотности тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях индентора, определяются из системы уравнений:

$$\begin{cases} \dfrac{q_1 l_1}{\lambda_u} M_1 + \dfrac{q_2 l_2}{\lambda_u} N_2 = K_1 (K_c q_{01} - q_1) \ ; \\ \dfrac{q_2 l_2}{\lambda_u} M_2 + \dfrac{q_1 l}{\lambda_u} N_1 = \left[K_2 - K_1 \left(q_2 \sqrt{\beta} + \chi_2 q_1\right)\right] \ , \end{cases} \tag{15.5}$$

где $K_1 = 4K_o \sqrt{\omega_\partial l_1} \big/ 3\lambda_\partial \sqrt{V}$, $K_2 = K_c K_1 \left(q_{02} \sqrt{\beta} + \chi_1 q_{01}\right)$, λ_∂, λ_u, ω_∂, ω_u – коэффициенты теплопроводности и температуропроводности материалов детали и инструмента; M_1, M_2, N_1, N_2 - безразмерные функции, определяющие нагрев площадок на передней и задней поверхностях инструмента; K_o – коэффициент, учитывающий ограниченность источника по ширине b, K_o = 0,87; K_c – коэффициент формы, учитывающий отличие источника с нессиметричным нормальным распределением от источника с равномерным распределением, K_c = 0,55; коэффициент $\beta = l_2 / l_1$; коэффициенты χ_1 = 0,6, χ_2 = 0,75.

Безразмерные функции, определяющие нагрев контактных площадок:

$$M_{1,2} = 0{,}061 + 0{,}033 \eta_{1,2}^{0,5} \lg \eta_{1,2}; \quad N_{1,2} = 0{,}0573 \eta_{1,2} \rho_{1,2}^{-1/\eta_{1,2}^{0,66}} , \tag{15.6}$$

где η - безразмерная ширина $\eta_1 = b/l_1$, $\eta_2 = b/l_2$ ($\eta_{1,2}$>1); $\rho_1 = 1 + l_2/l_1$; $\rho_2 = 1 + l_1/l_2$.

В результате решения системы (15.5) определены плотности тепловых потоков (стоков), направленных из детали в инструмент, на передней q_1 и задней q_2 поверхностях индентора:

$$q_1 = \frac{[K_2 N_2 - K_c K_1 q_{01} (N_2 I - M_2)] \lambda_u}{l_1 (N_1 N_2 - M_1 M_2 - M_1 N_2 I) - K_1 \lambda_u (M_2 + N_2 I - N_2 \chi_2)}; \tag{15.7}$$

$$q_2 = I [(K_c q_{01} - q_1) - M_1 q_1 l_1] \big/ \sqrt{\beta}, I = K_1 \lambda_u \sqrt{\beta} \big/ N_2 l_2 \tag{15.8}$$

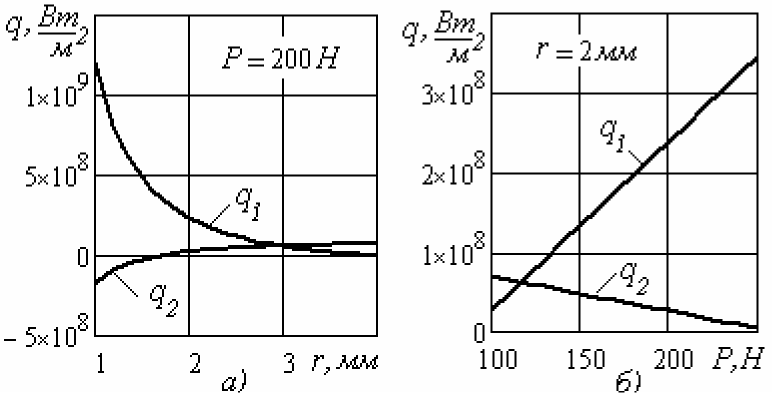


Рис. 15.3. Графики изменения плотности тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях индентора от радиуса индентора r – *а)* и усилия выглаживания P- *б)*

Закономерности изменения тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях индентора в зависимости от радиуса индентора r и усилия выглаживания P представлены на рис. 15.3. Расчеты выполнялись для следующих условий: обрабатываемый материал - сталь 45; $\sigma_в$ = 750МПа; диаметр детали d = 200мм; скорость V = 3м/с.

С увеличением радиуса индентора тепловой поток на передней поверхности q_1 резко уменьшается, на задней q_2 – незначительно увеличивается, что объясняется улучшением теплоотвода в индентор при увеличении его размеров. С ростом усилия выглаживания тепловой поток на передней поверхности q_1 значительно возрастает, на задней q_2 –уменьшается. Это связано с увеличением общего количества теплоты, выделяемого при выглаживании.

3. Определение температур в детали

При анализе температур в зоне обработки на операциях алмазного выглаживания необходимо, прежде всего, рассматривать деталь, так как именно к качеству ее поверхностного слоя предъявляются основные технологические требования.

Общее распределение температур в детали при выглаживании определяется суммой всех действующих в зоне обработки источников:

$$\Theta_{\Sigma}(x,y) = \Theta_1(x,y) + \Theta_2(x,y) - \Theta_3(x,y) - \Theta_4(x,y), \qquad (15.9)$$

где $\Theta_1(x,y)$ - распределение температур, возникающее под действием источника теплоты q_{01}в зоне пластической деформации на передней поверхности индентора; $\Theta_2(x,y)$ - под действием источника теплоты q_{02} в зоне упругого восстановления на задней поверхности индентора; $\Theta_3(x,y)$ - под действием стока теплоты из детали в инструмент на передней поверхности индентора q_1; $\Theta_4(x,y)$ - под действием стока теплоты из детали в инструмент на задней поверхности индентора q_2.

При описании температурного поля в детали в соответствии с методом источников используются известное аналитическое выражение для полосового быстродвижущегося источника, в котором его ограниченность по ширине учитывается поправочным коэффициентом K_o (в области практически применяемых условий выглаживания принимается K_o = 0,87):

$$\Theta_i(x,y) = PT(\psi,\nu) = \frac{K_o l_1 q_{01} n_i}{2\lambda_\partial \sqrt{\pi Pe}} \int_0^{\Delta} \frac{f(\psi_u) d\psi_u}{\sqrt{\psi - \psi_u}} \exp\left(-\frac{Pe}{4} \frac{\nu^2}{\psi - \psi_u} \right). \qquad (15.10)$$

где $\psi = x/l_1$, $\psi_u = x_u/l_1$, $\nu = y/1_l$, - безразмерные координаты; $n_i = q_i/q_{01}$- безразмерные величины, учитывающие различие тепловых потоков: $n_1 = 1$, $n_2 = q_{02}/q_{01}$, $n_3 = q_1/q_{01}$, $n_4 = q_2/q_{01}$; Δ - верхний предел интеграла: $\Delta = \psi$ при $0 \le \psi \le 1$ и $\Delta = 1$ при $\psi > 1$; $f(\psi_u)$ - закон распределения плотности теплового потока; $P = K_o l_1 q_1 / 2\lambda_\partial (\pi Pe)^{05}$ - размерный коэффициент; $Pe = Vl_1/\omega_\partial$ - критерий Пекле.

Закономерности формирования температур на поверхности детали (y = 0) при выглаживании, возникающих под воздействием различных тепловых потоков, представлены на рис. 15.4. Распределение температур $\Theta_1(x,y)$ соответствует нормальному несимметричному закону распределения плотности теплового потока с функцией распределения $f(\psi_u)$ = exp[-3(1 - ψ_u^2)], распределение $\Theta_2(x,y)$ - нормальному несимметричному закону распределения $f(\psi_u)$ = exp[-3ψ_u^2]. Общее распределение температур под воздействием источников теплоты q_{01}в зоне пластической деформации и источника теплоты q_{02} в зоне упругого восстановления $\Theta_{12}(x,y) = \Theta_1(x,y) + \Theta_2(x,y)$, причем тепло от источника на задней поверхности индентора не распространяется на переднюю поверхность.

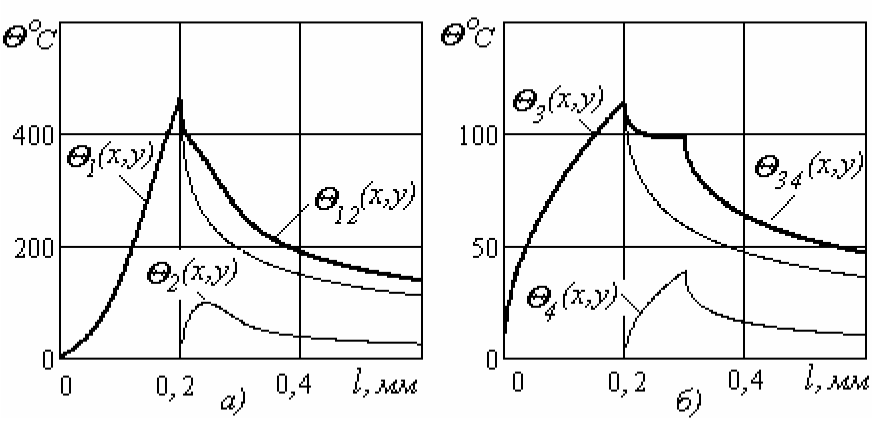


Рис. 15.4. Графики распределения температур на поверхности детали при выглаживании, возникающих под действием источников q_{1T} и q_{2T} – *а)* и стоков теплоты q_1 и q_2 – *б)*

Распределения температур $\Theta_3(x,y)$ и $\Theta_4(x,y)$ соответствуют равномерному закону распределения плотности теплового потока с функцией $f(\psi_u) = 1$. Общее распределение температур под воздействием источников теплоты на передней q_1 и задней q_2 поверхностях индентора $\Theta_{34}(x,y) = \Theta_3(x,y) + \Theta_4(x,y)$, причем тепло от источника на задней поверхности индентора также не распространяется на переднюю поверхность.

Графики суммарного распределения температур по поверхности детали представлены на рис. 15*а)*. Температуры $\Theta_{34}(x,y)$ условно показаны в области отрицательных значений, так как тепловые потоки q_1 и q_2 направлены противоположно потокам q_{01} и q_{02}. Следовательно, за счет стока теплоты в инструмент деталь охлаждается.

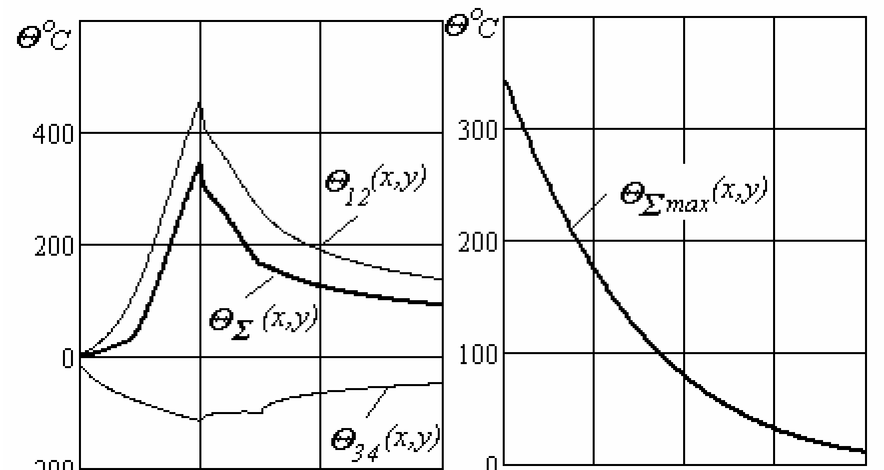


Рис. 15.5. Графики распределения температур по поверхности l и по глубине h детали при выглаживании

Представленные зависимости позволяют установить координаты точек на поверхности детали, имеющих максимальную температуру. Для нормального несимметричного, а также для равномерного законов распределения плотности теплового потока с функциями распределения $f(\psi_u) = \exp[-3(1 - \psi_u^2)]$ и $f(\psi_u) = 1$ наибольшее значение безразмерной температуры достигается при безразмерных координатах $\psi = 1$ и $\nu = 0$.

В результате расчетов определена максимальная температура $\Theta_{\Sigma max}(x,y) = 347{,}8^oC$ при значениях $x = 1_1$ и $y = 0$.

Лекция 16. **Определение тепловых потоков и температур при комбинированной лезвийной и отделочно-упрочняющей обработке**

1. Схематизация процесса комбинированной обработки
2. Определение безразмерных температур в детали
3. Определение фактических температур

Основным источником теплоты при лезвийной и отделочно-упрочняющей является зона обработки, размеры которой существенно меньше размеров обрабатываемой детали. В связи с этим, независимо от метода обработки, при схематизации компонентов технологической системы, деталь рассматривается как полубесконечное тело. Источник теплоты, возникающий на поверхности заготовки в результате взаимодействия с инструментом, рассматривается как движущийся полосовой шириной l, определяемой условиями контакта инструмента с деталью, с равномерным распределением плотности теплового потока. Мощность источника теплоты определяется скоростью его перемещения V и силой P, действующей в направлении перемещения в зоне обработки: $W = PV$. Плотность теплового потока, равномерно распределенного по площадке F контакта инструмента с деталью: $q = b^{*}PV/F$.

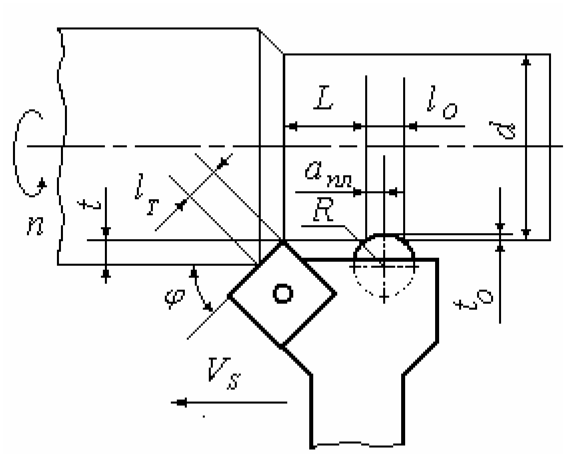


Рис. 16.1. Схема совместной обработки точением и обкатывани-

Схема совместной обработки точением и обкатыванием представлена на рис. 16.1. Для двух комбинируемых видов обработки общими являются скорость главного движения $V = \pi dn/1000$, определяемая частотой вращения n детали диаметром d, и скорость движения подачи V_S, определяемая с учетом подачи S: $V_S = nS$.

Мощности двух источников теплоты, определяемые при точении силой резания P_T, а при обкатывании – усилием обкатывания P_O, равны соответственно: $W_T = P_TV$; $W_O = P_OV$.

Ширина источника теплоты при точении l_T определяется глубиной резания t и главным углом в плане φ: $l_T = t\sin\varphi$. Площадь контакта инструмента с деталью при точении определяется величиной износа по задней поверхности h: $F_T = 0.5hl_T$. Плотность теплового потока при точении с учетом доли теплоты b^{*}_{T}, поступающей в деталь:

$$q_T = b_T^{*} P_T V \Big/ 0.5ht\sin\varphi . \qquad (16.1)$$

Ширина источника теплоты при обкатывании $l_O = 2a_{пл}$ определяется радиусом пластического отпечатка: $a_{пл} = (P_O/3\pi\sigma_T)^{0,5}$ (σ_T - предел текучести обрабатываемого материала σ_T). Глубина внедрения в обрабатываемую поверхность $t_O = [R - (R^2 - a_{пл}^2)^{0,5}]$ (R - радиуса шарика или приведенный радиус ролика $R = (rD/2)^{0,5}$ при обкатывании роликом диаметра D с профильным радиусом r). Площадь контакта инструмента с деталью при обкатывании $F_O = 2\pi a_{пл}t_O$. Плотность теплового потока при обкатывании с учетом доли теплоты b^*_O, поступающей в деталь:

$$q_O = b_O^* P_O V \Big/ 2\pi\sqrt{P_O/3\pi\sigma_T}\left[R - \left(R^2 - P_O/3\pi\sigma_T\right)\right] . \quad (16.2)$$

Доля теплоты, поступающая в деталь, при точении b^*_T и обкатывании b^*_O зависит от соответствующих для этих видов обработки значений параметров. Для известных теплофизических характеристик инструментов и детали, например, при точении стали 45 резцами Т15К6 и обкатывании шариками из стали ШХ15, доля теплоты, поступающая в деталь, равна:

$$b_T^* = \left[1 - \frac{2{,}26\cdot 10^{-3}}{\sqrt{Vl_T}\left(6{,}87 + 2\,ln\,l_T\right)}\right]^{-1}; \; b_O^* = \left[1 - \frac{2{,}77\cdot 10^{-3}}{\sqrt{Vl_o}\left(7.3 + 2\,ln\,l_o\right)}\right]^{-1} . \quad (16.3)$$

Схематизация компонентов технологической системы при совместном точении и обкатывании представлена на рис. 2.

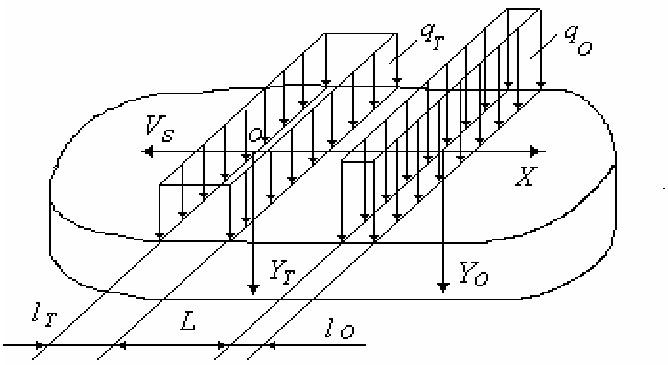


Рис. 16.2. Схематизация компонентов технологической системы при совместном точении и обкатывании

В принятой системе координат с началом в точке *O*, соответствующей начальной границе контакта резца с деталью, ось *X* располагается на поверхности детали, ось *Y* – по нормали к поверхности вглубь детали. *L* – расстояние между резцом и шариком, определяемое конструктивными особенностями комбинированного инструмента.

Температурное поле в детали для полосового движущегося источника описывается аналитическим выражением [2]:

$$\Theta(x,y) = \frac{q}{2\pi\lambda_\partial}\int_0^l exp\left(-\frac{V_S\left(x - x_u\right)}{2\omega_\partial}\right)K_0\left[\frac{V_S\sqrt{\left(x - x_u\right)^2 + y^2}}{2\omega_\partial}\right]dx_u , \quad (5)$$

где x, y – абсцисса и ордината точки, для которой рассчитывается температура; x_u – абсцисса импульса теплоты; V_S – скорость перемещения источника.

$K_0(u)$ – модифицированная функция Бесселя, которая с погрешностью, не выходящей за 5% может быть определена следующим образом:

$$K_0(u) \approx (\pi/2u)^{0.5}\, exp[-u]. \quad (16.4)$$

Переходим к безразмерным величинам $\psi = x/l$; $\psi_u = x_u/l$; $\nu = y/l$. Тогда температурное поле в детали может быть выражено через безразмерное распределение температур $T(\psi, \nu)$:

$$\Theta(x,y) = \left(ql/2\pi\lambda_\partial\right)T(\psi,\nu). \quad (16.5)$$

$$T\ (\psi,\nu)=\int_0^1 exp[0{,}5Pe(\psi-\psi_u)]K_0\left[0{,}5Pe\sqrt{(\psi-\psi_u)^2+\nu^2}\right]d\psi_u, \qquad (16.6)$$

где $Pe = Vl/\omega_\partial$ - безразмерный критерий Пекле.

Температурное поле при совместном точении и обкатывании может быть получена как суперпозиция отдельных температурных полей при каждом из видов обработки и описано следующим образом:

$$\Theta(x,y)=\frac{q_T l_T}{2\pi\lambda_\partial}T(\psi_T,\nu_T)+\frac{q_O l_O}{2\pi\lambda_\partial}T(\psi_O,\nu_O), \qquad (16.7)$$

где безразмерные величины равны: $\psi_T = x/l_T$; $\psi_{T\,u} = x_u/l_T$; $\nu_T = y/l_T$; $\psi_O = (x+L)/l_O$; $\psi_{O\,u} = x_u/l_O$; $\nu_T = y/l_O$.

Вводя безразмерные величины $\phi = L/l_T$, $\chi = q_O/q_T$ и $\zeta = l_O/l_T$, температурное поле (9) можно представить в следующем виде:

$$\Theta(x,y)=\frac{q_T l_T}{2\pi\lambda_\partial}\left[T(\psi_T,\nu_T)+\chi\zeta T(\zeta(\psi_T-\phi),\zeta\nu_T)\right]. \qquad (16.8)$$

Безразмерное суммарное температурное поле $T_\Sigma(\psi,\nu)$ при совместном точении и обкатывании имеет вид: $T_\Sigma(\psi,\nu) = T(\psi,\nu) + \zeta T(\zeta(\psi-\phi),\nu)$. На рис. 16.3 представлено безразмерное температурное поле для значений безразмерных величин $\chi = 0{,}5$; $\zeta = 1$; $\phi = 3$; $Pe = 2{,}3$.

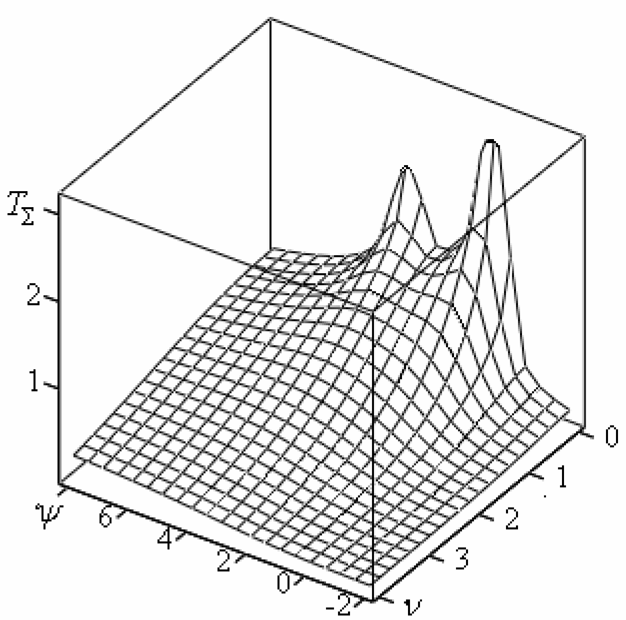


Рис. 16.3 Безразмерное температурное поле при комбинированной обработке

Представление температурных полей в безразмерном виде позволяет устанавливать общие закономерности изменения температур, независимо от конкретных условий обработки, которые учитываются размерными коэффициентами.

Для движущихся источников характерным является распространение тепла впереди источника, о чем свидетельствует положительное значение безразмерной температуры при отрицательных значениях безразмерной координаты ψ. Представленный график свидетельствует о том, что для движущихся источников поверхностный слой прогревается лишь на незначительную глубину, так как кривая температур по глубине достаточно быстро убывает,

Для исследования закономерностей распределения температур на поверхности детали $T(\psi)$ при $\nu = 0$ безразмерное температурное поле имеет вид:

$$T_\Sigma(\psi)=\left(\frac{\pi}{Pe}\right)^{0{,}5}\left[\int_0^1\left(\sqrt{(\psi-\psi_u)^2}\right)^{-0{,}5}d\psi_u+\chi\zeta\int_0^1\left(\sqrt{(\zeta(\psi-\phi)-\psi_u)^2}\right)^{-0{,}5}d\psi_u\right]. \qquad (16.9)$$

С использованием указанных зависимостей проведены исследования температурных полей в поверхностном слое детали из стали 45 при совместном точении резцами Т15К6 и обкатывании шариками из стали ШХ15. Расчеты температур выполнялись для следующих режимов обработки: скорость V = 2м/с, подача s = 0,4 мм/об. При точении глубина резания составляла t = 2 мм, сила резания P_T = 1500 Н; при обкатывании сила составляла P_O = 500 Н, радиус шарика R= 10мм, расстояние L = 10мм. Ширина источника теплоты при точении l_T = 3мм, при обкатывании l_O = 1мм; безразмерные величины ϕ = 3,37, χ = 5,73 и ζ = 0,38. Плотность теплового потока при точении q_T = $3{,}56\cdot10^6$ вт/м$^2\cdot$с, при обкатывании - q_O = $2{,}04\cdot10^7$ вт/м$^2\cdot$с.

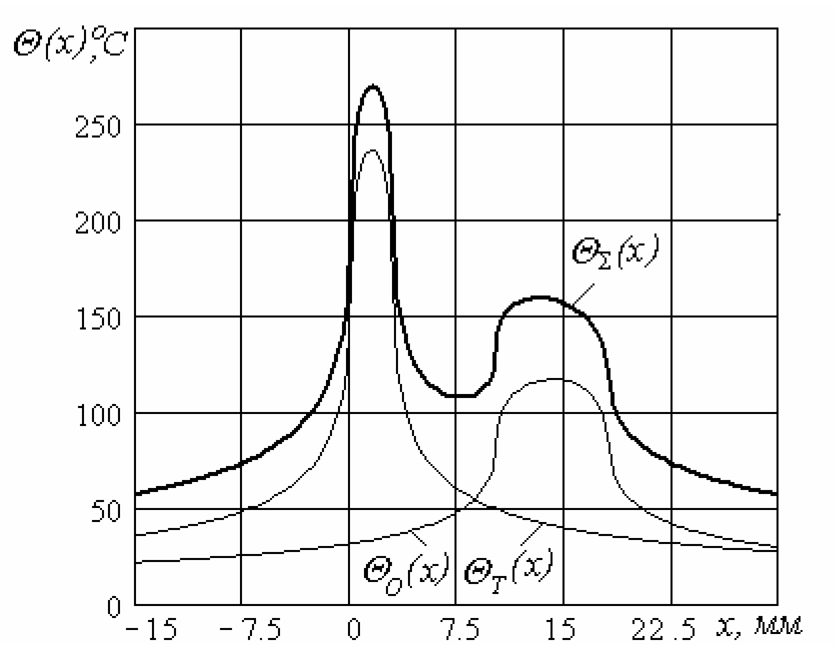


Рис. 16.4. Распределение температуры $\Theta(x)$ на поверхности детали при точении $\Theta_T(x)$, обкатывании $\Theta_O(x)$ и суммарной для совместной обработки $\Theta_\Sigma(x)$

Графики распределения температур $\Theta(x)$ на поверхности детали при точении $\Theta_T(x)$, обкатывании $\Theta_O(x)$ и суммарной для совместной обработки $\Theta_\Sigma(x)$ представлены на рис. 16.4.

Представленные зависимости позволяют установить максимальную температуру на поверхности детали с учетом суперпозиции температурных полей при совместной обработке. Максимальные значения температур: при точении $\Theta_{max\ m}$ = 270°С; при обкатывании $\Theta_{max\ o}$ = 155°С.

ВОПРОСЫ ДЛЯ САМОПРОВЕРКИ

1. Каковы особенности схематизации процесса алмазного выглаживания?
2. Как схематизируется источник теплоты при выглаживании?
3. Как определяется плотность тепловых потоков при выглаживании?
4. Какие параметры процесса выглаживания влияют на температуру детали?
5. Каковы пути снижения температуры в детали при выглаживании ?
6. В чем заключаюися особенности комбинированной обработки?
7. Как схематизируется источник теплоты при комбинированной обработке?
8. Какие параметры процесса комбинированной обработке влияют на температуру детали?
9. Каковы пути снижения температуры в детали при комбинированной обработке?

Список литературы

1. Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах: Учебник для вузов по специальностям “Технология машиностроения” и “Металлорежущие станки и инструменты”. - М.: Машиностроение, 1990. - 288с.

2. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. - М.: Машиностроение, 1981. – 279с.

3. Резников А.Н., Резников Л.А. Основы расчета тепловых процессов в технологических системах: Учеб. пособие. - Куйбышев: КуАИ, 1986. -153с.

4. Тихонцов А.М., Чухно С.И., Коробочка А.Н. Тепловые процессы при механической обработке материалов резанием: Учебник: - К.:УМК ВО,1992. - 288с.

5. Якимов А.В., Слободяник П.Т., Усов А.В. Теплофизика механической обработки: Учеб. пособие. - К.; Одесса: Лыбидь, 1991. - 240 с.

6. Ящерицын П.И.. Еременко М.Л., Фельдштейн Е.Э. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах: Учеб. для вузов. - Мн.: Выш. шк., 1990. - 512 с.

7. Обработка металлов резанием с плазменным нагревом. / А.Н. Резников, М.А. Шатерин, В.С. Кунин, Л.А. Резников. - М.: Машиностроение, 1986. – 232с.

8. Обработка металлов резанием: Справочник технолога / А.А. Панов, В.В. Аникин, Н.Г. Бойм и др.; Под общ. ред. А.А. Панова. - М.: Машиностроение,1988. - 736с.

9. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т. 2 / Под ред. А.Г. Косиловой, Р.К. Мещерякова. - М.: Машиностроение . 1985. - 496с.

10. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т. 1 / Под ред. А.Г. Косиловой, Р.К. Мещерякова. - М.: Машиностроение . 1985. - 496с.

11. Справочник по обработке металлов резанием / Ф.Н. Абрамов, В.В. Коваленко, В.Е. Любимов и др. - К.: Техніка, 1983. - 239с.

СОДЕРЖАНИЕ

КОНСПЕКТ ЛЕКЦИЙ
по курсу «Моделирование тепловых процессов в технологических системах»
(для студентов направления подготовки 6.050503 «Машиностроение»
специализации «Технология машиностроения» всех форм обучения)

Составитель Т.Г. Ивченко, доц.