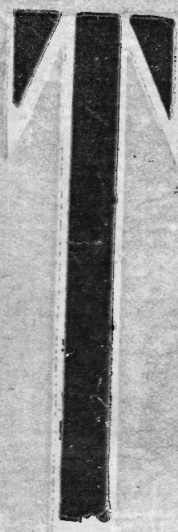
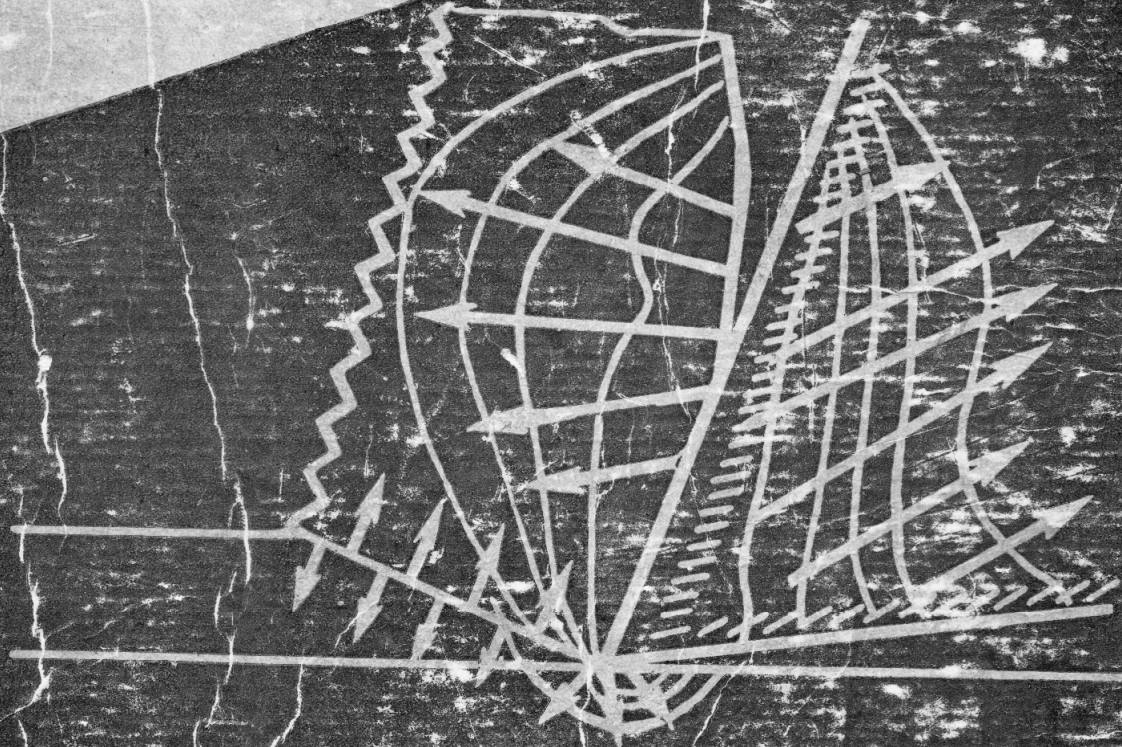


МАШИНОСТРОИТЕЛЬНОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ  
МОСКОВСКОЕ ОТДЕЛЕНИЕ



# ТЕПЛОВЫЕ ЯВЛЕНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ МЕТАЛЛОВ РЕЗАНИЕМ



МОСКВА — 1959

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКОЕ ОБЩЕСТВО  
МАШИНОСТРОИТЕЛЬНОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ  
МОСКОВСКОЕ ОТДЕЛЕНИЕ

„ТЕПЛОВЫЕ ЯВЛЕНИЯ  
ПРИ ОБРАБОТКЕ  
МЕТАЛЛОВ РЕЗАНИЕМ“

Под общей редакцией канд. техн. наук, доц.  
*Е. А. Панкиной.*

МОСКВА — 1959

**АННОТАЦИИ**  
**«ТЕОРИЯ НАГРЕВА МЕТАЛЛА МЕСТНЫМИ**  
**ИСТОЧНИКАМИ ТЕПЛОТЫ»**

Член-корр. Академии наук СССР проф.  
*Н. Н. Рыкалин* (Москва)

В статье изложены некоторые вопросы разработанной автором теории нагрева металла местными движущимися источниками тепла, применительно к сварке дуговой и газовой. При сварке размеры источников тепла незначительны по сравнению с объемами нагреваемого изделия. Источник тепла при резании металлов ограничен областью непосредственного действия режущей кромки и так же незначителен по величине по сравнению с размерами резца и изделия.

При рассматриваемых процессах тепло распространяется в массу металла путем теплопроводности, по поверхности и объему металла весьма неравномерно. Процессы образования, распространения и распределения тепла при сварке и резании металла имеют между собой много общего.

В статье приводятся решения уравнений теплопроводности по методу источников, которые могут быть полезны при аналитическом определении температурных полей в изделии и инструменте при резании металлов. В качестве примера показан путь расчета температурного поля при точении валика вблизи резца и вдали от него.

**«ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ**  
**ПОДРЕЗЦОВОЙ ЗОНЫ»**

Канд. техн. наук, доц. *И. А. Морозов* (Москва)

Автор исследовал температурное поле изделия, принимая за источник тепла контактную поверхность задней грани с изделием.

В процессе опытов при точении измерялись температурные изменения в различных точках изделия, расположенных на расстоянии более 0,25 мм от контактной поверхности изделия с задней поверхностью резца. Пользуясь методом разрезного резца канд. техн. наук Д. Т. Васильева и канд. техн. наук Е. А. Панкиной, автор определил температуры на контактной поверхности изделия с задней поверхностью резца.

Сопоставление полученных данных с результатами расчетов по методу Н. Н. Рыкалина, для случая нагревания пластин мощным, быстро движущимся линейным источником дало удовлетворительные результаты.

Этот же аналитический метод был применен для определения температур в участках изделия, находящихся на расстоянии от поверхности менее 0,25 мм.

Аналогичная работа, проведенная по второму методу Н. Н. Рыкалина (для случая нагревания пластин подвижным линейным источником), дала лучшие приближения аналитических и экспериментальных данных. Для облегчения вычислений автор разработал номограммы.

В результате исследования установлено влияние режимов резания на величину температуры в поверхностных слоях изделия; с увеличением скорости резания длительность термического цикла уменьшается, увеличение толщины срезаемого слоя резко увеличивает количество тепла, перешедшего в изделие. Температура изделия вблизи режущей кромки, на поверхности резания близка к температуре плавления. Глубина зон повышенных температур зависит от величины скорости резания. Температура от поверхности изделия в глубину резко падает. Температурный градиент особенно велик при обработке жаропрочных сплавов и определяет качество поверхности изделия.

## ИЗМЕРЕНИЕ ТЕМПЕРАТУР В КОНТАКТЕ «РЕЗЕЦ-ИЗДЕЛИЕ», «РЕЗЕЦ-СТРУЖКА».

Канд. техн. наук, доц. *Е. А. Панкиной* (Москва)

Температура контакта или отдельного участка контакта, «передняя поверхность резца-стружка» и «задняя поверхность резца-изделие» определяется при помощи специального резающего резца. Часть *A* составляет со стружкой термопару *I*: «передняя поверхность резца-стружка». Часть резца *B* составляет с изделием термопару *II*: «задняя поверхность резца-изделие».

Запись ТЭДС термопар *I* и *II* производится шлейфовым осциллографом. Тарирование термопар производится обычно, в подогреваемой металлической ванне.

Измерение температур контакта производилось при свободном резании на токарном станке стали 45 и ЭИ437. Максимальная температура контакта термопары *I* (передняя поверхность резца-стружка) при  $S = 0,3 - 0,5$  мм/об и  $v = 6 - 12$  м/мин достигает максимума при расстоянии передней поверхности резца от вершины резца.  $a_0 = 0,2$  мм, а затем резко снижается при  $a_0 = 0,8$  мм. Максимальная температура в контакте «передняя поверхность — стружка» при обработке жаропрочного сплава ЭИ437 в 1,5 раза выше, чем при обработке стали 45.

Измерение температуры контакта: задняя поверхность резца — изделие производилось при свободном резании алюминиевого сплава АК4. Скорость резания  $v = 300$  м/мин; подача  $S = 0,15$  мм/об. Разрезной резец был изготовлен из стали Р18.

Температура контакта резко возрастает при уменьшении расстояния  $a_0$  до вершины резца (при  $a_0 = 0,8$  температура контакта  $110^\circ$ , при уменьшении  $a_0$  до нуля температура возрастает до  $700^\circ$ ).

Предлагаемый метод может быть применен для изучения температурных полей на передней и задней поверхности инструмента, а также на отдельных участках обрабатываемого изделия.

## «ИЗНОС И ТЕПЛООБРАЗОВАНИЕ В ГРАНИЧНЫХ СЛОЯХ ИНСТРУМЕНТА С ПЛАСТИНАМИ ТВЕРДОГО СПЛАВА»

Канд. техн. наук, доц. *Ю. А. Грицаенко* (Москва)

В своей статье автор рассматривает вопрос о расположении источников тепла и их мощности в зонах трения при резании металлов.

Полагая, что при резании потребление мощности в зонах работы трения происходит вследствие: а) износа передней и задней грани инструмента, б) интенсивного текстурования граничных слоев стружки и заготовки, в) дополнительного усаживания стружки и деформации слоев заготовки, примыкающих к граничным, следует считать, что зонами образования тепла соответственно будут граничные слои инструмента, испытывающие износ, граничные слои, примыкающие к поверхности резания, граничные слои стружки и кроме того, макрообъемы стружки и детали, находящиеся над изнашиваемыми участками.

На основании приведенного анализа и экспериментов по изучению процесса образования лунки, износа по задней грани и температуры в процессе резания канд. техн. наук Грицаенко предложил гипотезу износа режущего инструмента, сущность которой заключается в том, что прохождение микронеровностей стружки сквозь микронеровности передней грани может быть уподоблено волочению. Столкновение микронеровностей стружки и передней грани инструмента при этом случайны по времени, по месту и прочим условиям. Исходя из этого, автор приходит к заключению, что форма изношенной части передней грани в нормальном сечении (лунка) может быть описана кривой распределения, близкой к кривой Гаусса, а распределение интенсивности износа вдоль лунки — аналогичными кривыми.

На основе предложенной гипотезы автор, воспользовавшись математическим аппаратом теории вероятностей, рассчитывает средние величины количества тепла, выделенного в граничных слоях инструмента и изделия в единицу времени. Тепловыделение в массе стружки, проходящей по изнашиваемому участку, может быть подсчитано на основе зависимости усадки от времени работы резца. Указанную зависимость можно приближенно считать линейной.

## «ТЕПЛОВОЙ БАЛАНС ПРИ РЕЗАНИИ СТАЛИ»

Д-р техн. наук проф. А. М. Даниелян (Москва)

Автор поставил специальные опыты для исследования теплового баланса при точении. Опыты проводились на пустотелых болванках из стали 40X ( $\sigma_s = 68 \text{ кг/мм}^2$ ).

Опыты производились цельными резцами из сплава Т6ОК6 (в диапазоне скоростей от 70—700 м/мин) и цельными резцами из быстрорежущей стали Р18 (в диапазоне скоростей до 70 м/мин).

Работа велась на токарном станке завода «Красный пролетарий» модель 1620. Температура резания измерялась естественной термопарой.

Средняя температура изделия, стружки и резца определялась калориметрическим методом.

Результаты опытов позволили сделать заключение:

1) имеющиеся в различных литературных источниках данные по тепловому балансу нуждаются в уточнении;

2) количество тепла в стружке составляет 82% от общего количества тепла, при скорости резания до 400 м/мин. Дальнейшее увеличение скорости резания (до 700 м/мин) приводит к уменьшению процента тепла в стружке;

3) при увеличении скорости резания от 20—350 м/мин количество тепла в изделии в процентах уменьшается (с 50—20%). При увеличении скорости в пределах от 350—700 м/мин количество тепла в процентах от общего количества тепла снова возрастает (с 20 до 25%);

4) в резец переходит от 8—2% от общего количества тепла при скорости резания до 100 м/мин. С увеличением скорости резания от 100—700 м/мин количество тепла в резце уменьшается от 2 до 0,7%.

## «ВОПРОСЫ ИЗМЕРЕНИЯ ТЕМПЕРАТУР ПРИ РЕЗАНИИ МЕТАЛЛОВ»

Канд. техн. наук, доц. Б. Я. Борисов (Запорожье)

Для съема ТЭДС термопары резец-изделие (с вращающейся детали) применяется специально сконструированный автором токо-съемник.

При обработке детали составным резцом или резцом с напаянной пластинкой, для получения надежного холодного спая в термопаре «резец-изделие» автор рекомендует применять резец с специальным креплением последовательно двух, трех или более одинаковых пластин.

При работе резцом с напаянной пластинкой твердого сплава холодным спаем может служить наименее нагретая точка пластины. Температуру холодного спая в этом случае необходимо контролировать и при необходимости вводить соответствующую поправку.

Для измерения температурного поля в резце автор предлагает новый метод крепления термопар — приварку термопар к резцу. Этот метод основан на использовании энергии разряда конденсаторов.

Предлагаемый метод приварки термопар к резцу обеспечивает точность показаний термопар и применение нескольких термопар одновременно. В последнем случае следует пользоваться для записи показаний шлейфовым осциллографом.

## «ТЕМПЕРАТУРА РЕЗАНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ НА БОЛЬШИХ СКОРОСТЯХ»

Канд. техн. наук, доц. Е. Д. Саломонович / (Москва)

Автор в статье приводит результаты исследования температуры резания при обработке стали 3, 40X, чугуна и цветных металлов (алюминия, латуни, цинка) методом резец-изделие.

Измерение температуры резания производится в широком диапазоне скорости резания: от 70—2100 м/мин, резцами твердого сплава Т15К6 и Т6ОК6. Глубина резания и подача во время всех опытов постоянны и равны  $1 \times 0,12$  мм<sup>2</sup>. Градуировка термопар резец-изделие производилась в специальной трубчатой печи, при интенсивном охлаждении холодного спая термопары, до температуры 1000—1500°.

При резании различных материалов влияние материала инструмента на температуру резания обнаружить не удалось. Кривая температуры резания — скорость резания, в диапазоне от 70 — 2100 м/мин, может быть разделена на три участка, каждый из которых характеризуется различной интенсивностью подъема температуры.

При обработке цветных металлов (латунь, алюминий, цинк) (температура плавления 419—915°) интенсивный рост температуры наблюдается до скорости 100—200 м/мин. Дальнейшее увеличение скорости вызывает более медленное повышение температуры резания. При скорости 600—1000 м/мин температура резания приближается к температуре плавления материала.

При обработке стали и чугуна интенсивное увеличение температуры резания наблюдается в диапазоне скорости до 100 м/мин, затем рост температуры замедляется в диапазоне до 750 м/мин. При увеличении скорости от 750—2100 м/мин подъем температуры резания незначителен.

## «КОМПЛЕКСНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ЯВЛЕНИЙ В ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЯХ МЕТАЛЛА ПРИ ТРЕНИИ И РЕЗАНИИ»

Инж. А. И. Куюн (Киев)

Для исследования тепловых явлений в поверхностных слоях металла при трении и резании был разработан комплексный метод, основанный на: 1) непосредственном измерении температуры металла искусственной термопарой; 2) структурном анализе и измерении микротвердости металла; 3) установлении связи между температурой нагрева металла, микроструктурой и твердостью исследуемой зоны образца.

Опыты производились на специальных образцах при трении скольжения (образцы были изготовлены из закаленной стали У10А, диски трения — из стали 10) и при скоростном фрезеровании стали 45, трехзубой фрезой с пластинками из сплава Т15К6, при шлифовании термически обработанных образцов из стали У10 кругами К360СТК.

Данная работа является первым этапом экспериментального исследования, которое позволило установить, что существенное значение на температуру поверхностного слоя оказывает: 1) размеры элементов термопар (диаметры проводников); 2) диаметр и площадь трения образца (при трении скольжения); 3) расстояние от места помещения спая термопары до поверхности образца (наиболее стабильные результаты дают термопары, помещенные на расстоянии не менее 0,25 мм от поверхности).

Применение комплексного метода исследования позволяет увязать температуру поверхностного слоя образцов с структурой этого слоя.

## «ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ИЗДЕЛИЯ ПРИ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКЕ УГЛЕРОДИСТОЙ СТАЛИ И ДЮРАЛИУМИНА»

Канд. техн. наук, доц. М. Э. Иткин (Казань)

В статье описывается метод измерения температуры полых и сплошных изделий подвижными и неподвижными термометрами нихром-константан.

Обработка деталей из стали 20, 40, 45 и дюралюмина Д1 производится на токарном и сверлильном станках.

1) Применение термометры нихром-константан является надежным методом для измерения температуры изделия при толщине стенок изделия не менее 0,4 мм.

2) Экспериментами установлено, что в изделии через определенное время работы устанавливается постоянная температура. Продолжительность постоянства температуры зависит от режимов резания и размеров детали.

3) Температура в поверхностных слоях изделия с увеличением веса и размера его понижается.

4) С увеличением скорости и подачи температура поверхностных слоев изделия понижается. С увеличением глубины резания температура в поверхностных слоях изделия повышается. Влияние  $v$ ,  $S$  на температуру поверхностных слоев (при толщине слоя  $\Delta = 0,4$  мм), может быть подсчитано по приводимым в работе экспериментальным формулам.

5) Применение смазывающе-охлаждающих жидкостей резко понижает температуру в поверхностных слоях изделия.

## «УСКОРЕННЫЙ МЕТОД НАЗНАЧЕНИЯ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ ПУТЕМ СВЯЗИ ИЗНОСНЫХ, ТЕМПЕРАТУРНЫХ И ЭКОНОМИЧЕСКИХ КРИТЕРИЕВ»

Д-р техн. наук, проф. А. В. Панкин

В статье приведена подробная методика получения стойкостно-скоростных зависимостей, износо-скоростных зависимостей и ускоренных методов получения стойкостных зависимостей: износный, торцовый и температурный.

Подробный анализ каждого метода позволяет автору сделать заключение, что:

1) стойкостно-скоростной метод и износо-скоростной метод не имеют физического обоснования, требуют больших затрат материала, инструмента и времени;

2) метод укороченных износо-скоростных зависимостей является попыткой на основе физического фактора — износа инструмента — получить скоростные и стойкостные зависимости; метод дает возможность уменьшить число опытных точек по сравнению со стойкостно-скоростным методом;

3) метод торцовой обточки не имеет ни физических, ни достаточных математических обоснований; для проведения опытов требует изготовления заготовок специальной формы;

4) основой температурного метода являются физические факторы — температура резания и износ.

Определение режимов резания ускоренным температурным методом производится путем подстановки предельных температур стойкости инструмента в экспериментальные температурные зависимости типа  $T^0 = C v t S$  при разных комбинациях  $V$ ,  $t$  и  $s$ .

Определение режимов резания может быть произведено без стойкостных опытов или с проведением только контрольных стойкостных опытов.

Температурный метод требует в 10—15 раз меньших затрат материала, инструмента и времени по сравнению со стойкостным методом.

Температурный метод основан на физических величинах (температура, износ), связан с стойкостным износом и экономическими критериями.

## «ВЛИЯНИЕ ОХЛАЖДЕНИЯ НА ТЕМПЕРАТУРУ РЕЗАНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ»

Канд. техн. наук, доц. *Д. Т. Васильев* (Москва)

В статье рассматриваются три вопроса:

1) Определение величины показаний термометров, возникающих при обработке с охлаждающе-смазывающими жидкостями. Автор статьи дает подробный анализ метода вычисления погрешностей в показаниях ТЭДС при пользовании разными приборами. На основании сделанных вычислений даны рекомендации по применению приборов для измерения ТЭДС.

2) Особенности ТЭДС пары резец Р18 — жаропрочный сплав ЭИ437.

Достоверные показания ТЭДС и температуры можно получить только при работе с шлейфовым осциллографом. Пользование гальванометром в этом случае исключается.

3) Влияние способа охлаждения при обработке жаропрочных сплавов.

Применение охлаждения под давлением (струйное охлаждение) дает наибольший эффект при обработке сплава ЭИ437. Температура резания и особенно сильно (в 2—4 раза) температура на задней поверхности резца при этом способе охлаждения снижаются, что является причиной повышения стойкости. Скорость резания может быть увеличена на 60—70% по сравнению с обработкой всухую.

## «ИЗМЕНЕНИЕ ТВЕРДОСТИ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ ПРИ ВЫСОКИХ ТЕМПЕРАТУРАХ»

Канд. техн. наук, доц. *Н. Ф. Казаков* (Москва)

1. В статье дается методика определения твердости инструментальных материалов в горячем состоянии. Измерение твердости материалов производится на специальном приборе (вакуумная установка) алмазными наконечниками, имеющими форму четырехгранной пирамиды с углом  $136^\circ$  между противоположными гранями.

Измерение твердости инструментального материала производилось при нагреве в вакууме до  $1000^\circ$ .

2. Максимальная температура, при которой происходит резкое снижение твердости для:

углеродистой инструментальной стали	$300^\circ$
быстрорежущей стали	$600^\circ$
вольфрамокобальтовых твердых сплавов	$700 - 900^\circ$
вольфрамтитановых твердых сплавов	$600 - 800^\circ$
минерало-керамических сплавов типа ЦМ332	$1000^\circ$



Член-корр. Академии наук СССР,  
докт. техн. наук, проф. Н. Н. Рыкалин

## ТЕОРИЯ НАГРЕВА МЕТАЛЛА МЕСТНЫМИ ИСТОЧНИКАМИ ТЕПЛОТЫ.

Необходимость непрерывного совершенствования технологических процессов обработки металлов в народном хозяйстве Советского Союза ставит новые задачи перед инженерами и учеными. Для быстрого и успешного освоения процессов обработки новых металлов и сплавов, для разработки новых и усовершенствования известных способов обработки металлов необходимо установить, как влияют на ход процесса все определяющие параметры, в том числе изменение температуры металла со временем.

Процесс резания металлов сопровождается выделением в зоне обработки значительного количества теплоты, быстро распространяющейся в массу обрабатываемого металла и инструмента. Неравномерный нагрев и последующее охлаждение металла изделия при закалке и отпуске определяют качество обработанной поверхности (образование микротрещин) и точность размеров обработанного изделия (температурное деформирование).

### 1. МЕСТНЫЕ ИСТОЧНИКИ ТЕПЛОТЫ

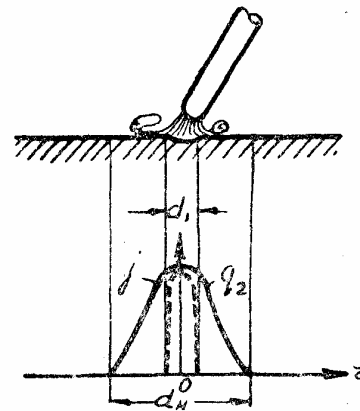
Процессы нагревания и охлаждения металла при сварке и местной термической обработке определяются воздействием концентрированных источников теплоты: электрической дуги, газового пламени, электрического тока, вводимых через ограниченный контактный участок поверхности изделия, и условиями отвода тепла от области действия источников. Теплота, выделяющаяся при резании металла в ограниченной области непосредственного действия режущей кромки, распространяется в массу металла изделия и инструмента, а также отводится в окружающую среду вследствие поверхностного теплообмена, естественного или вынужденного.

Ряд отечественных и некоторые из зарубежных ученых изучали физическую сущность источников теплоты при резании. Пользуясь методами калориметрирования, естественной термометрии и искусственных термометров, исследователи накопили ценный опытный

материал, характеризующий тепловой баланс процесса резания и распределения источников теплоты. Внимание исследователей было сосредоточено преимущественно на процессах нагрева резца и стружки, особенности же процессов в обрабатываемом металле оставались менее освещенными.

Источники теплоты при сварке, термической обработке, а также при резании металлов являются местными; выделяемая ими теплота сосредоточена в небольшом участке объема (или поверхности) металла. Местные источники теплоты характеризуются эффективной тепловой мощностью  $q$ , т. е. количеством теплоты, вводимым в металл за единицу времени, и распределением  $w(x, y, z)$  выделяемой теплоты по поверхности или по объему металла.

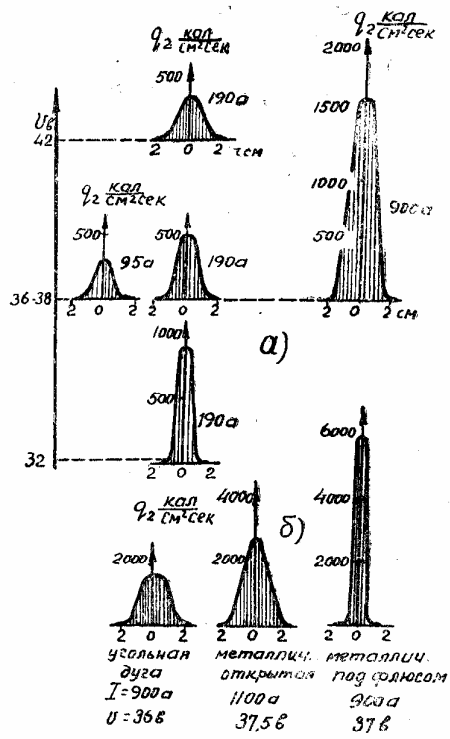
Тепловой поток сварочной дуги наиболее интенсивен в центральной части пятна нагрева, где происходит непосредственное выделение теплоты в поверхностных слоях металла, вследствие электронной и ионной бомбардировки. В области, прилегающей к электрически активному пятну, металл нагревается преимущественно за счет конвективного теплообмена с горячими газами факела дуги. По мере удаления от центра пятна интенсивность теплового потока убывает. Распределение теплового потока можно, как показывают опыты, приблизительно описать нормальным законом распределения вероятности Гаусса (фиг. 1) — см. стр. 30.



Фиг. 1. Схема распределения плотности тока по активному пятну диаметра  $d_1$  и удельного теплового потока  $q_2$  по пятну нагрева диаметром  $d_n$ .

С повышением тока при постоянном напряжении дуги наибольшая интенсивность теплового потока в центре пятна увеличивается. С повышением напряжения, т. е. с увеличением длины дуги, при постоянной величине тока наибольшая интенсивность теплового потока в центре уменьшается и распределение удельного теп-

лового потока становится менее сосредоточенным (фиг. 2). Тепловой поток электрической дуги под флюсом значительно более сосредоточен, чем тепловой поток открытой дуги, угольной или металлической. Тепловой поток газового пламени при той же эффективной мощности распределен по значительно большей площади и отличается значительно меньшей интенсивностью в центре пятна (фиг. 3).

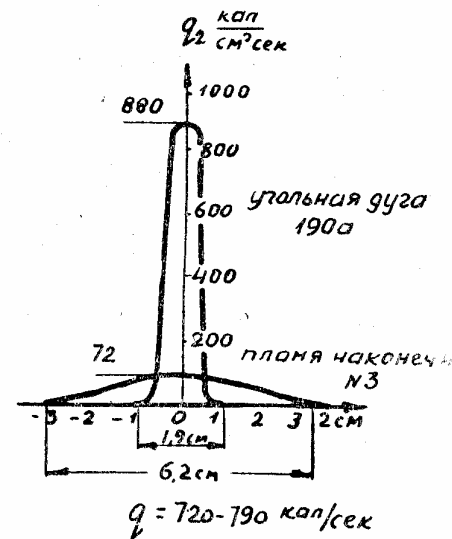


Фиг. 2. Распределение удельного теплового потока  $q_2$  быстро движущейся сварочной дуги по радиусу  $r_n$  пятна нагрева (опыты И. Д. Кулагина):  
 а) — угольная дуга, влияние тока  $I$  и напряжения,  $U_b$   
 б) угольная дуга, металлическая открытая и металлическая под флюсом.

## 2. ТЕОРИЯ РАСПРОСТРАНЕНИЯ ТЕПЛОТЫ СОСРЕДОТОЧЕННЫХ ИСТОЧНИКОВ

Располагая эффективной мощностью источника теплоты, ее распределением по поверхности или объему изделия и изменением во времени, можно рассчитать процесс нагрева и охлаждения металла. Принцип местного влияния в теории теплопроводности, аналогичный принципу Сен-Венана в

теории упругости, устанавливает, что характер распределения теплоты местного источника оказывает существенное влияние на температурное поле только в области, близкой к источнику. Поэтому для описания процессов при дуговой сварке, протекающих



Фиг. 3. Сравнительное распределение удельного теплового потока  $q_2$  дуги и пламени, близких по эффективной мощности

в низкотемпературной области, удаленной от дуги, оказалось возможным не учитывать характера распределения теплоты источника, а считать его сосредоточенным в элементарном объеме. Сопоставление расчета с данными непосредственных измерений термометрами температуры металла стальных изделий при дуговой сварке показало, что теория сосредоточенных подвижных источников удовлетворительно описывает процессы распространения теплоты в области нагреваемой до  $800-1000^\circ$ .

Точечный, линейный и плоский источники целесообразно рассмотреть следующие основные схемы приложения сосредоточенных источников к теплопроводящим телам:

- подвижной точечный источник на поверхности полубесконечного тела (фиг. 4,а) — пространственное поле;
- подвижной линейный источник в бесконечной тонкой пластине (фиг. 4,б) — плоское поле;
- подвижной плоский источник в бесконечном тонком стержне (фиг. 4,в) — линейное поле.

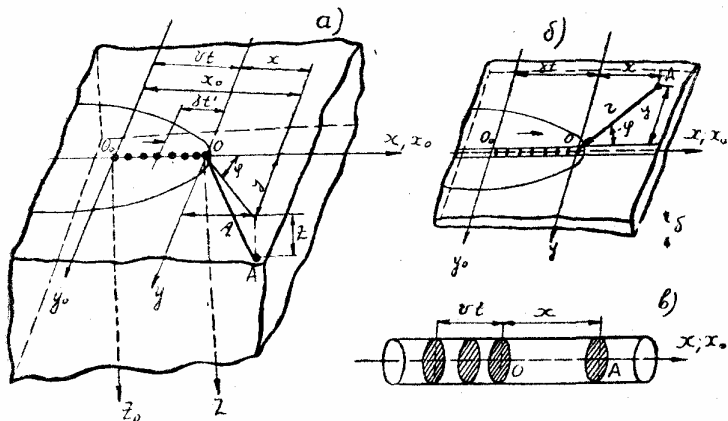
Теплопроводящие тела, пластины и стержни могут в первом приближении приниматься неограниченными, ввиду значительной концентрации теплоты у источника.

Распространение теплоты по изделию описывается дифференциальным уравнением теплопроводности

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \nabla^2 T, \quad (1)$$

основанным на законе Фурье. Граничные плоскости непроницаемы для теплоты или отдают теплоту в окружающую среду по закону Ньютона.

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial n} + \alpha T = 0. \quad (2)$$



Фиг. 4. Схема приложения сосредоточенных источников теплоты к теплопроводящим телам;

а — точечный источник на поверхности полубесконечного тела; б — линейный источник в бесконечной пластине; в — плоский источник в бесконечном стержне.

При построении теории коэффициент теплопроводности  $\lambda$  кал/см сек град, теплоемкость  $c$  кал/г град, удельный вес  $\gamma$  г/см<sup>3</sup>, коэффициент температуропроводности  $a = \frac{\lambda}{c\gamma}$  см<sup>2</sup>/сек и коэффициент теплоотдачи  $\alpha$  кал/см<sup>2</sup> сек град приняты независимыми от температуры; тепловые эффекты фазовых и структурных превращений не учитываются. Для расчета выбирают осредненные значения теплофизических коэффициентов в рассматриваемом температурном интервале, например, соответствующие температуре 400—500° при расчете температурных полей при дуговой сварке. Тогда уравнение распространения теплоты (1) и граничные условия (2) становятся линейными и оказывается возможным применить принцип наложения решений.

Процесс распространения теплоты подвижного сосредоточенного источника рассматривается как совокупность наложенных

друг на друга процессов выравнивания теплоты мгновенных элементарных источников.

Тепло  $Q$  кал, внесенное в момент  $t = 0$  в точечный элемент  $R = 0$  неограниченного теплопроводящего тела, выравнивается по известному закону

$$T(R, t) = \frac{Q}{c\gamma(4\pi at)^{3/2}} \exp\left(-\frac{R^2}{4at}\right), \quad (3)$$

представляющему главное решение метода источников. Здесь  $R^2 = x^2 + y^2 + z^2$  — квадрат пространственного радиуса-вектора  $R$ , выражающего расстояние элемента поля  $A$  от источника  $O$ . Уравнение распространения теплоты в полубесконечном теле от непрерывно действующего точечного источника с интенсивностью  $q$ , движущегося прямолинейно по поверхности  $X_0OY_0Z_0$  с постоянной скоростью  $v$ , отнесенное к неподвижной системе координат  $X_0Y_0Z_0$  выразится суммированием главных решений (3) за время от 0 до  $t$  (фиг. 4, а).

$$T(x_0, y_0, z_0, t) = \frac{2}{c\gamma(4\pi a)^{3/2}} \int_0^t \frac{q dt'}{t'^{3/2}} \exp\left\{-\frac{[x_0 - v(t-t')]^2 + y_0^2 + z_0^2}{4at'}\right\}. \quad (4)$$

При постоянной мощности источника  $q = \text{const}$ , структура уравнения (4) значительно упрощается отнесением температурного поля к подвижной системе координат  $XYZ$ , начало которой  $O$  перемещается вместе с источником, т. е. заменой абсцисс  $x = x_0 - vt$

$$T(R, x, t) = \frac{2q}{c\gamma(4\pi a)^{3/2}} \exp\left(-\frac{vx}{2a}\right) \int_0^t \frac{dt'}{t'^{3/2}} \exp\left(-\frac{v^2 t'}{4a} - \frac{R^2}{4at'}\right) \quad (5)$$

где  $R^2 = x^2 + y^2 + z^2$ .

Процесс распространения теплоты в бесконечно тонкой пластине с поверхностями, отдающими тепло по закону Ньютона, и с полным выравниванием температуры по толщине от движущегося источника постоянной мощности, отнесенный к подвижной системе координат  $XOY$  с центром в источнике  $O$  (фиг. 4, б), описывается выражением.

$$T(r, x, t) = \frac{q}{c\gamma(4\pi a)^{3/2}} \exp\left(-\frac{vx}{2a}\right) \int_0^t \frac{dt'}{t'^{3/2}} \exp\left[-\left(\frac{v^2}{4a} + \frac{2\alpha}{c\gamma\delta}\right)t' - \frac{r^2}{4at'}\right], \quad (6)$$

где  $r^2 = x^2 + y^2$ .

Процесс распространения теплоты, заданный подвижным плоским источником с постоянной мощностью  $q$  в бесконечном тонком стержне с полным выравниванием температуры по поперечному сечению  $f$  (при периметре  $p$ ) (фиг. 4 в), выразится

$$T(x, t) = \frac{q}{cy(4\pi a)^{1/2} F} \exp\left(-\frac{vx}{2a}\right) \int_0^t \frac{dt}{t^{1/2}} \exp\left[-\left(\frac{v^2}{4a} + \frac{r ap}{cyF}\right)t - \frac{x^2}{4at}\right]. \quad (7)$$

Уравнения процессов распространения теплоты в неограниченных телах, пластинах и стержнях выражаются в элементарных квадратурах и могут быть представлены в замкнутой форме.

Предельное квазистационарное состояние процесса распространения теплоты в неограниченных телах, пластинах и стержнях устанавливается после длительного действия сосредоточенного источника постоянной мощности, перемещающегося равномерно и прямолинейно.

Уравнения полей предельного состояния значительно упрощаются, если их выразить через безразмерные критерии:

а) критерии типа Пекле

$$\rho_1 = \frac{vR}{2a}; \quad \rho_2 = \frac{vr}{2a}, \quad \xi = \frac{vx}{2a};$$

пропорциональные произведениям скорости перемещения на координаты элементов поля;

б) критерий относительного влияния теплоотдачи в подвижном поле

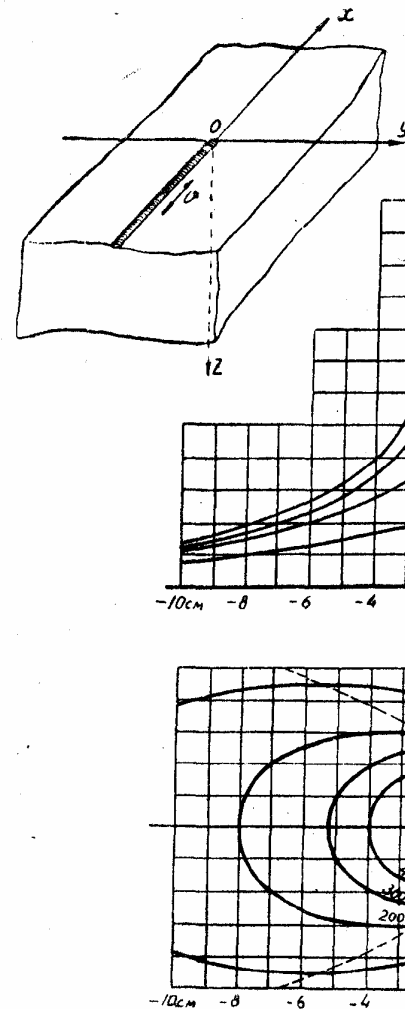
$$\psi = 1 + \frac{8\lambda a}{(vcy)^2 \delta};$$

в) критерии относительной температуры, пропорциональные отношению температуры элемента поля к интенсивности источника;

$$\theta_2 = \frac{2\pi\lambda\delta}{q} T;$$

$$\theta_3 = \frac{4\pi\lambda a}{qv} T.$$

Наплавка валика на изделие большой толщины описывается схемой равномерного и прямолинейного перемещения точечного источника теплоты постоянной интенсивности по поверхности полубесконечного тела (фиг. 4, а). Уравнение предельного состояния процесса, устанавливающегося после длительного действия источника, отнесенное к подвижным координатам, связанным с источником, получаем из (5), полагая  $t = \infty$



Фиг. 5. Пространственная наплавка валика на стержне

Если теплота, заданная подвижным плоскостным источником мощностью  $q$  в бесконечном теле, выражаемая температурой по периметру  $\rho$  (фиг. 4 в), выразится

$$\frac{1}{(\pi a)^{1/2}} \exp\left(-\frac{vx}{2a}\right) \int_0^x \frac{dt}{t^{1/2}}$$

$$\left(\frac{q}{2\lambda} + \frac{v\rho}{\sigma\gamma B}\right) t - \frac{x^2}{4at} \quad (7)$$

распространения теплоты в неограниченных стержнях выражаются в элементарных и представлены в замкнутой форме. Газистационарное состояние теплоты в неограниченных телах, плавно устанавливается после длительного действия источника постоянной мощности, перемещающегося равномерно.

Предельного состояния значительно упрощается через безразмерные критерии:

где

$$\frac{vH}{2a}; \quad \rho_2 = \frac{\sigma\gamma}{2a}, \quad \epsilon = \frac{vx}{2a};$$

введением скорости перемещения на координаты

и влияния теплоотдачи в подвижном источнике

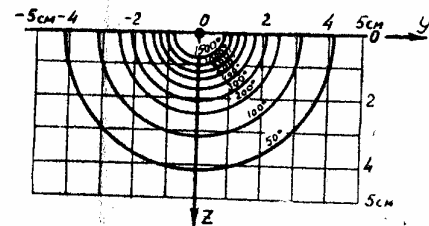
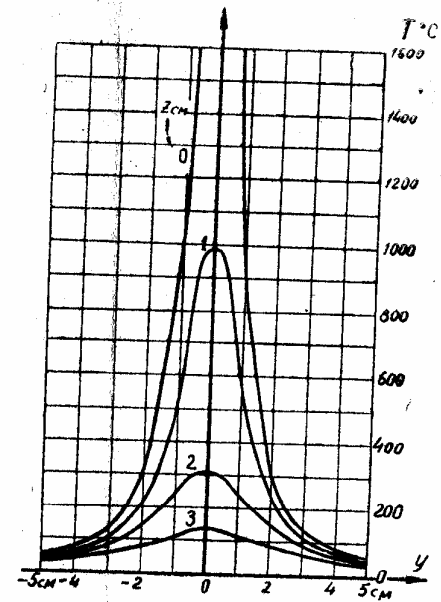
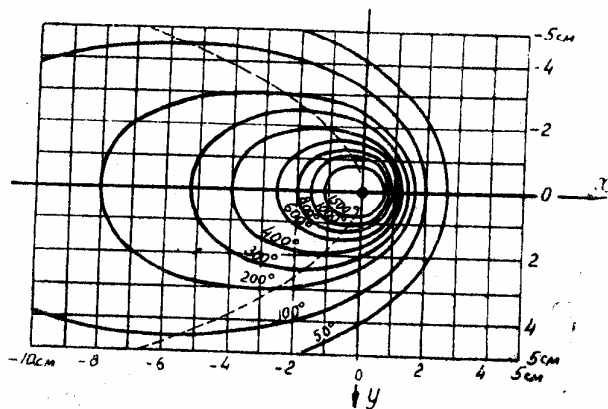
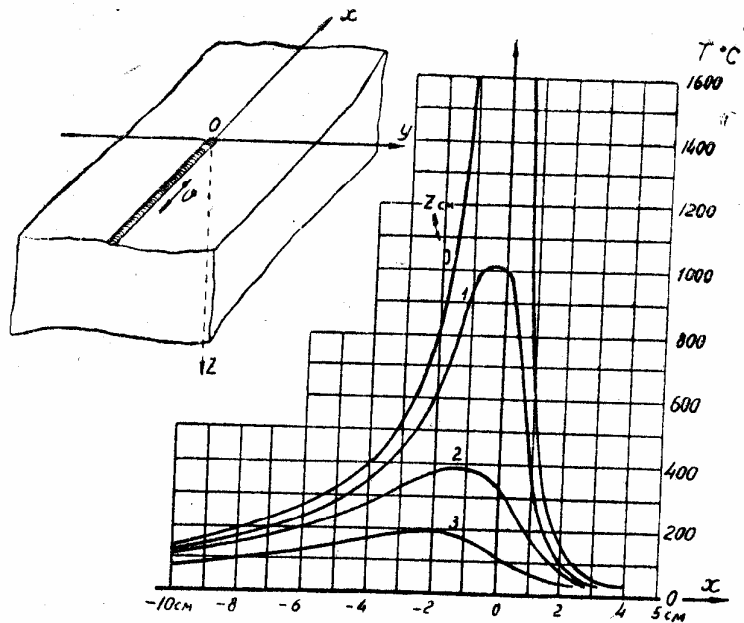
$$\phi = 1 + \frac{8\lambda a}{(v\sigma\gamma)^2 \delta};$$

и температуры, пропорциональные элементу поля к интенсивности источника

$$\theta_2 = \frac{2\pi\lambda\delta}{q} T;$$

$$\theta_3 = \frac{4\pi\lambda a}{qv} T.$$

а на изделие большой толщины описывающего и прямолинейного перемещения источника постоянной интенсивности по поверхности тела (фиг. 4, а). Уравнение процесса, устанавливающегося после длительного действия источника, отнесенное к подвижным координатам, получаем из (5), полагая  $t = \infty$



Фиг. 5. Пространственное температурное поле предельного состояния при наплавке валика на стальное изделие большой толщины:  $q=1000$  кал/сек;  $v=0,1$  см/сек.

$$T(r, x) = \frac{q}{2\pi\lambda R} \exp \left[ -\frac{v}{2a}(x + R) \right], \quad (8)$$

где  $R^2 = x^2 + y^2 + z^2$ .

Изотермические поверхности вращения вокруг оси перемещения значительно сгущены впереди источника и разрежены в области, пройденной источником (фиг. 5). С приближением к источнику температура стремится к бесконечности как  $R^{-1}$  при  $R \rightarrow 0$ .

Сварка встык тонких листов описывается схемой перемещения линейного источника теплоты по бесконечной пластине с теплоотдачей на поверхности и с полным выравниванием по толщине (фиг. 4, б). Уравнение предельного состояния процесса, отнесенное к подвижным координатам, получается из уравнения (6), полагая  $t = \infty$ .

$$T(r, x) = \frac{q}{2\pi\lambda\delta} \exp \left[ -\frac{vx}{2a} \right] K_0 \left( \psi \frac{vr}{2a} \right), \quad (9)$$

где  $r^2 = x^2 + y^2$ ;

$K_0(u)$  — функция Бесселя от мнимого аргумента нулевого порядка. Температурное поле в пластине менее сконцентрировано у источника в сравнении с полем в теле.

Стадия теплонасыщения. В процессе распространения теплоты при нагреве источником постоянной мощности можно различить три стадии:

- а) теплонасыщение, когда температуры в поле, перемещающемся вместе с источником тепла, продолжают нарастать;
- б) предельное квазистационарное состояние, когда подвижное поле практически устанавливается;
- в) выравнивание температуры по окончании нагрева.

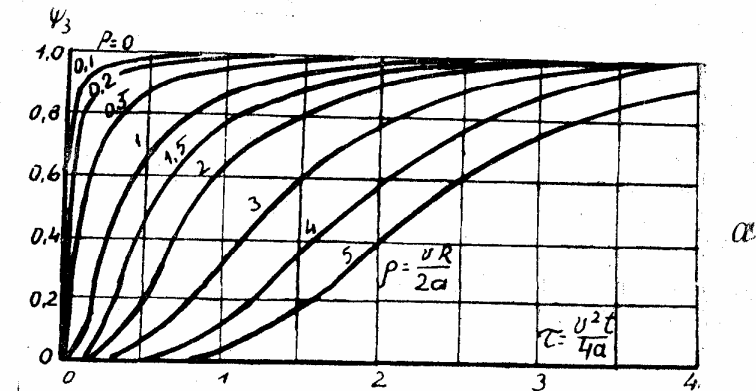
Температуру  $T(t)$  данной точки подвижного поля в процессе теплонасыщения можно представить произведением температуры  $T(t)$  той же точки в предельном состоянии на коэффициент теплонасыщения  $\psi(t)$ , зависящий от времени:

$$T(t) = \psi(t) T(\infty). \quad (10)$$

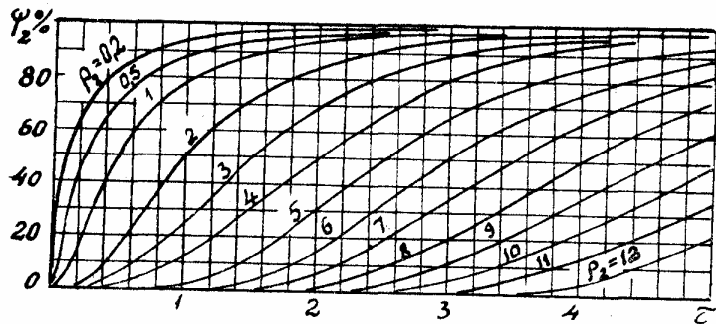
Коэффициент теплонасыщения  $\psi_3$  для точечного источника и полубесконечного тела вычисляется из уравнений (5) и (8):

$$\begin{aligned} \psi_3(R, t) = & \frac{1}{2} \left[ \operatorname{erfc} \left( \frac{R}{\sqrt{at}} - v \sqrt{\frac{t}{4a}} \right) \right] + \\ & + \frac{1}{2} e^{\frac{vR}{a}} \operatorname{erfc} \left( \frac{R}{\sqrt{4a}} + v \sqrt{\frac{t}{4a}} \right) \end{aligned} \quad (11)$$

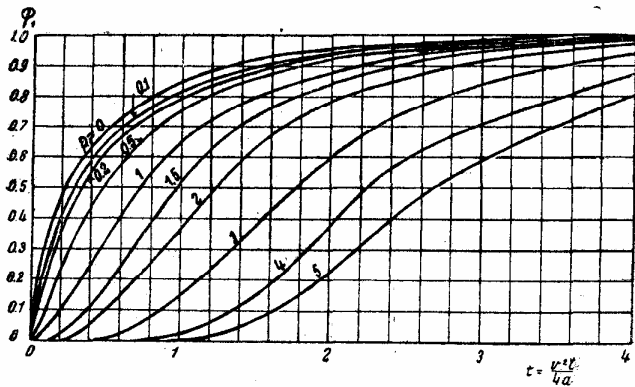
и выражается графиком (фиг. 6, а). Коэффициенты теплонасыщения для плоского и линейного полей выражаются аналогичными графиками (фиг. 6, б и в).



а



б



в

Фиг. 6. Коэффициенты теплонасыщения: а) для точечного источника в полубесконечном теле; б) для линейного источника в неограниченной тонкой пластине; в) для плоского источника в стержне.

В условиях сварки процесс распространения теплоты в ближайшей к дуге зоне высоких температур приближается к предельному состоянию вскоре после начала горения дуги. В зонах низких температур, а также при кратковременном действии дуги необходимо считаться с переходным процессом теплонасыщения. Чем быстрее перемещается дуга, тем раньше устанавливается предельное состояние на данном расстоянии от дуги (фиг. 7).

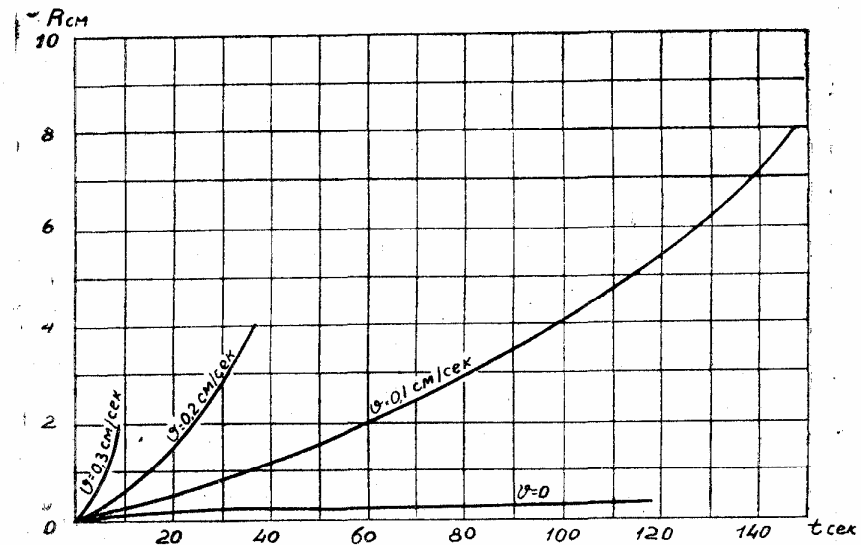
Прекращение действия дуги. Уравнение процесса выравнивания температуры после прекращения в момент  $t_0$  действия источника теплоты постоянной интенсивности  $q$  получается сложением уравнений:

а) процесса теплонасыщения  $T(t)$ , продолжающего действовать источника, и

б) процесса теплонасыщения —  $T(t-t_0)$  стока тепла равной мощности —  $q$ , начавшего действовать в момент  $t_0$ , когда действие реального источника прекратилось:

$$T(t) \Big|_{t > t_0} = T(t) - T(t-t_0). \quad (12)$$

Точки, температура которых за время действия источника приблизилась к предельной, начинают быстро охлаждаться сразу после прекращения его действия. Температура точек, не насыщен-



Фиг. 7. Влияние скорости  $v$  перемещения дуги на время  $t$  наступления в массивном стальном изделии на расстоянии  $R$  от дуги температуры, равной 0,95 от предельной.

ных теплотой подвижного источника, в течение некоторого времени после прекращения его действия продолжает повышаться вследствие выравнивания теплоты.

Влияние мощности источника и его скорости. С увеличением мощности источника температура изделия в данных точках повышается пропорционально  $q$ ; зоны, нагретые выше данной температуры, также увеличиваются (фиг. 8, а). При неподвижных сосредоточенных источниках теплоты температурные поля симметричны относительно источников. При нагреве изделий подвижным источником изотермические поверхности температурного поля с увеличением скорости перемещения дуги суживаются и располагаются в области позади источника (фиг. 8, б). При пропорциональном увеличении мощности сосредоточенного источника  $q$  и скорости его перемещения  $v$  длина областей, ограниченных изотермами, увеличивается пропорционально повышению мощности или скорости, а ширина увеличивается, стремясь к предельному значению (фиг. 8, в).

Поля быстро движущихся источников. При неограниченном и пропорциональном увеличении мощности источника и скорости его перемещения,  $q \propto v \infty$  уравнения температурных полей квазистационарного состояния (8) и (9) стремятся к предельным формам — уравнениям полей мощных быстро движущихся источников, выражающимся:

при наплавке валика на массивное изделие (для точечного источника на поверхность полубесконечного тела):

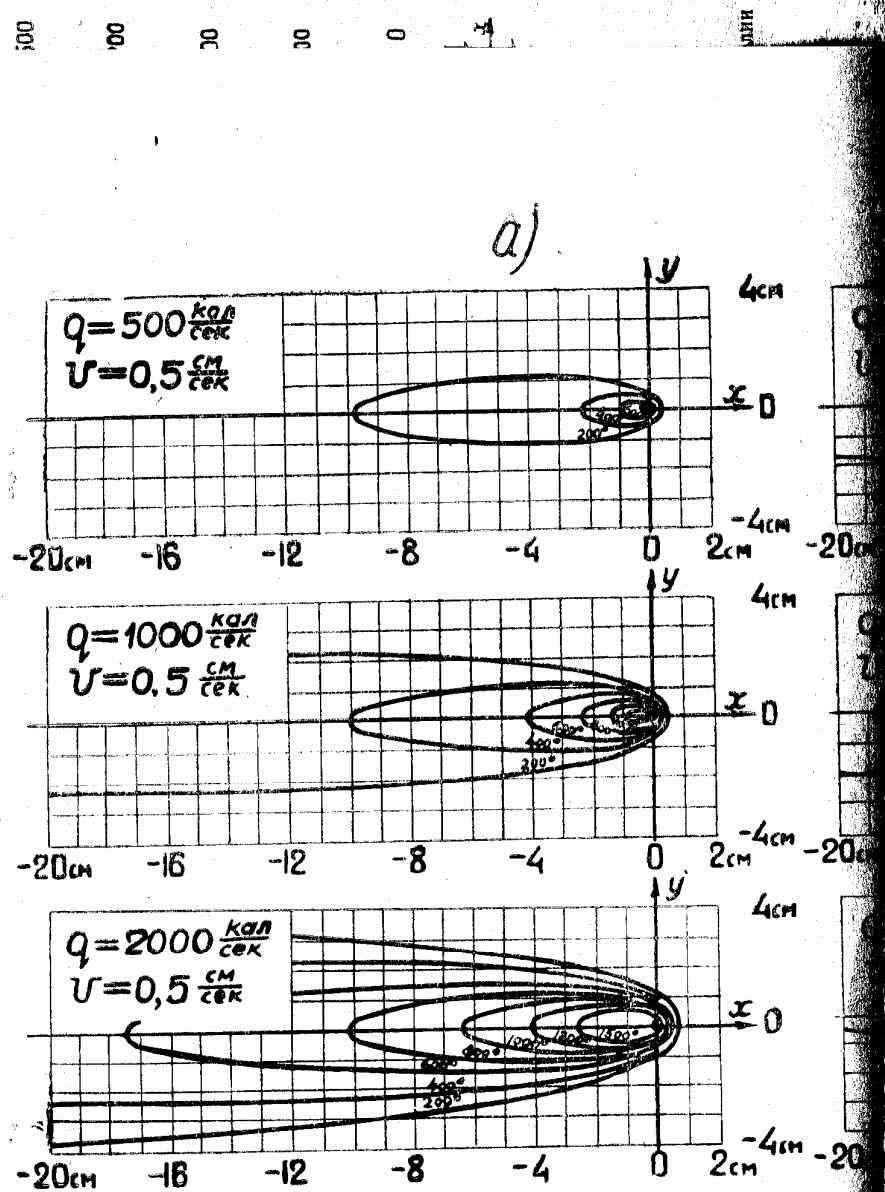
$$T(t, y_0, z_0) = \frac{q}{2\pi\lambda vt} \exp\left(-\frac{y_0^2 + z_0^2}{4at}\right) \quad (13)$$

при однопроводной сварке листов встык (для линейного источника в тонкой пластине):

$$T(t, y_0) = \frac{q}{v\delta\sqrt{4\pi\lambda\sigma t}} \exp\left(-\frac{2at}{c\gamma\delta} - \frac{y_0^2}{4at}\right) \quad (14)$$

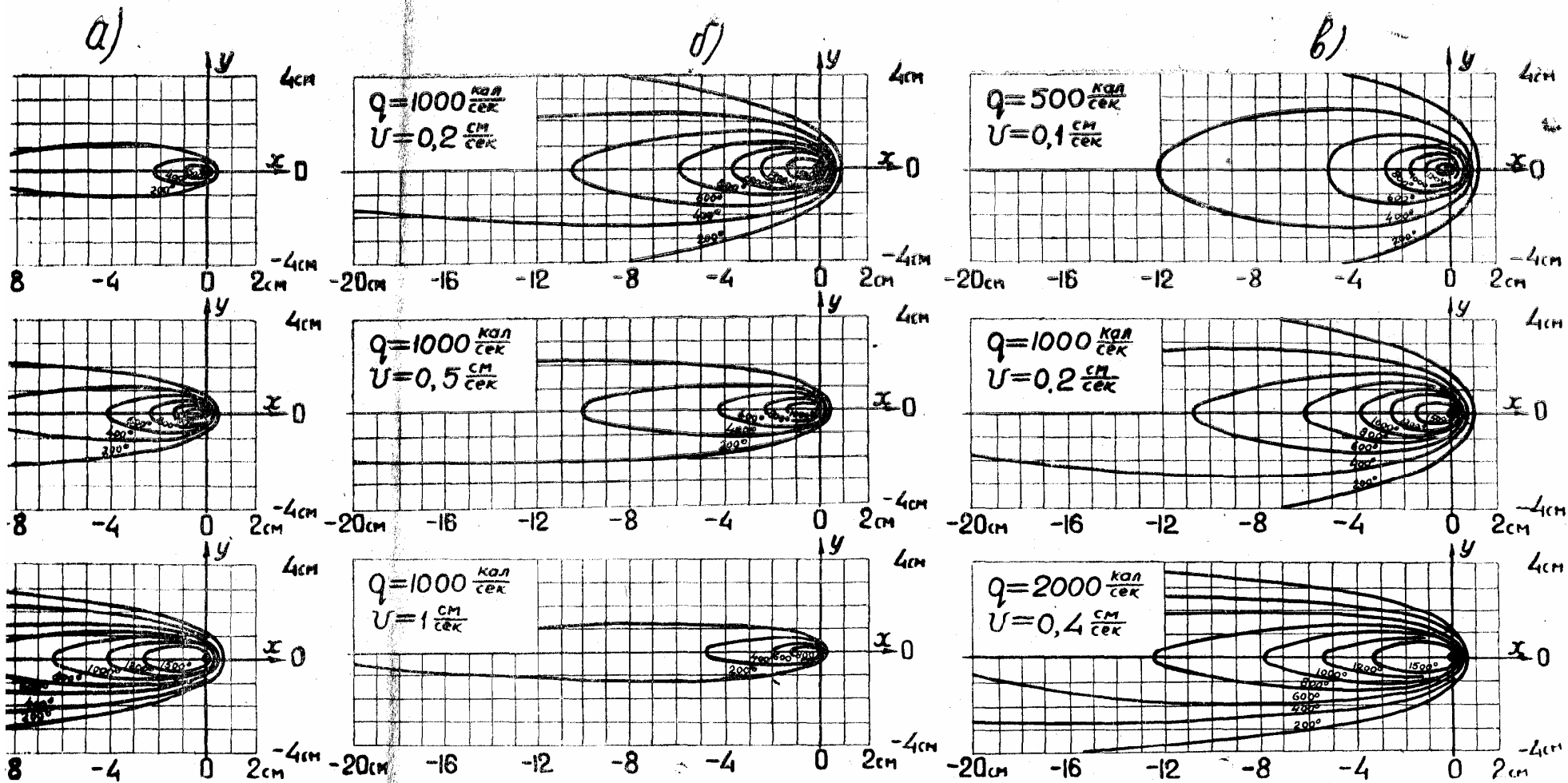
Здесь  $t = x/v$  — время, прошедшее после пересечения источником абсциссы рассматриваемого элемента поля. Эти уравнения, отнесенные к неподвижным прямоугольным координатам, весьма просты и удобны для преобразований и анализа.

В наиболее интересной для изучения термических воздействий сварочного процесса зоне, прилегающей позади дуги к оси или плоскости перемещения источника, уравнения распространения тепла от быстро движущихся источников (13) и (14) описывают с достаточной точностью также и процесс распространения тепла дуги, перемещающейся с произвольной конечной скоростью. Так, например, в зоне слева от пунктирной кривой на поверхности полубесконечного тела (фиг. 9, в) ошибка при вычислении температур по выражению (13) не превышает 1% сравнительно с точным выражением (8); в этой зоне располагается вся область охлаждения и значительная часть области нагрева.

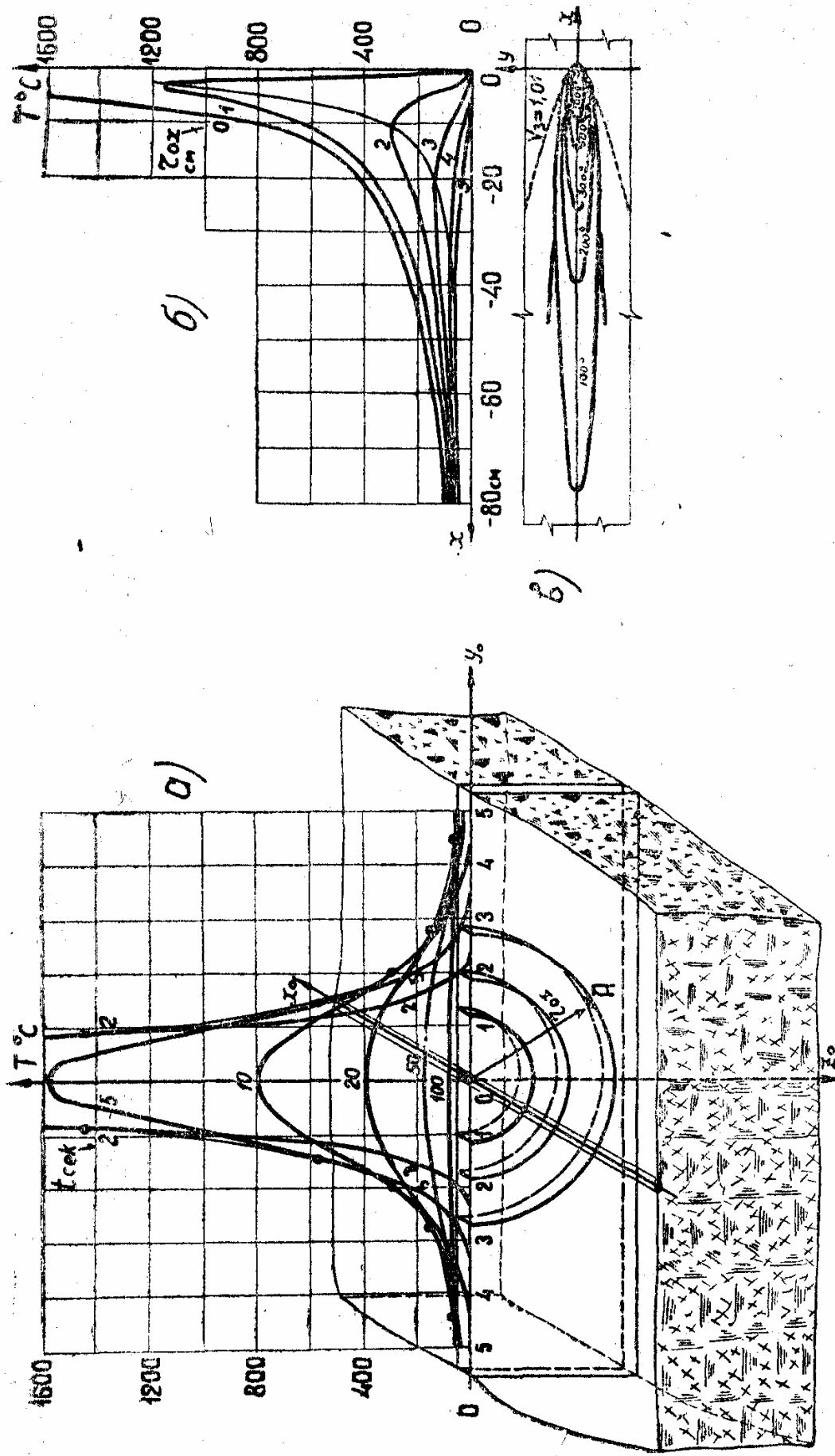


Фиг. 8. Влияние изменения условий режима — тепловой мощности сварочной дуги при  $v = \text{const}$ ; б





Фиг. 8. Влияние изменения условий режима на температурное поле предельного состояния при сварке встык стальных листов толщиной 10 мм: а — мощности сварочной дуги при  $v = \text{const}$ ; б — скорости ее перемещения  $q = \text{const}$ ; в — пропорционального изменения мощности и скорости  $q/v = \text{const}$ .



Фиг. 9. Процесс распространения теплоты мощного быстродвижущего точечного источника в массивном стальном изделии  $q = 5000 \text{ кал/сек}$ ;  $v = 1 \text{ см/сек}$ ; а — изохроны температуры по оси  $OY_0$ ; б — распределение температуры по осям, параллельным оси перемещения источника; в — изотермы на поверхности изделия.

Влияние теплофизических свойств. Теплоотдача поверхности массивного изделия окружающему воздуху при соотношениях коэффициентов теплоотдачи и теплопроводности, встречающихся при сварке, мало влияет на распространение теплоты по изделию.

Поверхностная теплоотдача тонких пластин и стержней при нагреве сосредоточенным источником снижает температуры во всем поле, не изменяя характера распределения температуры, и ускоряет процесс охлаждения.

С увеличением теплопроводности металла изделия:

а) ускоряется протекание переходных процессов теплонасыщения и выравнивания;

б) область распространения определенных температур при предельном состоянии процесса уменьшается (фиг. 10 а, б);

в) очертание изотерм приближается к окружности с центром в источнике (фиг. 10, в и г).

Максимальные температуры. В процессе распространения по изделию теплоты сосредоточенного источника температуры отдельных точек повышаются, достигают максимума  $T_m$  и затем снова понижаются, стремясь к средней температуре изделия; изменение температуры  $T(t)$  в точке  $A$  может рассматриваться как результат перемещения по изделию со скоростью  $v$ , связанного с источником температурного поля  $T(x)$  (фиг. 11). Точки изделия, мгновенные температуры которых достигают максимума, лежат на поверхности, уравнение которой получается приравнением нулю градиента поля в направлении перемещения, т. е. наложением условия  $\frac{\partial T}{\partial t} = 0$  на уравнение поля,

отнесенное к неподвижным, или  $\frac{\partial T}{\partial x} = 0$  на уравнение, отнесенное к подвижным координатам.

Поверхность максимальных температур в полях (13) и (14) предельного состояния при нагреве массивного тела мощным быстро движущимся точечным источником описывается уравнением

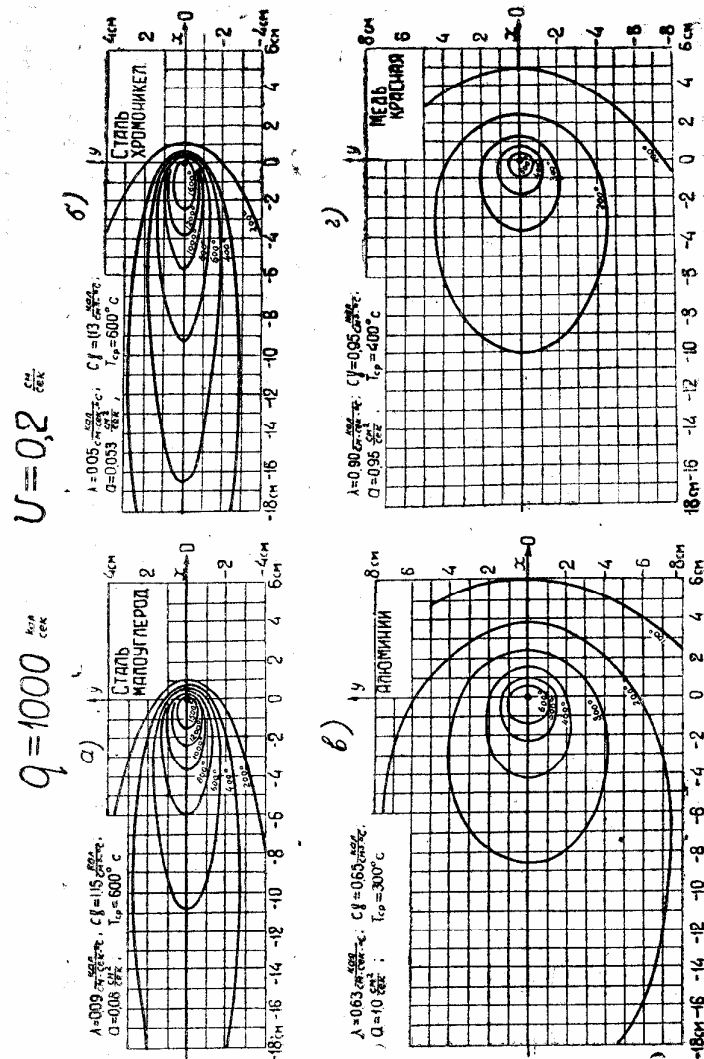
$$\frac{r_0^2}{4at} = 1, \quad (15)$$

а при нагреве пластины мощным быстро движущимся линейным источником уравнением

$$\frac{y_0^2}{4at} = \frac{1}{2} + \frac{2a}{cy_0} t. \quad (16)$$

Следы поверхностей максимальных температур показаны пунктирными линиями — фиг. 5 и 9, в.

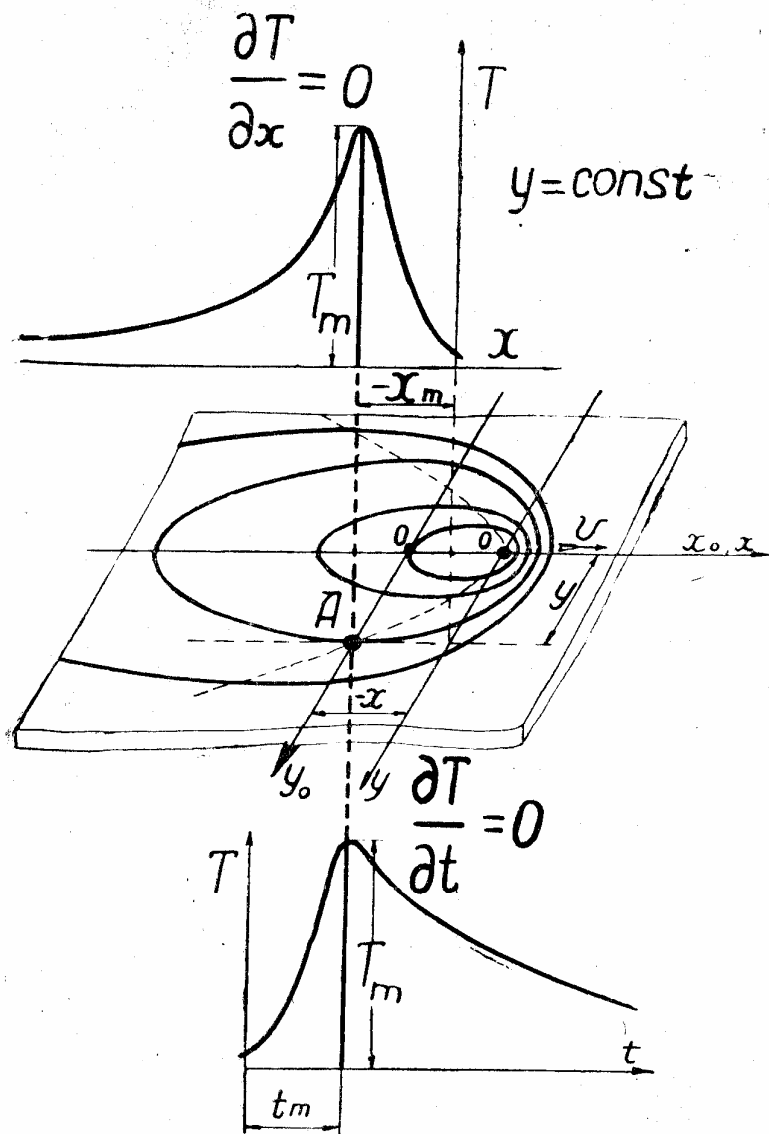
В точках изделия, удаленных от оси перемещения источника, скорость нагрева и охлаждения и максимальные температуры тем ниже, а момент достижения максимума температуры наступает тем позже, чем дальше расположена рассматриваемая точка от оси перемещения источника теплоты.



Фиг. 10. Влияние теплофизических свойств металла изделия на температурные поля предельного состояния при сварке встык листов толщиной 10 мм.

Максимальная температура точки массивного изделия при нагреве мощным быстро движущимся точечным источником

$$T_m(r_0) = \frac{1}{e} \frac{q}{\omega \gamma \frac{\pi}{2} r_0^2} \quad (17)$$



Фиг. 11. Схема изменения температуры в точке  $A$  свариваемого изделия при перемещении связанного с дугой температурного поля.

обратно пропорциональна квадрату расстояния  $r_0$  от оси перемещения источника. Максимальная температура точки тонкой пластины при нагреве мощным быстро движущимся линейным источником

$$T_m(y_0) = \sqrt{\frac{2}{\pi e}} \frac{q}{\sqrt{c\gamma b} \cdot 2y_0} \left(1 - \frac{\alpha y_0^2}{\lambda b}\right) \quad (18)$$

при отсутствии теплоотдачи ( $\alpha = 0$ ) обратно пропорциональна расстоянию  $y_0$  от плоскости перемещения линейного источника. В теле и в пластине максимальные температуры  $T_m$  пропорциональны погонной энергии  $q/v$  мощного быстро движущегося источника, т. е. количеству тепла, вводимому источником на единицу длины шва или валика.

Схематизация, принятая при построении теории сосредоточенных подвижных источников и неограниченных объектов, заставляет рассматривать ее выводы лишь как первое приближение. В дальнейшем развитие теории может учесть также ограниченность изделий и характер распределения теплоты источника.

Влияние ограниченности размеров изделия по толщине, ширине или длине на процессе распространения теплоты сосредоточенного источника учитывается по методу отражений, предполагая, что ограничивающие поверхности не пропускают теплоты. Этот метод дает возможность вычислить температурные поля в листах средней толщины, в полосах средней ширины, у углов, краев и ребер и в изделиях сложной конфигурации, составленных из элементов, ограниченных плоскостями (балки, коробки). В ограниченных изделиях несложного очертания (лист) процессы описываются сходящимися рядами, получаемыми суммированием решений (5) и (6).

Теория распространения теплоты сосредоточенных подвижных источников дала возможность изучить следующие важные для качества сварных изделий процессы и наметить пути управления ими: структурные изменения при охлаждении в удаленных от дуги слоях зоны термического влияния (например, распад аустенита при сварке низколегированной конструкционной стали) и температурное деформирование и накопление местных пластических деформаций, ведущее к развитию собственных напряжений и остаточных деформаций в сварном изделии.

Термический цикл, т. е. изменение температуры в данной точке изделия с течением времени, определяет структуру металла в этой точке. При однослойной сварке термический цикл металла в околошовной зоне зависит от толщины металла и от эффективной погонной энергии дуги  $q/v$  т. е. от отношения эффективной мощности дуги  $q$  к скорости ее перемещения  $v$ . При однопроводной сварке тонкого металла длительность нагрева выше данной температуры (например,  $900^\circ$ ) невелика, а скорость охлаждения при данной температуре (например, при  $600^\circ$ ) значительна в сравне-

нии с однопроводной сваркой листов большой толщины. При сварке легированных конструкционных сталей значительная длительность нагрева выше 900° может вести к нежелательному росту зерна аустенита, а большая скорость охлаждения в субкритическом интервале распада аустенита может вести к повышению твердости вследствие закалки. Расчет термического цикла может установить те пределы технологического режима сварки, при которых не происходит местного изменения пластических свойств, могущего понизить несущую способность сварного соединения, особенно при ударной нагрузке и при низких температурах эксплуатации.

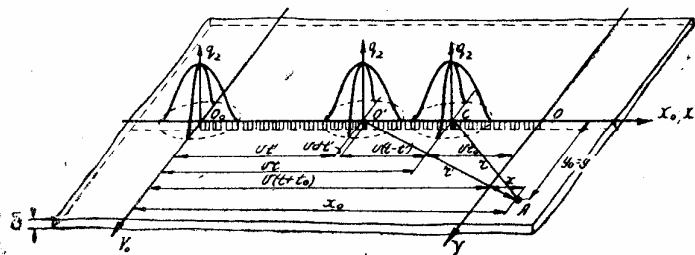
### 3. ТЕОРИЯ РАСПРОСТРАНЕНИЯ ТЕПЛОТЫ МЕСТНЫХ РАСПРЕДЕЛЕННЫХ ИСТОЧНИКОВ

Процессы нагрева и охлаждения металла при газовой сварке, при контактной сварке и при местной термической обработке газовым пламенем, а также при дуговой сварке в области, близкой к дуге (нагреваемой выше 800—1000°), необходимо рассчитывать с учетом распределения теплового потока источника.

Процессы распространения теплоты в неограниченной области при действии местных источников удобно рассчитывать, представляя тепловой поток  $q_2(r)$  поверхностного или интенсивность объемного источника теплоты распределенными по нормальному закону Гаусса.

$$q_2(r) = q_2 \exp(-\kappa r^2),$$

где  $\kappa$  — коэффициент сосредоточенности в  $\text{см}^{-2}$ ;  
 $q_2$  — максимальная интенсивность в центре источника;  
 $r$  — расстояние от центра источника — фиг. 12.



Фиг. 12. Схема нагрева пластины поверхностным подвижным нормально-круговым источником тепла.

Теория распространения теплоты местных распределенных источников в сочетании с опытными исследованиями распределения теплового потока и интенсивности источника дает возможность построить методику расчета нагрева при сварке и термической об-

работке с удовлетворительной для практики точностью. Рассчитанные по схемам нормально распределенных источников температуры металла, нагреваемого дугой и ацетилено-кислородным пламенем, хорошо сходятся с температурами (до 1200—1300° для стали), измеренными термопарами.

Нагрев тонких металлических листов (с полным выравниванием температуры по толщине) пламенем простой горелки с осью, перпендикулярной к поверхности листа, неподвижный или перемещающийся прямолинейно с постоянной скоростью  $v$  см/сек описывается схемой подвижного нормально-кругового источника теплоты в тонкой пластине с теплоотдачей. Уравнение температурного поля в процессе теплонасыщения, отнесенного к подвижной системе координат  $XOY$  с центром в фиктивном сосредоточенном источнике  $O$ , движущемся на расстоянии  $vt_0$  впереди центра  $C$  истинного источника — фиг. 12.

$$T(x, y, t) = \frac{q}{2\pi\lambda\delta} \exp\left(-\frac{vx}{2a} + bt_0\right) K_0(\rho_2) [\psi_2(\rho_2, \tau + \tau_0) - \psi_2(\rho_2, \tau_0)]; \quad (19)$$

здесь  $t_0 = \frac{1}{4ak}$  — постоянная времени в сек.;

$$\rho_2 = r \sqrt{\frac{v^2}{4a^2} + \frac{b}{a}}; \quad \tau = \left(\frac{v^2}{4a} + b\right) t; \quad \tau_0 = \left(\frac{v^2}{4a} + b\right) t_0$$

безразмерные критерии расстояния и времени; коэффициент теплонасыщения  $\psi_2$  определяют из графика — фиг. 6, б. Коэффициент теплообмена  $a$  кал/см<sup>2</sup> сек. град. выбирают как среднее между значениями коэффициентов теплообмена между пламенем и верхней поверхностью листа ( $a_t$ ) и между нижней поверхностью листа и окружающей средой ( $a_c$ ). С приближением к предельному установившемуся состоянию процесса первое слагаемое в квадратных скобках стремится к единице.

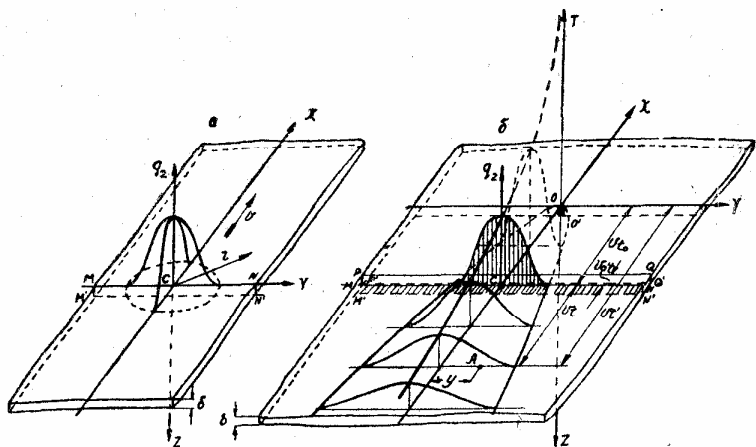
По мере повышения скорости перемещения пламени температурное поле в листе приближается к полю быстро движущегося нормально-полосового источника — фиг. 13.

$$T(y, t) = \frac{q}{\delta\sigma} \left[4\pi\lambda c \gamma (t + t_0)\right]^{-1/2} \exp\left[-\frac{\gamma^2 y^2}{4\pi(t + t_0)} - bt\right]. \quad (20)$$

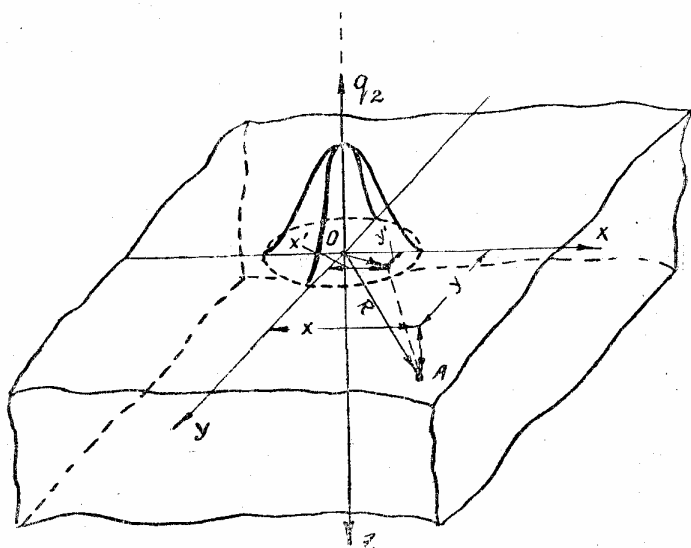
Нагрев поверхности массивного тела (например, листа толщиной более 40 мм) неподвижным пламенем простой горелки с осью, перпендикулярной к нагреваемой поверхности, описывается схемой нормально-кругового источника теплоты на поверхности полубесконечного тела — фиг. 14. Температура в центре источника  $C$  в процессе теплонасыщения, очевидно являющаяся максимальной температурой нагреваемого тела, выражается

$$T(t) = \frac{q}{2\lambda \sqrt{4\pi a t_0}} \cdot \frac{2}{\pi} \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{t}{t_0}}. \quad (21)$$

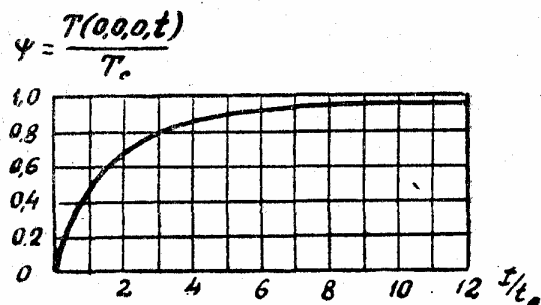
Второй сомножитель является коэффициентом теплонасыщения  $\psi$  — фиг. 15, который стремится к единице в предельном состоянии процесса нагрева.



Фиг. 13. Схема нагрева пластины мощным быстро движущимся нормально-круговым источником тепла (а) и эквивалентная ей схема нагрева быстро движущимся нормально-полосовым источником (б).

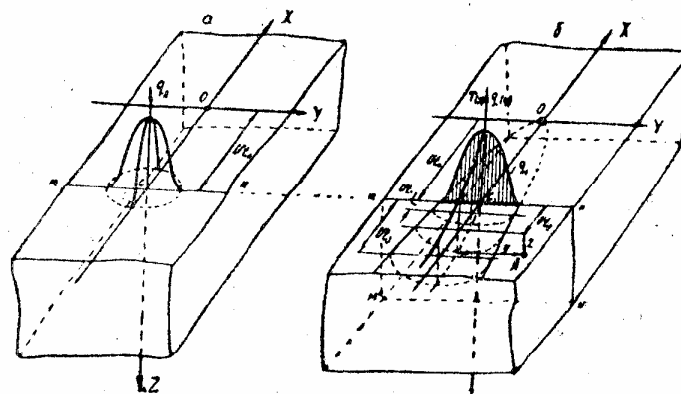


Фиг. 14. Схема нагрева полубесконечного тела поверхностным нормально-круговым источником тепла.



Фиг. 15. Процесс нагрева поверхности полубесконечного тела непрерывно-действующим неподвижным нормально-круговым источником тепла; коэффициент теплонасыщения  $\psi$  центральной точки С.

Нагрев поверхности массивного тела пламенем горелки, перемещающимся с большой скоростью, описывается выражением температурного поля быстро движущегося нормально-линейного источника — фиг. 16,б.

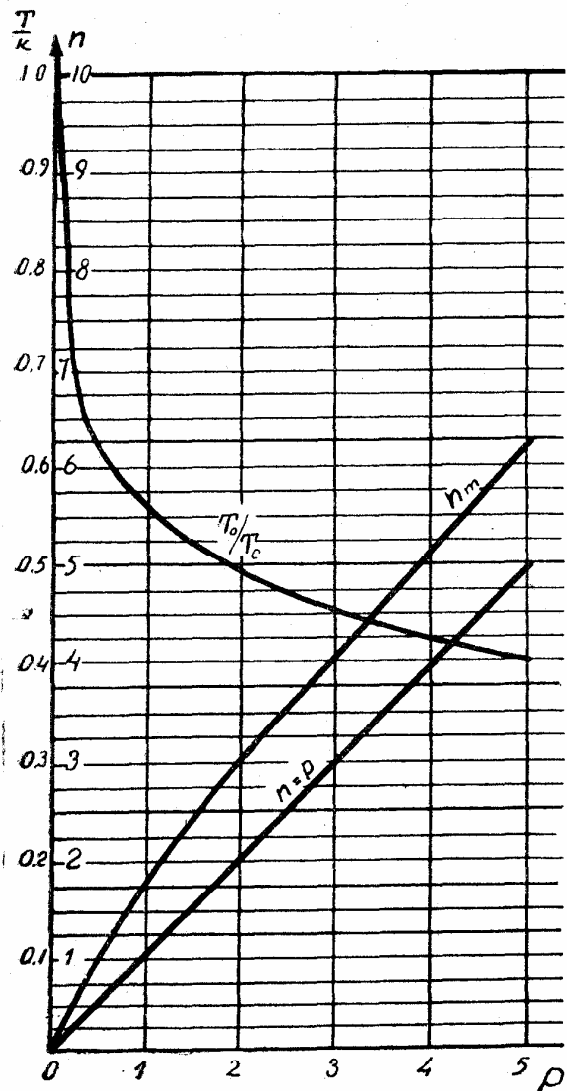


Фиг. 16. Схема (а) нагрева поверхности полубесконечного тела мощным движущимся нормально-круговым источником  $q_2(t)$  и эквивалентная ей схема (б) нагрева нормально-линейным источником  $q_1(t)$

$$T(y, z, t) = \frac{q}{2\pi v \lambda \sqrt{t} (t_0 + t)} \exp \left[ -\frac{z^2}{4at} - \frac{y^2}{4a(t_0 + t)} \right]; \quad (22)$$

здесь время отсчитывают от момента, когда центр пламени пересек рассматриваемую плоскость.

При нагреве поверхности массивного тела плоским нормально-круговым источником теплоты, перемещающимся прямолинейно с постоянной скоростью  $v$ , максимальная температура  $T_m$  предель-



Фиг. 17. Предельное состояние процесса нагрева поверхности полубесконечного тела подвижным нормально круговым источником тепла; максимальные температуры  $T_m$  на оси  $Ox$  и критерии  $n_m$ , пропорциональные квадратам их расстояний от фиктивного источника в зависимости от критерия скорости  $\rho$

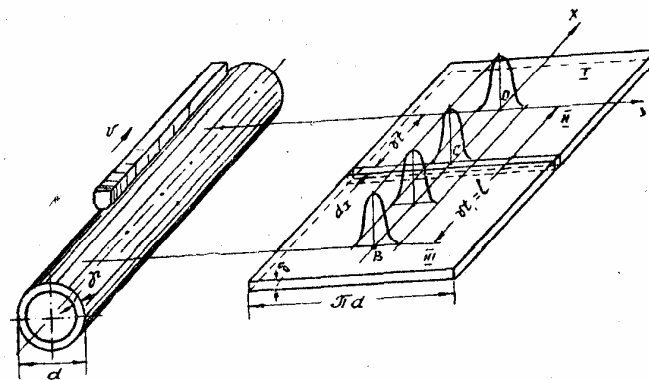
ного состояния в точке  $M$  оси  $x$  перемещения источника и расстояние  $f$  точки  $M$  от центра  $C$  источника выражаются—фиг. 16.а.

$$T_m = \frac{q}{2\lambda} = \frac{q}{\sqrt{4\pi a t_0}} \theta_m; \quad (23)$$

$$f = \sqrt{kat_0 n_m} - vt_0. \quad (24)$$

Коэффициенты  $\theta_m$  и  $n_m$  выбирают из графика—фиг. 17 в зависимости от критерия скорости  $\rho = \frac{vt_0^2}{4a}$ .

Последовательный нагрев тонких металлических листов толщиной  $\delta$  см пламенем линейной горелки, например, при газопрессовой сварке продольных швов труб, описывается схемой нормально-полосового источника длины  $l$  см с линейной мощностью  $q_1$  кал/см и коэффициентом сосредоточенности  $k$  в направлении оси  $Oy$ , быстро движущегося с постоянной скоростью  $v$  см/сек. в направлении  $Ox$  оси пламени—фиг. 18.

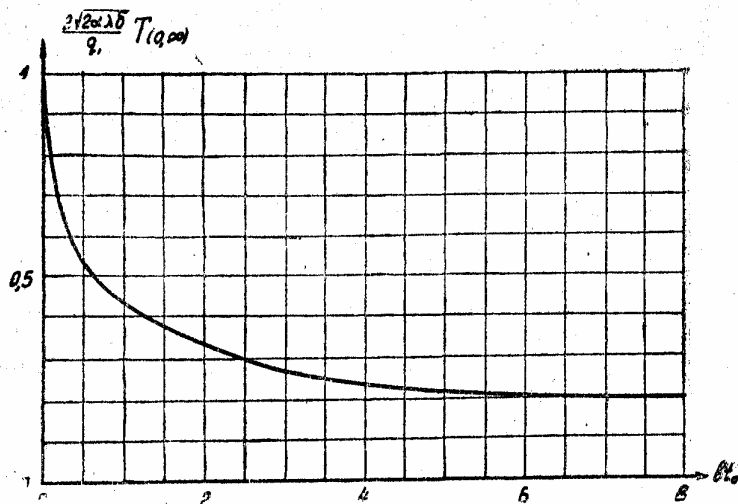


Фиг. 18. Схема нагрева продольного шва трубы из тонкого листа пламенем быстро движущейся линейной горелки.

Температуру листа  $T_1(t)$  в точках оси перемещения горелки пламенем, т. е. в стадии нагрева,  $t < l/v$ , вычисляется по соотношению

$$T_1(t) = \frac{q_1}{2\sqrt{al\delta}} e^{-\sigma t_0} [\operatorname{erfc}\sqrt{(t+t_0)} - \operatorname{erfc}\sqrt{t_0}] = \quad (25)$$

Относительная температура предельного состояния представлена графиком фиг. 19.— в зависимости от безразмерной постоянной  $bt_0$ . Коэффициент теплообмена  $a$  вычисляют как указано выше—стр. 31.



Фиг. 19. Процесс нагрева поверхности пластины теплообменным нормально-полосовым источником; предельная температура точек плоскости симметрии  $y=0$  в зависимости от безразмерного критерия  $b/b_0$

Температура листа  $T_1(t)$  в точках оси перемещения горелки позади пламени, т. е. в стадии охлаждения  $t > l/v$ , вычисляются как разность температур (25):

$$T_1(t) = T(t) - T(t - l/v). \quad (26)$$

Примеры расчета процессов нагрева металла газовым пламенем приведены в [1], гл. III.

#### 4. ПРИМЕНЕНИЕ ТЕОРИИ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ К ВОПРОСАМ МЕТАЛЛООБРАБОТКИ

При резании металлов тепловые явления вызываются прогревом тел местными источниками, движущимися или неподвижными. Теория распространения теплоты местных источников может поэтому представить основу для анализа процессов нагрева металла изделия и инструмента при резании и шлифовании. Методика построения решений по методу источников, а иногда и сами решения, разработанные применительно к задачам нагрева при сварке и местной термообработке, в ряде случаев могут оказаться полезными для решения задач нагрева металла при резании.

Распределение температуры при точении валика. В качестве примера применения теории местных источников теплоты к вопросам резания металлов рассмотрим задачу о расчете распределения температуры в длинном валике при точении. Эта в известном смысле классическая задача интересна еще

и тем, что в ней легко и удобно рассматривать отдельно местное поле источника и общее поле в изделии, используя для упрощения расчета принцип местного влияния.

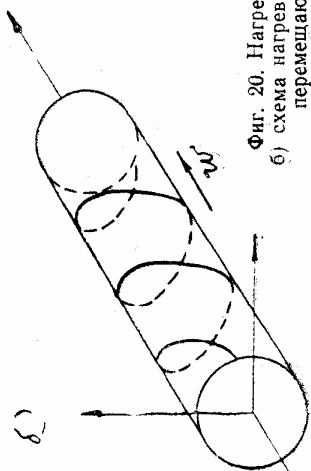
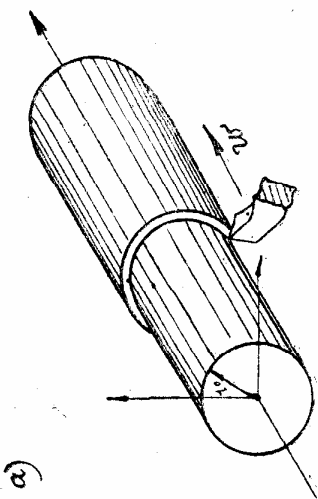
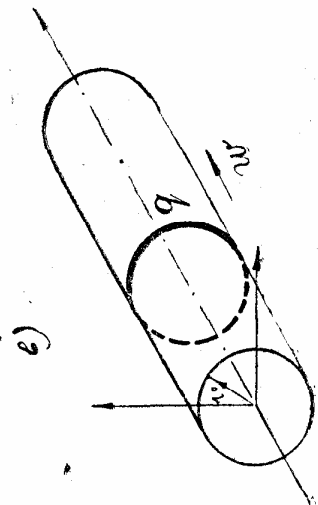
Постановка задачи. Длинный валик диаметром  $d_0$  см обтачивается с окружной скоростью  $v$  см/сек. при скорости подачи  $\omega$  см/сек. Валик нагревается местным источником теплоты с общей мощностью  $q$  кал/сек, перемещающимся вместе с резцом — фиг. 20,а. Вводимая в обтачиваемый цилиндр теплота  $q$  представляет лишь часть теплоты, выделяемой в зоне резания и расходуемой, кроме того, на нагрев резца и стружки. Теплота  $q$  выделяется вследствие трения на передней и задней гранях резца, а также вследствие внутреннего трения в зоне пластического деформирования. Область, занятая источником теплоты, во всяком случае невелика в сравнении с размерами изделия.

Таким образом задача сводится к расчету температурного поля в цилиндре, нагреваемом местным подвижным источником с мощностью  $q$ . Область, занятая источником, связана с точкой  $P$ , непрерывно перемещающейся по винтовой линии на поверхности цилиндра — фиг. 20,б. Если задать распределение  $w$  кал/см<sup>3</sup> сек. удельной интенсивности источника по объему зоны резания, связанному с точкой  $P$ , расчет температурного поля становится возможным в общем виде.

Обрабатываемый валик будем полагать неограниченно-длинным, т. е. влияние условий теплоотвода в зажимы валика учитывать не будем. Отвод теплоты от боковой поверхности валика вследствие охлаждения водой и воздухом учтем коэффициентом поверхностной теплоотдачи  $\alpha$  кал/см<sup>2</sup> сек/град., который положим постоянным по всей поверхности валика.

Задача в такой постановке допускает важное и практически полезное упрощение. В соответствии с принципом местного влияния [2] рассмотрим температурное поле в обтачиваемом валике как сумму двух полей: общего поля вдали от источника и местного поля вблизи него. При расчете общего поля можно всемерно схематизировать источник, учитывая в то же время более точно условия теплоотвода, т. е. форму и размеры изделия и условия поверхностного теплообмена. При расчете же местного поля условия теплоотвода могут быть схематизированы, в то время как распределение интенсивности местного источника должно быть учтено с большей тщательностью. Возможны различные представления температурного поля, как суммы общего и местного полей. Остановимся на следующей схеме, физически отчетливой и значительно упрощающей вычисления.





Фиг. 20. Нагрев валика при тчении (а):  
 б) схема нагрева цилиндра местным подвижным источником с мощностью  $q$ , перемещающимся по винтовой линии на поверхности цилиндра;  
 в) схема расчета общего поля: подвижной кольцевой источник на поверхности цилиндра.

Общее поле (вдали от источника). По поверхности неограниченно-длинного цилиндра радиуса  $r_0$  перемещается в осевом направлении со скоростью  $w$  кольцевой источник  $q$ , равномерно-распределенный с линейной интенсивностью  $q_1 = \frac{q}{2\pi r_0}$  кал/см сек.

по длине окружности, фиг. 20,в. В этой схеме предположено, что источник предельно сосредоточен по направлениям радиуса и образующей и равномерно распределен по окружности. Такое предположение обосновывается тем, что скорость  $v$  перемещения источника в тангенциальном направлении (т.е. скорость резания) значительно превышает скорость  $w$  его осевого перемещения (т.е. скорость подачи). На поверхности цилиндра происходит теплообмен со средой нулевой температуры при постоянном коэффициенте  $\alpha$ . Начальная температура цилиндра так же, как и температура на неограниченном расстоянии от источника, принята равной нулю.

Температура  $T(r, z, t)$  общего поля, очевидно симметричная относительно оси  $z$ , выражается следующим соотношением

$$T(r, z, t) = \frac{q}{\lambda r_0} \exp\left(-w \frac{z}{r_0}\right) \sum_1^{\infty} \frac{\mu_n^2}{\mu_n^2 + \omega^2} \frac{J_0(\mu_n \frac{r}{r_0})}{J_0(\mu_n)} \cdot \frac{1}{\sqrt{\mu_n^2 + \omega^2}} \cdot \exp\left[-\sqrt{\mu_n^2 + \omega^2} \left|\frac{z}{r_0}\right|\right] \psi_1(\rho, \tau) \quad (27)$$

здесь:  $\mu_n$ ;  $n = 1, 2, 3, \dots$  — корни уравнения

$$\mu J_1(\mu) + \nu J_0(\mu) = 0 \quad (28)$$

$\nu = \frac{\alpha r_0}{\lambda}$  — критерий Био, характеризующий относительную поверхность теплоотдачу;

$\omega = \frac{w r_0}{2a}$  — критерий типа Пекле, характеризующий влияние скорости подачи  $w$ ;

$J_0(u)$ ;  $J_1(u)$  — функции Бесселя от действительного аргумента, нулевого и первого порядка;

$\psi_1(\rho_1; \tau)$  — коэффициент теплонасыщения для линейного поля, фиг. 6,в; его аргументы:

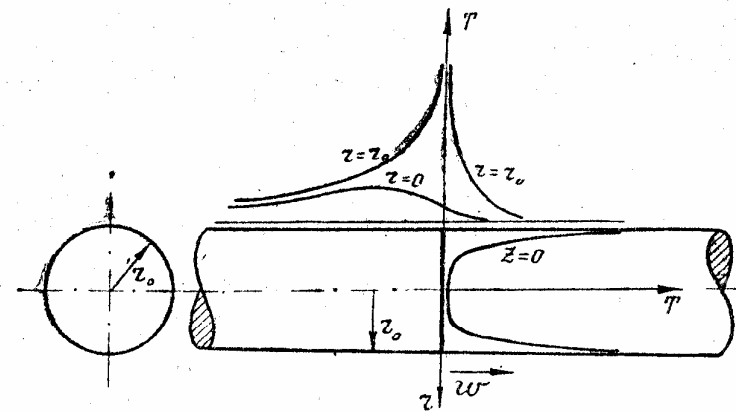
$$\rho_1 = \sqrt{\mu_n^2 + \omega^2} \left|\frac{z}{r_0}\right|; \tau = (\mu_n^2 + \omega^2) t.$$

В предельном состоянии процесса,  $t \rightarrow \infty$ , все  $\psi_1(\rho_1, \infty) = 1$ .

В самом кольцевом источнике,  $r = r_0$ ;  $z = 0$ , температура  $T(r_0, 0, t)$  по выражению (27) стремится логарифмически к бесконечности, как  $-\ln u$  при  $u \rightarrow 0$ , что является следствием принятого в расчете предельного сосредоточения источника в двух направлениях. По мере удаления от источника, как по направлению образующей, так и по направлению радиуса (к центру) температура убывает, причем по направлению перемещения источника быстрее, чем в обратном направлении — фиг. 21.

Схема местного подвижного источника. Местное поле (вблизи источника) представим как результат нагрева полуограниченного тела с непротускающей теплоты поверхностью местным источником  $q$ , прямолинейно перемещающимся у его поверхности с постоянной скоростью, компоненты которой по нап-

равлениям осей  $x$  и  $y$  обозначим соответственно  $r$  и  $\omega$  — фиг. 22. Опытные данные о характере распределения удельной интенсивности местного источника в зоне резания недостаточны для построения количественных оценок. Опишем поэтому распределение



Фиг. 21. Распределение температуры в валике при тчении (общее поле от кольцевого подвижного источника).

$\omega$  интенсивности источника произведением кривых нормального распределения по трех пространственным координатам — фиг. 22.

$$w(x, y, z) = w_m \exp\left(-\frac{x^2}{4at_1} - \frac{y^2}{4at_2} - \frac{z^2}{4at_3}\right). \quad (29)$$

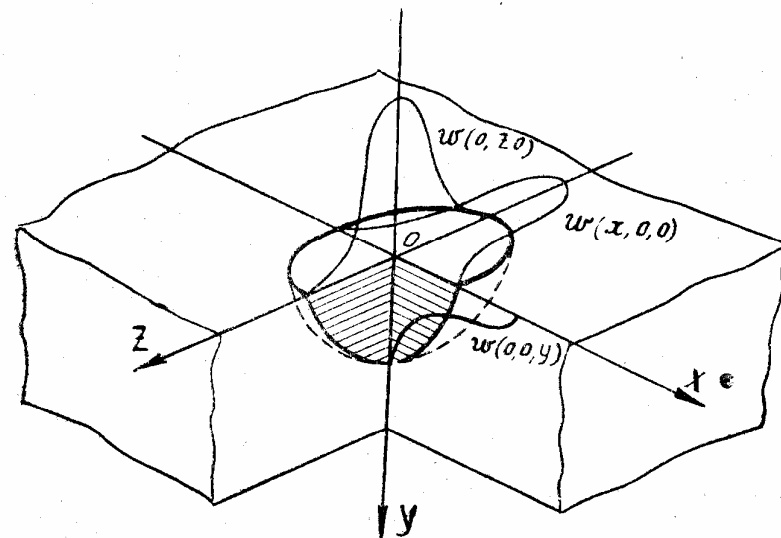
Здесь начало координат принято в точке  $P$  — центре зоны, занятой источником на поверхности цилиндра, ось  $x$  направлена по касательной, ось  $y$  — вглубь цилиндра, ось  $z$  — по образующей цилиндра (очевидно, что  $y = r_0 - r$ ). Источник (нормально-эллипсоидный) характеризуется максимальной интенсивностью  $w_m$  в центре  $P$  и тремя постоянными времени:  $t_1$ ,  $t_2$  и  $t_3$ , выражающими длительности распространения теплоты условного точечного источника по направлениям соответствующих осей:  $x$ ,  $y$ , и  $z$ . Очевидно, что общая мощность источника  $q$  выразится интегралом от удельной интенсивности по всему объему, занятому источником

$$q = \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} w(x, y, z) dx dy dz = w_m \sqrt{4\pi at_1} \sqrt{\pi at_2} \sqrt{\pi at_3} = 4 w_m \sqrt{\pi^3 a^3 t_1 t_2 t_3} \quad (30)$$

Это соотношение устанавливает связь между 5 характеристиками источника, сводя их таким образом к 4 независимым характеристикам.

Полагая область распространения теплоты полуограниченной, мы пренебрегаем ограниченностью поля в направлении касательной и радиуса цилиндра, а также теплообменом на его боковой поверхности. Очевидно, что эта ограниченность поля будет сказываться на температурах тем слабее, чем более близкую к источнику область мы будем рассматривать.

Компенсирующий сосредоточенный сток. При расчете общего поля мы ввели схематизированный сосредоточенный линейный кольцевой источник на поверхности цилиндра. Для того, чтобы представить поле наложением общего и местного полей, мы должны при расчете местного поля прежде всего устранить сосредоточенный источник, введя в расчет сток, равный по величине и противоположный по знаку линейному источнику, по которому рассчитывали общее поле. Таким компенсирующим источником очевидно будет линейный сток теплоты с линейной интенсивностью  $q_1 = -\frac{q}{2\pi r_0}$ , приложенный к оси  $x$  на поверхности полубесконечного тела и перемещающийся со скоростью  $\omega$  в направлении оси  $z$ , фиг. 23. — Таким образом, температурное поле



Фиг. 22. Схема местного источника на поверхности полуограниченного тела и распределение интенсивности источника по трем пространственным координатам.

в цилиндре при нагреве местным источником представим наложением трех полей:

- общего поля при нагреве цилиндра кольцевым линейным источником +  $q_1$ ;

б) местного поля в полубесконечном теле, вызванного линейным стоком —  $q_1$ , и местным нормально распределенным подвижным источником  $W(x, y, z)$ .

При наложении температуры полей, вызванных источником  $+q$  и стоком  $-q$ , в области, близкой к источнику, взаимно компенсируются, и температура в этой области определяется подвижным местным источником  $W(x, y, z)$ .

При нагреве длительно-действующим местным источником теплоты температура, в области, близкой к источнику, устанавливается сравнительно быстро. Поэтому для практических расчетов достаточно определить лишь предельное состояние местного поля,  $t \rightarrow \infty$ , относя уравнение поля к подвижным координатам, связанным с источником.

Температура  $T(y, z)$  местного поля линейного стока, приложенного к оси  $x$  и перемещающегося со скоростью  $w$  в направлении оси  $z$  полубесконечного тела с непронускающей теплоты поверхностью выразится соотношением.

$$T(y, z) = -\frac{q_1}{\pi \lambda} \exp\left(-\frac{wz}{2a}\right) K_0\left(\frac{w}{2a} \sqrt{y^2 + z^2}\right) \quad (31)$$

Поле местного источника. Вычисление температурного поля предельного состояния местного нормально-распределенного источника  $W(x, y, z)$ , перемещающегося со скоростью  $v$  в направлении оси  $x$  и со скоростью  $w$  в направлении оси  $z$  вблизи непронускающей теплоты поверхности полубесконечного тела, не представляет принципиальных затруднений, но отличается известной многодеельностью. К тому же пока отсутствуют надежные опытные данные о распределении удельной интенсивности  $W(x, y, z)$  местного источника в зоне резания. Воспользуемся поэтому решениями основанными на тех или иных упрощениях в схеме распределения интенсивности источника.

Рассмотрим условия режима, при которых источник теплоты в зоне резания можно считать поверхностным. Этому соответствует такой режим, при котором большая часть теплоты, вводимой в металл изделия, выделяется за счет трения между задней гранью резца и обрабатываемой поверхностью. Тогда в выражении (29) удельной интенсивности источника  $W(x, y, z)$  постоянная времени, характеризующая распределенность источника по глубине, обращается в нуль,  $t_3=0$ , и источник становится плоским нормально-эллиптическим. Примем далее, что распределения удельной интенсивности источника одинаковы по направлению касательной и по направлению образующей,  $t_1 = t_2 = t_0$ , тогда источник будет являться нормально-круговым — фиг. 16,а. Положим далее, что источник перемещается по поверхности массивного тела со скоростью  $v$  в направлении касательной; перемещением в направлении образующей, происходящим со значительно меньшей скоростью,

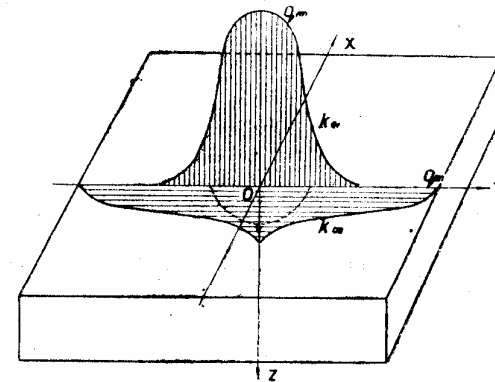
$\leq \epsilon v$ , будем пренебрегать. Эта схема дает возможность рассчитать распределение температуры на поверхности, по которой перемещается источник, пользуясь выражениями и номограммами, приведенными в монографии [1], § 31.А.

Положим теперь, что источник  $W(x, y, z)$  перемещается в направлении касательной с настолько значительной скоростью  $v$ , что распределением удельной интенсивности источника в этом направлении можно пренебрегать. Будем считать источник предельно-сосредоточенным по направлению  $x$ , т. е. плоским нормально-эллиптическим, расположенным в плоскости  $YOZ$  — фиг. 23. Такой источник характеризуется мощностью  $q$  и двумя постоянными времени:  $t_2$  и  $t_3$  (по направлениям  $y, z$ ) и быстро перемещается в направлении оси  $x$ . Данную материальную точку на поверхности цилиндра (развернутой в поверхность массивного тела) пересекает, если рассматривать предельное состояние нагрева, бесконечный ряд плоских источников, с интервалом времени  $\frac{2\pi r_0}{\omega} = t_k$

Температура  $T(y, z, t)$  предельного состояния нагрева выразится рядом

$$T(y, z, t) = \frac{q}{2\pi \omega \lambda} \sum_{n=0}^{\infty} \exp\left[-\frac{y^2}{4a(nt_k+t_2+t)} - \frac{z^2}{4a(nt_k+t_3+t)}\right] \quad (32)$$

Температура местного поля выразится суммой температур (31) и (34). Так как мощности источника ( $q$  или  $q_1 = q/2\pi r_0$ ) и стока равны по величине и противоположны по знаку, теплосодержание местного поля равно нулю. Температура местного поля, вызванная близко расположенными друг к другу источником  $q$  и стоком  $-q$ , сходит на нет уже на сравнительно близких расстояниях



Фиг. 23. Схема плоского быстродвижущегося нормально-эллипсоидного источника у поверхности массивного тела.

от источника-стока, т. е. от оси перемещения подвижного источника. Поэтому наложение местного поля на общее изменяет температуру (29) общего поля лишь в области, близкой к источнику, отражая этим самым характер распределения интенсивности местного источника, не учтенный схемой общего поля.

#### 5. ПУТИ ПРИМЕНЕНИЯ ТЕПЛОВЫХ РАСЧЕТОВ

Теория нагрева и охлаждения металла при сварке и термической обработке обосновывает выбор режимов, ведущих к повышению качества сварных изделий, особенно из металлов, чувствительных к тепловому воздействию, таких как специальные конструкционные стали и легкие сплавы, и указывает пути повышения производительности и эффективности процессов дуговой сварки, газовой сварки, контактной сварки, газопламенной обработки металлов.

Сочетание современных производственных требований высокого качества и точности обработки при высокой производительности процесса — требует отчетливого понимания физических процессов, протекающих в металле изделия и в материале инструмента. При выборе режима обработки металлов резанием (особенно специальных сталей и сплавов) технолог-машиностроитель должен учитывать тепловые процессы в металле и сознательно управлять ими. Поэтому изучение процессов выделения и распространения теплоты при обработке металлов настоятельно необходимо. Научное обоснование путей управления тепловыми процессами при резании представляет большой производственный интерес. Применение теории тепловых процессов и основанных на ней инженерных расчетов в научных институтах, в лабораториях высших учебных заведений, в заводских лабораториях и технологических бюро и в проектных организациях поможет решать практические задачи, связанные с развитием технологии обработки металла и с разработкой нового оборудования.

#### Литература

1. Н. Н. Рыкалин. Расчеты тепловых процессов при сварке. Машгиз, Москва, 1951.
2. Н. Н. Рыкалин. Тепловые основы сварки, г. 1. Издательство Академии Наук СССР, Москва-Ленинград, 1947.

Канд. техн. наук, доц. И. А. Морозов (Москва)

## ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ ПОДРЕЗЦОВОЙ ЗОНЫ

### 1. ВВЕДЕНИЕ

Тепло, образующееся в процессе резания, распространяясь в изделие, инструмент и стружку, оказывает существенное влияние на точность обработки, качество поверхностного слоя и стойкость режущего инструмента.

Распространение тепла из зоны резания в изделие и инструмент в значительной степени зависит от их теплофизических параметров. Если при обработке металлов, имеющих высокую теплопроводность, усиленный отвод тепла может привести к погрешности размера и формы обрабатываемой поверхности, то при обработке жаропрочных сплавов и закаленных сталей, имеющих низкую теплопроводность, высокая концентрация тепла в поверхностных слоях изделия вызывает значительные температурные напряжения.

В условиях мелкосерийного и индивидуального производства, при обработке крупногабаритных деталей, имеющих тонкостенную пространственную конструкцию, выделяющееся при резании тепло ведет к появлению температурных напряжений и деформаций.

Известно много работ советских и иностранных ученых, посвященных изучению тепловых явлений при резании металлов. Однако большинство работ произведено для определения влияния теплообразования при резании на стойкость инструмента.

Исследованием тепловых явлений в подрезцовой области изделия занимались недостаточно.

Для изучения этого вопроса прежде всего необходимо определить пространственное распределение температур в подрезцовой зоне обрабатываемого материала в зависимости от времени, т. е. определить температурное поле.

Температурное поле в обрабатываемом материале может быть выражено уравнением

$$T = f(x, y, z, \tau), \quad (1)$$

где  $T$  — температура;

$x, y, z$  — координаты;

$\tau$  — время.

Взаимная связь параметров температурного поля выражается дифференциальным уравнением теплопроводности:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( a \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( a \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( a \frac{\partial T}{\partial z} \right), \quad (2)$$

где  $a = \frac{\lambda}{\rho c}$  — коэффициент температуропроводности, характеризующий скорость выравнивания температуры при нестационарном процессе ( $\text{см}^2/\text{сек}$ );  
 $\lambda$  — коэффициент теплопроводности в  $\text{кал}/\text{см}\cdot\text{сек}\cdot\text{град}$ ;  
 $\rho$  — удельный вес в  $\text{г}/\text{см}^3$ ;  
 $c$  — теплоемкость в  $\text{кал}/\text{г}\cdot\text{град}$ .

Коэффициент температуропроводности  $a$  изменяет свое значение в зависимости от температуры. Однако, опыт тепловых расчетов при сварке [1] показывает, что коэффициент  $a$  может быть принят постоянным — равным среднему значению в исследуемом диапазоне температур.

Существует множество решений уравнения теплопроводности [1], [2], [3].

Для правильного выбора решения уравнения теплопроводности необходимо дать расчетную схему, выделяющую основные особенности распространения тепла в подрезцовой области при резании металлов.

## 2. Расчетная схема

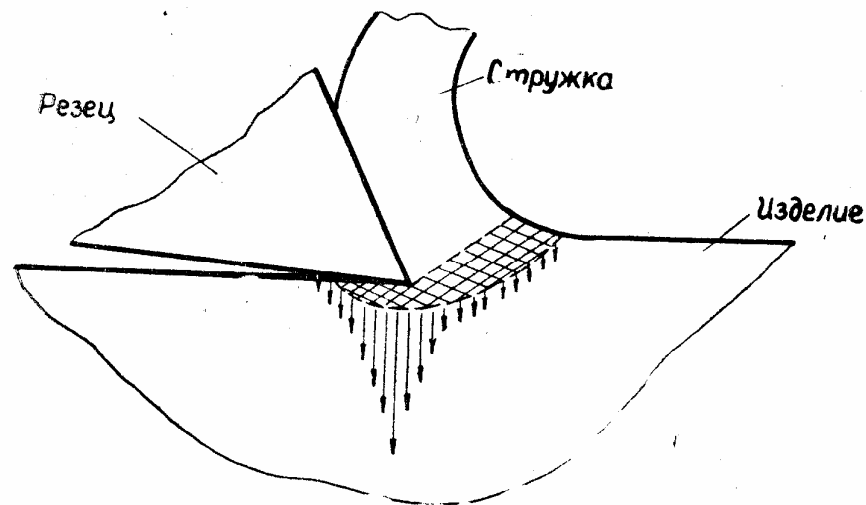
Энергия, затраченная на процесс резания, трансформируется в тепло за счет внешнего и внутреннего трения в зоне резания. Часть энергии затрачивается на пластическую деформацию кристаллической решетки. Количество энергии, поглощенное кристаллической решеткой, зависит от степени диспергирования, и при снятии стружки не абразивным инструментом оно составляет меньше 1% от работы, затраченной на процесс резания. Теплообразование за счет внутреннего трения происходит в области упругих и пластических деформаций предрезцовой и подрезцовой зон, а также в сходящей стружке; наибольшей интенсивности оно достигает в непосредственной близости к режущей кромке инструмента.

Теплообразование за счет внешнего трения происходит в контакте подрезцовой и предрезцовой зон с передней и задними поверхностями резца и, как указывает доктор технических наук профессор Б. И. Костецкий [5], оно является доминирующим для процесса резания.

Рассмотрение ряда работ позволяет дать примерную схему теплового потока, определяющего температурное поле подрезцовой области (фиг. 1). В деталь отводится тепло, образующееся в предрезцовой и подрезцовой зонах за счет внутреннего и внешнего трения. Поскольку теплообразование за счет внешнего трения является доминирующим, то форма и размеры теплового источника для

подрезцовой области будут определяться в первом приближении формой и размерами контакта задней поверхности инструмента с изделием.

Обследование операций на заводе и исследования, проведенные в лаборатории, показали, что средние размеры контактной поверх-



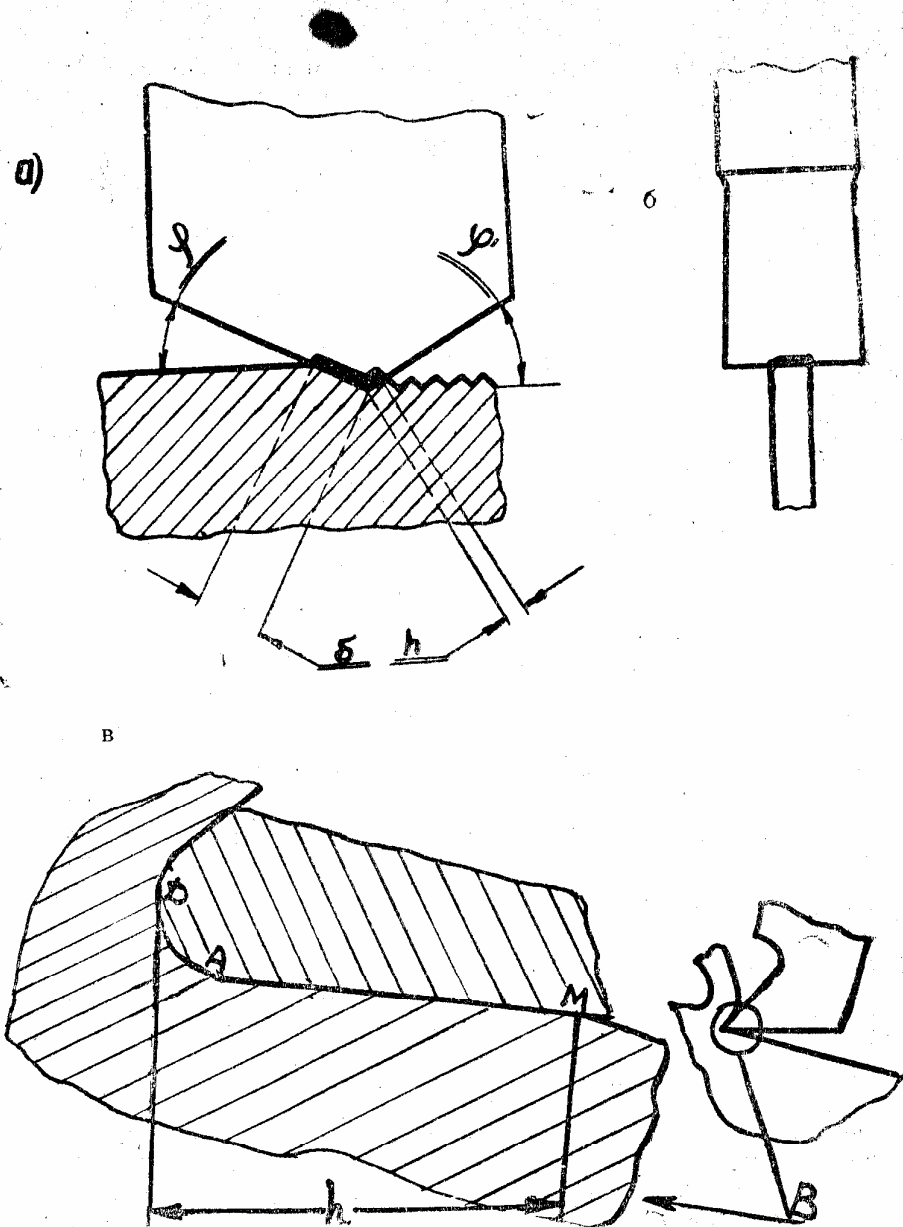
Фиг. 1. Схема теплового источника для области изделия.

ности  $\delta$  вдоль режущей кромки лежат в пределах 3—5 мм (фиг. 2, а, б, в), в то время, как длина контакта по задней поверхности —  $h$  колеблется в пределах 0,2—0,6 мм, причем наиболее интенсивное теплообразование происходит на участке ДА (фиг. 2, в), где наблюдается возрастание относительной скорости и нормального давления [5]. Участок ДА имеет размеры 0,1—0,15 мм. Такое соотношение размеров ( $3 \times 0,1$ ;  $5 \times 0,15$ ) позволяет в первом приближении представить источник тепла в виде линии (фиг. 2).

В подрезцовой области детали, нормально к режущей кромке, выделим элемент в виде пластинки толщиной  $\delta$  и определим температурное поле этого элемента при подвижном линейном источнике тепла.

Для расчета температурного поля пластины, нагреваемой подвижным линейным источником, могут быть использованы два решения уравнения теплопроводности, данные членом-корреспондентом АН СССР Н. Н. Рыкалинным.

1. Для случая нагревания пластин мощным быстро движущимся линейным источником.



Фиг. 2. Длина контакта вдоль режущей кромки:  
*a* — несвободное резание; *b* — свободное резание; *v* — длина контакта по задней грани инструмента = *h*; *DA* — участок наиболее интенсивного теплообразования; *M* — конец контакта реза с обработанной поверхностью; *B* — зона теплообразования, показанная в увеличенном масштабе.

2. Для случая нагревания пластин подвижным линейным источником.

В первом случае, учитывая постоянную высокую скорость перемещения теплового источника, пластину можно представить как ряд тонких стержней, разделенных плоскостями, не пропускающими тепла и расположенных нормально к направлению движения источника мощностью  $q$ . Распределение тепла в стержнях будет являться функцией  $Y$  и  $\tau$ . Это уравнение имеет следующий вид:

$$T_{y\tau} = \frac{q}{\sqrt{4\pi\lambda c\gamma\tau}} \exp\left(-\frac{Y^2}{4a\tau} - b\tau\right), \quad (3)$$

где  $q$  — интенсивность теплового источника;  
*b* — коэффициент, учитывающий теплоотдачу боковых стенок.

Температура любой точки поля может быть найдена из этого уравнения, если учесть, что  $x = v\tau$

Второе решение имеет более общий характер и выражается следующим образом:

$$T(r, x) = \frac{Q}{2\pi\lambda} \exp\left(-\frac{vx}{2a}\right) K_0\left(r \sqrt{\frac{v^2}{4a^2} + \frac{b}{a}}\right), \quad (4)$$

где  $Q$  — мощность теплового источника в *кал/см.сек*;  
 $z^2 = x^2 + y^2$  — квадрат расстояния до точки с координатами  $x, y$  в *см*;  
*v* — скорость движения источника тепла в *см/сек*;  
 $K_0 r \sqrt{\frac{v^2}{4a^2} + \frac{b}{a}}$  — функция Бесселя от мнимого аргумента второго рода нулевого порядка.

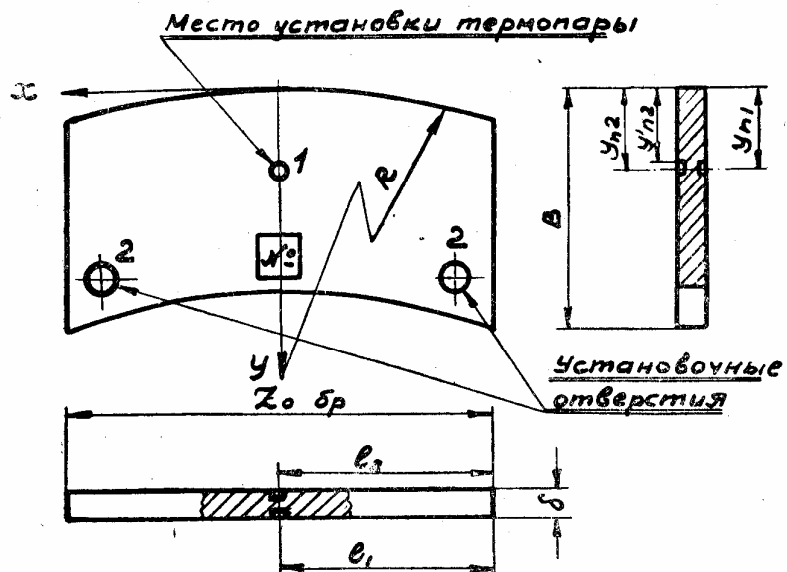
Эти решения теоретически могут быть использованы для исследования температурного поля во всем выделенном элементе за исключением области непосредственно контактирующей с тепловым источником.

Для получения исходных данных и проверки правильности расчетной схемы необходимо было поставить ряд экспериментов.

### 3. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ

Для экспериментального исследования температурного поля в выделенном элементе необходимо зафиксировать изменение температуры по времени в точках, имеющих различные координаты  $(x, y)$ . Совокупность зависимостей  $T(x, y) = f(\tau)$ , совмещенных по времени, будет представлять экспериментальное температурное поле. С этой целью были поставлены специальные опыты, которые проводились при свободном течении плоских образцов, представляющих собой как бы элемент, вырезанный из детали нормально к режущей кромке реза (фиг. 3).

Размеры образца взяты с учетом насыщения подвижного температурного поля и возможности полного затухания теплового потока.



Фиг. 3. Образец для исследования температурного поля:  
1 — место установки термопары; 2 — установочные отверстия для крепления образца.

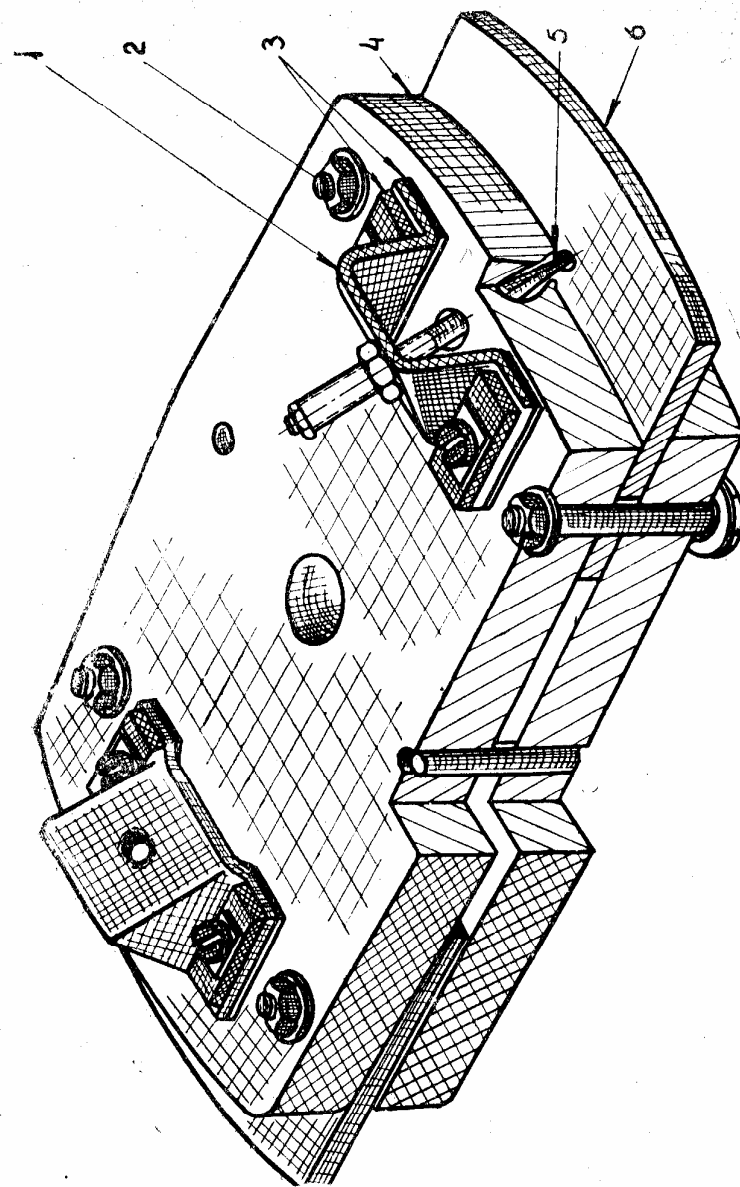
Номинальные размеры образцов представлены в табл. 1.

Таблица 1.

$Z_{обр}$	$B$	$\delta$	$l$	$y_*$	$R$
80	40	3	40	5—15	150

Примечание. Все размеры даны в мм. Материал образцов, сплав АЛ-4 и ЭИ-437.

Действительные размеры образцов измерялись на инструментальном микроскопе с точностью 0,01 мм. Образцы закреплялись в специальной текстолитовой державке (фиг. 4), установленной на суппорте станка. Ось  $y$  направлена в тело образца, ось  $x$  — по касательной к поверхности резания в сторону противоположную движению резца (фиг. 5), ось  $z$  нормально к боковой поверхности образца.

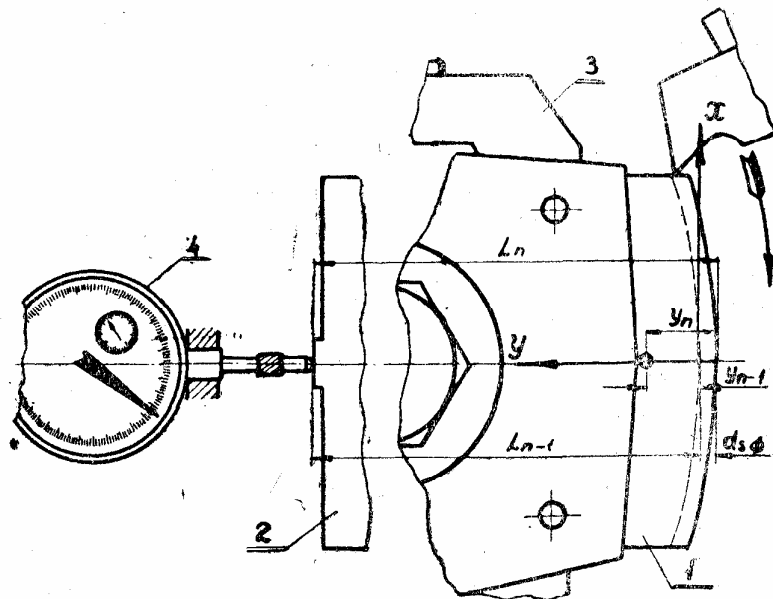


Фиг. 4. Текстолитовая державка для крепления образцов при записи температурного поля:

1 — латунные держатели; 2 — болты для установки образца; 3 — резиновые подкладки; 4 — текстолитовый корпус; 5 — термоэлектровод; 6 — образец.

Резец из стали Р18 с передним углом  $\gamma = 25^\circ$  и задним углом  $\alpha = 15^\circ$  (для сплава АЛ-4) закреплялся на планшайбе.

Измерение температуры отдельных точек производилось с помощью хромель-копелевых термопар, горячим спаем которых яв-



Фиг. 5. Схема установки образца на заданную толщину срезаемого слоя  $a$ . 1 — образец; 2 — измерительная база, жестко связанная с образцом; 3 — прихват для крепления текстолитовой державки; 4 — индикатор для установки образца на заданную толщину срезаемого слоя.

лялся сам образец. Для получения одинаковых температур в точках контакта  $BF$  требуется расположить элементы термопары  $A$  и  $B$  на образце точно друг против друга.

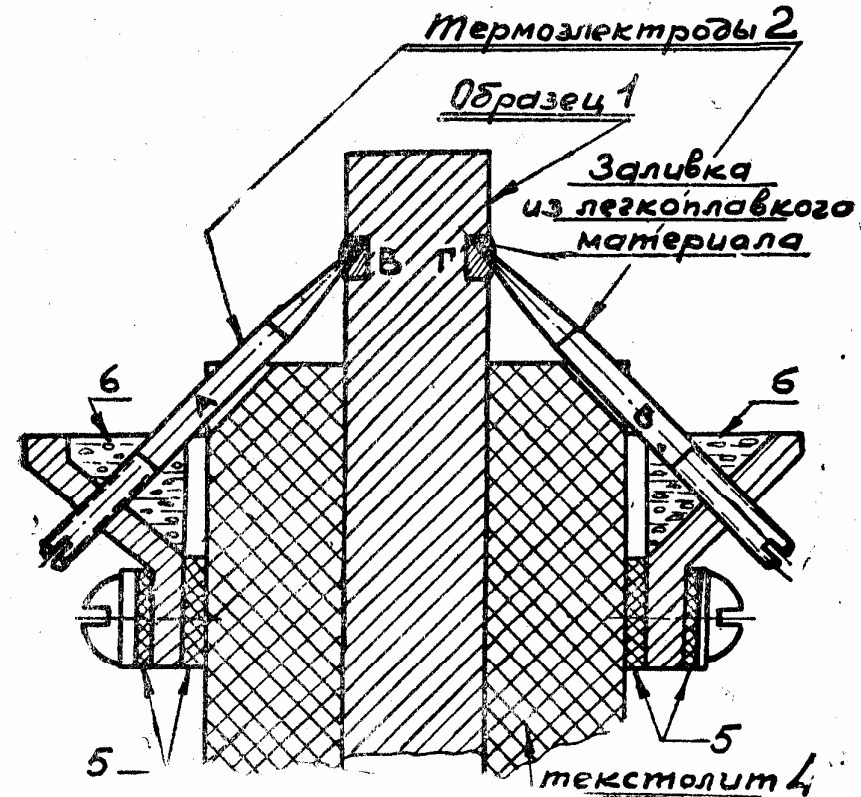
В связи с этим отверстия под термопары на образце предварительно засверливались с помощью специального кондуктора. Проверка точности расположения этих отверстий производилась на инструментальном микроскопе.

Отверстия на образце после установки в них термопар заливались легкоплавким материалом (фиг. 6).

Указанный способ измерения температуры обладает почти полной безинерционностью и дает возможность получать довольно высокую т. э. д. с. Это позволяет во многих случаях работать без усилителя.

Изменение температуры по времени в исследуемой точке фиксировалось на пленку осциллографа МПО-2 с помощью заранее протарированных вибраторов (фиг. 7, вибратор II).

На этой же пленке (вибратор III) отмечались начало и конец реза, а также давалась отметка времени с частотой 50 гц, что позволило определить момент прохождения резца над термопарой



Фиг. 6. Схема механического крепления термопар: 1 — образец; 2 — термоэлектроды; 3 — заливка из легкоплавкого материала; 4 — текстолит; 5 — резиновая прокладка; 6 — резервуар для охлаждения холодного спаев.

( $\tau = 0$ ,  $x = 0$ ), установить масштаб горизонтальной развертки и уточнить скорость резания. Схема осциллограммы представлена на фиг. 8.

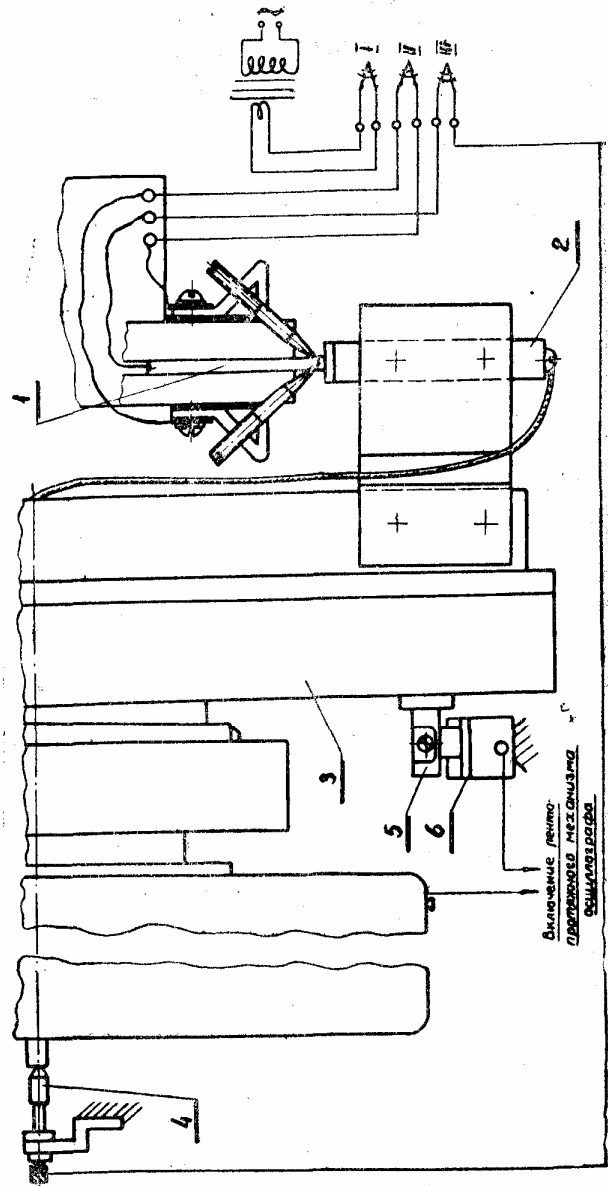
Учитывая разрешающую способность аппаратуры и технические трудности подготовки опытов, область экспериментального исследования была ограничена следующими значениями параметров:

$$U = 0,25 \text{ мм}; \quad \tau = 0,002 \text{ сек.}; \quad T = 2^\circ.$$

Скорость резания  $v$  изменялась от 12,5 до 100 м/мин; толщина срезаемого слоя  $a$  изменялась от 0,08 до 1,2 мм.

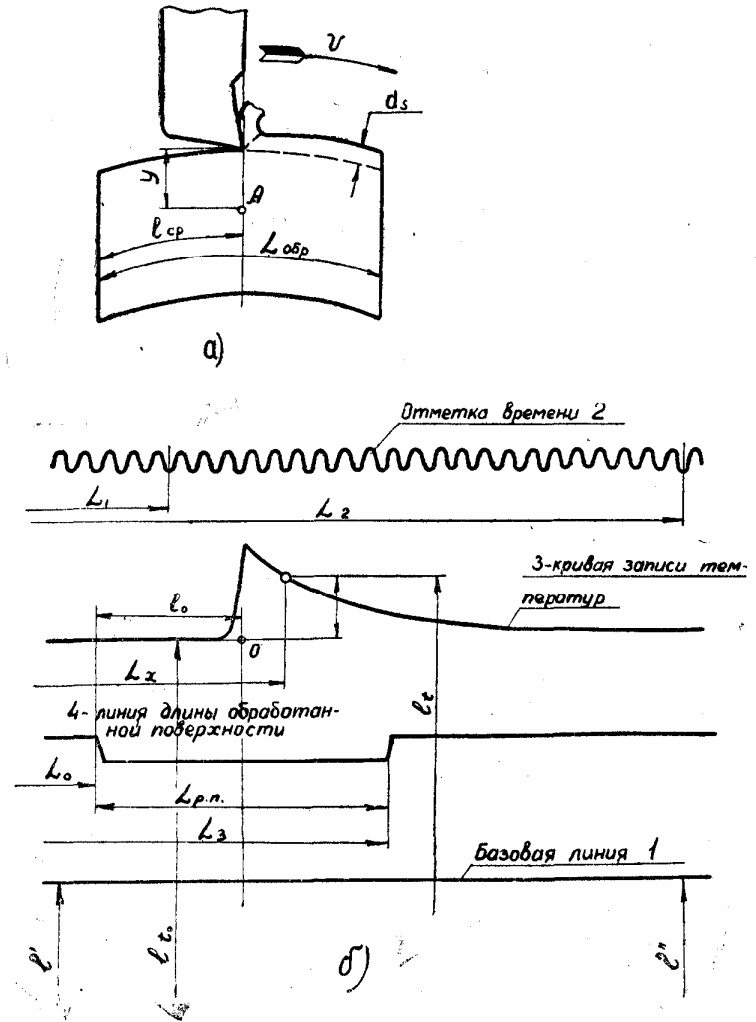
На фиг. 9 показана область экспериментального исследования.





Фиг. 7. Схема включения прибора для записи температурного поля:  
1 — образец; 2 — резец; 3 — планшайба станка; 4 — токосъемник; 5 и 6 —  
контакты для включения лентопротяжного механизма осциллографа.

Пользуясь результатами обработки осциллограмм, можно построить в координатах  $T - \tau$  термические циклы точек, имеющих различные значения  $y$ . Совокупность термических циклов, полученных при одинаковых значениях скорости резания и толщины срезаемого слоя, характеризует изменение температуры по времени в

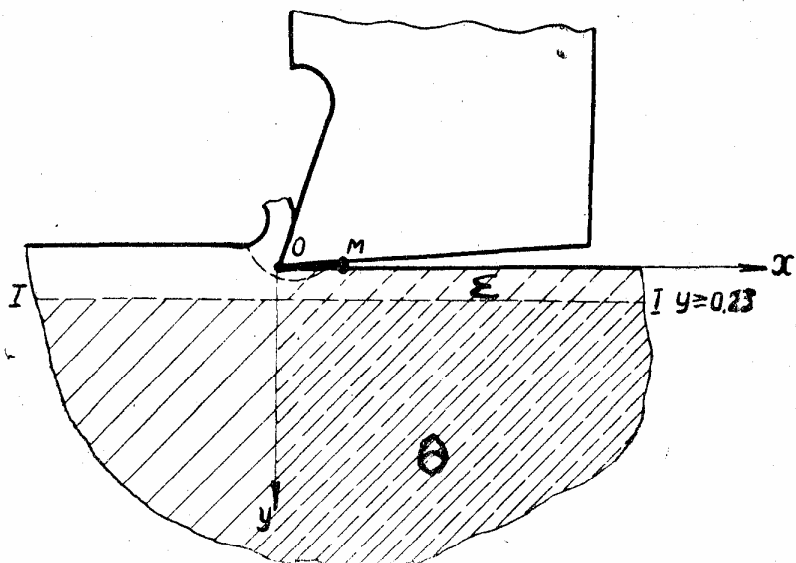


Фиг. 8. Осциллограмма термического цикла в исследуемой точке поля:  
а — схема резания; б — схема записи и обмера осциллограммы; 1 — базовая линия; 2 — отметка времени; 3 — кривая записи температур; 4 — линия длины обработанной поверхности.

исследуемом теле. Принимая за начало координат (по оси  $X$ ) режущую кромку резца, движущуюся с постоянной скоростью  $v$ , значение  $X$  можно найти по формуле

$$X = v \cdot \tau$$

Это позволяет получить температурное поле в координатах  $T-X$  путем изменения масштаба оси абсцисс.



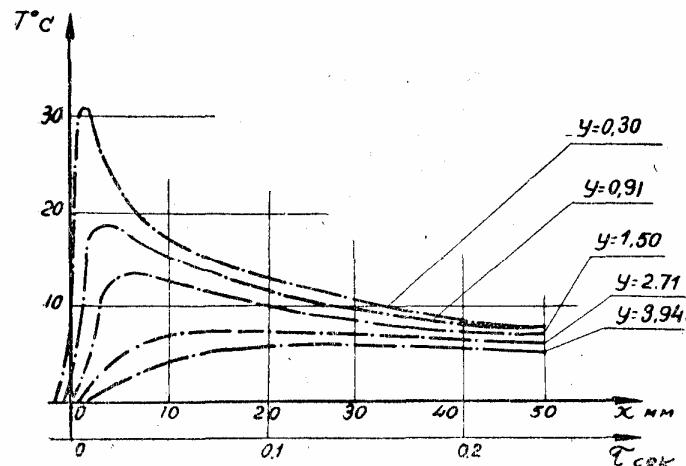
Фиг. 9. Области применения различных методов исследования при сводном резании:

$I-I$  — граница экспериментального исследования в направлении оси  $Y$ ;  
 $OM$  — участок экспериментального исследования методом разрезных резцов;  
 $\Theta$  — экспериментальное исследование; — аналитическое исследование.

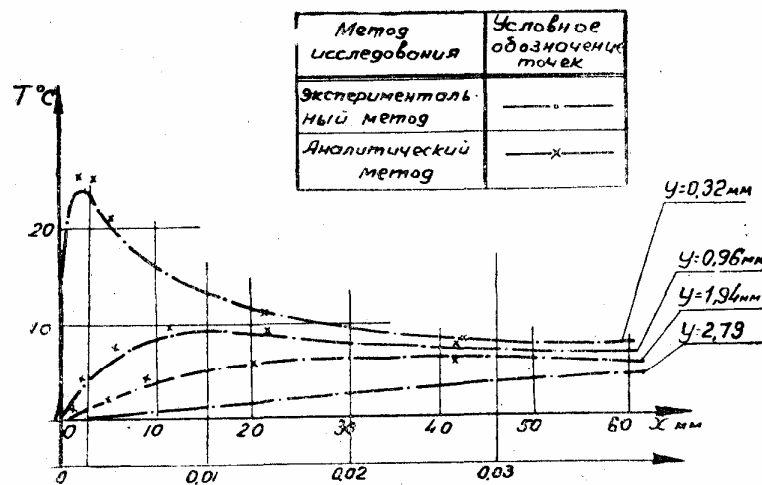
На фиг. 10 и 11 представлены температурные поля, полученные при одинаковых значениях толщины срезаемого слоя  $a$ , но при различных скоростях резания  $v$ . На фиг. 12 и 13 даны температурные поля, полученные при одинаковых значениях  $v$ , но при различных значениях толщины срезаемого слоя  $a$ .

Используя экспериментальные температурные поля, нетрудно получить зависимости  $T = \varphi(y)$ , т. е. изменение температуры по сечению образца, нормальному к обработанной поверхности. На фиг. 14 представлены зависимости  $T = \varphi(y)$  для сечений, взятых на различном расстоянии  $x$  от режущей кромки резца, а следовательно и для различных значений времени  $\tau$  отсчитываемых от момента прохождения режущей кромки резца через рассматриваемое сечение.

Проведенные опыты показали, что температура в точках, лежащих близко к поверхности резания ( $y \leq 0,35$  мм) резко возрастает, а затем резко падает. Длительность почти полного термического цикла этих точек зависит от скорости резания и измеряется десятками и даже сотыми долями секунды.

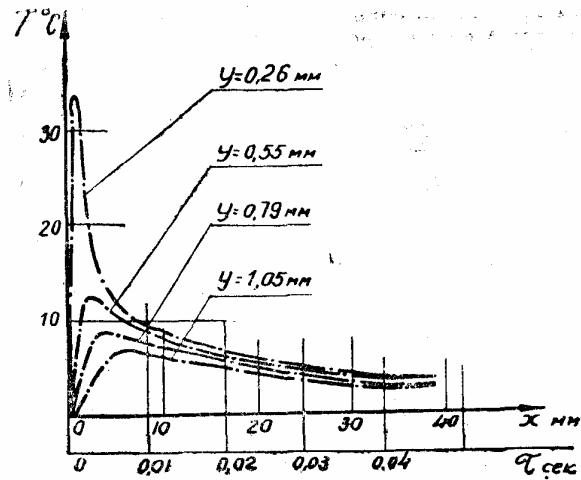


Фиг. 10. Экспериментальное температурное поле для сплава АЛ-4 при  $a = 0,6$  мм,  $v = 12,5$  м/мин.

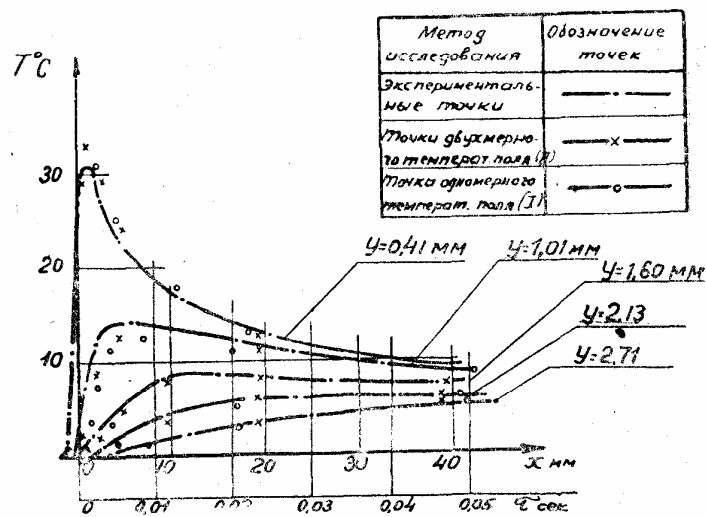


Фиг. 11. Экспериментальное температурное поле для сплава АЛ-4 при  $v = 92$  м/мин,  $a = 0,6$  мм.

Термические циклы точек, лежащих на глубине 2,5—3 мм, имеют плавный характер, растянутый по времени.



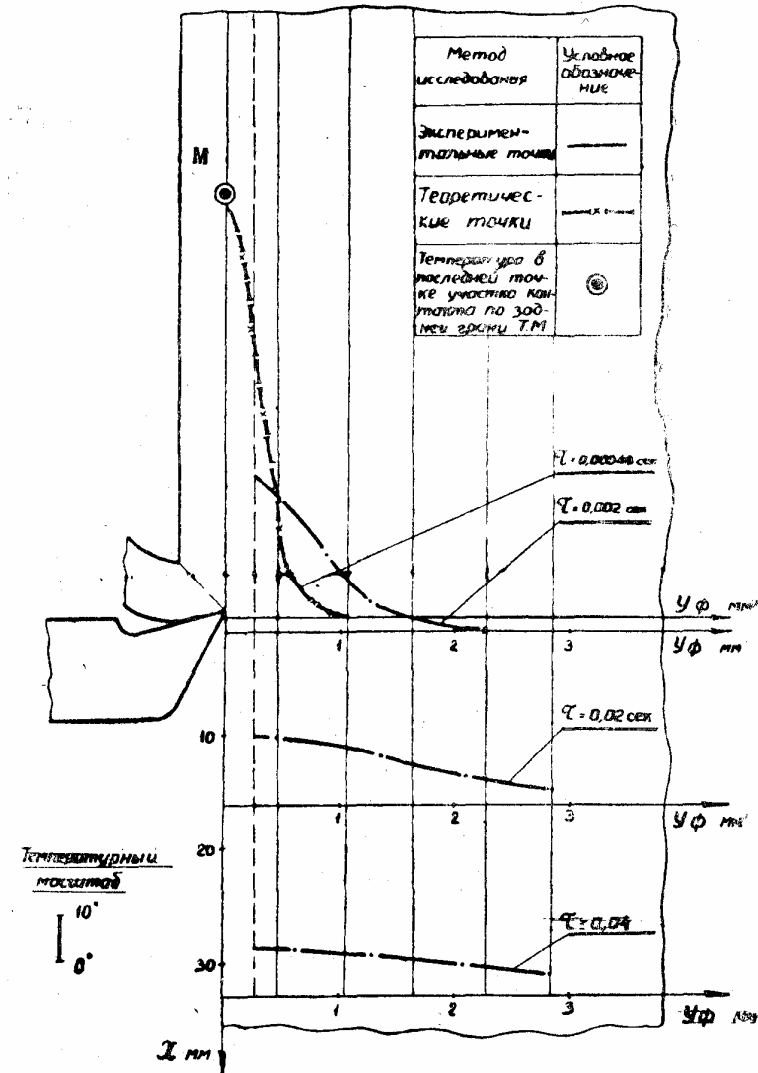
Фиг. 12. Экспериментальное температурное поле для сплава АЛ-4 при  $V = 50$  м/мин,  $a = 0,08$  мм.



Фиг. 13. Экспериментальное температурное поле для сплава АЛ-4 при  $V = 50$  м/мин,  $a = 0,6$  мм.

Максимумы термических циклов в различных сечениях смещены по оси  $x$ , причем с увеличением скорости резания это смещение увеличивается.

Полученные зависимости показывают, что изменение скорости резания и толщины срезаемого слоя почти не влияет на максималь-



Фиг. 14. Изменение температуры по оси  $Y$  в различных сечениях

ные значения температур в поверхностных слоях ( $Y \leq 0,3$  мм); однако длительность циклов возрастает с уменьшением скорости и увеличением толщины срезаемого слоя.

Характер изменения температуры по оси  $X$  почти не зависит от скорости резания. Это говорит о некоторой стабильности температурного поля, движущегося с резцом.

Уменьшение толщины срезаемого слоя заметно сокращает длительность термического цикла, это дает возможности сделать вывод об уменьшении количества тепла, переходящего в обрабатываемый материал.

Рассмотрение температурного поля в координатах  $T-U$  (фиг. 14) характеризует изменение температуры по сечению образца, нормальному к поверхности резания, в различные моменты времени или на различном расстоянии от режущей кромки инструмента. В сечениях, близко расположенных к режущей кромке ( $X < 1$ ), температура резко падает и при  $Y = 2$  мм приближается к температуре окружающей среды. Это указывает на наличие высоких градиентов температуры по оси  $X$ . Время действия этих градиентов невелико, так как уже при  $X = 35-40$  мм температура почти выравнивается. При увеличении скорости резания время действия высоких градиентов уменьшается.

Высокие температурные градиенты, при сравнительно низких температурах, могут вызывать значительные напряжения в поверхностных слоях обрабатываемого материала, что, безусловно, оказывает влияние на качество поверхностного слоя изделия.

Анализ экспериментальных температурных полей показывает, что их напряженность возрастает по мере приближения к обработанной поверхности и режущей кромке инструмента, т. е. к точке, соответствующей началу координат. Однако, область экспериментального исследования ограничена значениями  $Y = 0,25$  мм и  $\tau = 0,002$  сек. Для изучения области, недоступной для экспериментального исследования с помощью имеющейся в нашем распоряжении аппаратуры ( $Y \leq 0,25$  мм;  $\tau \leq 0,002$  сек) необходимо было воспользоваться аналитическим методом, предварительно проверив возможность использования выбранной расчетной схемы путем сравнения экспериментальных и аналитических данных в общей для обоих методов области.

#### 4. АНАЛИТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ ПОДРЕЗЦОВОЙ ЗОНЫ

Для расчета температурного поля в полубесконечной пластине с адиабатической границей приведенные выше уравнения (3) и (4) получают следующий вид:

$$T(y, \tau) = \frac{q}{\sqrt{\pi \lambda C \tau}} \exp\left(-\frac{y^2}{4a\tau} - b\tau\right); \quad (5)$$

$$T(r, x) = \frac{Q}{\pi \lambda} \exp\left(\frac{vx}{2a}\right) K_0\left(r \sqrt{\frac{v^2}{4a^2} + \frac{b}{a}}\right). \quad (6)$$

В случае теплоотдачи за счет свободной конвекции величина  $b$  незначительна и, как показали расчеты, практически не влияет на процесс распространения тепла в образце. Это обстоятельство позволяет представить расчетные уравнения следующим образом:

$$T(y, \tau) = \frac{q}{\sqrt{\pi \lambda C \tau}} \exp\left(-\frac{y^2}{4a\tau}\right); \quad (7)$$

$$T(r, x) = \frac{Q}{\pi \lambda} \exp\left(\frac{vx}{2a}\right) K_0\left(r \sqrt{\frac{v^2}{4a^2}}\right). \quad (8)$$

Подставляя в уравнения экспериментально найденную температуру точки с координатами  $X, Y$  при определенном значении  $\tau$ ,  $T(x, y, r)$  можно найти мощность теплового источника ( $q$  или  $Q$ ) для заданных режимов обработки. Зная мощность теплового источника, нетрудно рассчитать температуру любой точки исследуемой области при любом значении  $\tau$ , т. е. рассчитать температурное поле. Накладывая расчетные точки на экспериментальные графики, можно проверить возможность использования аналитических решений для исследования температурного поля в подрезцовой области.

Для сокращения расчетов первое уравнение можно представить в виде:

$$T'' = \frac{T}{q} = \frac{1}{\sqrt{\pi \lambda C \tau}} \cdot \frac{1}{\sqrt{\tau}} \exp\left(-\frac{y^2}{4a\tau}\right), \quad (9)$$

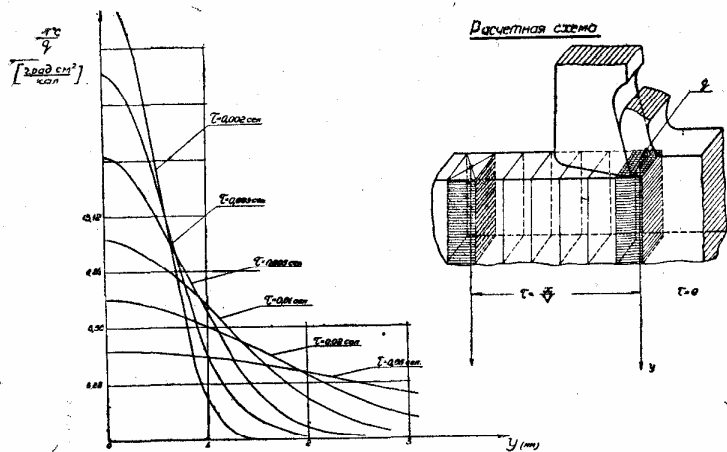
что позволяет построить номограмму, представляющую зависимость  $T$  от  $Y$  при различных  $\tau$  (фиг. 15).

Номограмма дает возможность определить  $T(y, \tau)$  при известном  $q$  и, наоборот, найти  $q$  по температуре одной из точек поля.

Наложение расчетных точек, полученных с помощью первого решения, на экспериментальное температурное поле дало удовлетворительные результаты. Это позволяет использовать первое решение для расчетов температурных напряжений в обрабатываемом материале.

Взяв частную производную температуру по  $Y$ , можно найти температурные градиенты, величина которых будет определять температурные напряжения в обрабатываемом материале.

На фиг. 16 представлена зависимость относительного температурного градиента  $\left(\frac{\partial T}{\partial y} \cdot \frac{1}{q}\right)$  от времени в сечениях, находящихся на различном расстоянии от поверхности резания. Так, например, при  $q = 1$  кал/см<sup>2</sup> (что соответствует режиму резания сплава АЛ-4 со скоростью  $v = 100$  м/мин и толщиной срезаемого слоя  $a = 0,3$  мм) в сечении, отстоящем от обработанной поверхности на 0,76 мм, температурный градиент  $> 60$  град/см действует в тече-



Номограмма для расчета температурного поля (АЛ-4)

Фиг. 15. Номограмма для расчета температурного поля при резании сплава АЛ-4 (1-е решение).

ние 0,01 сек., достигая значения 300 град/см. В сечение  $y=0,15$  мм температурный градиент через 0,00007 сек. после прохождения реза достигает 6620 град/см, однако, время действия столь высоких градиентов в сплаве АЛ-4 не превышает 0,0001 сек.

Уравнение (8) для расчетов может быть представлено в критеральной форме:

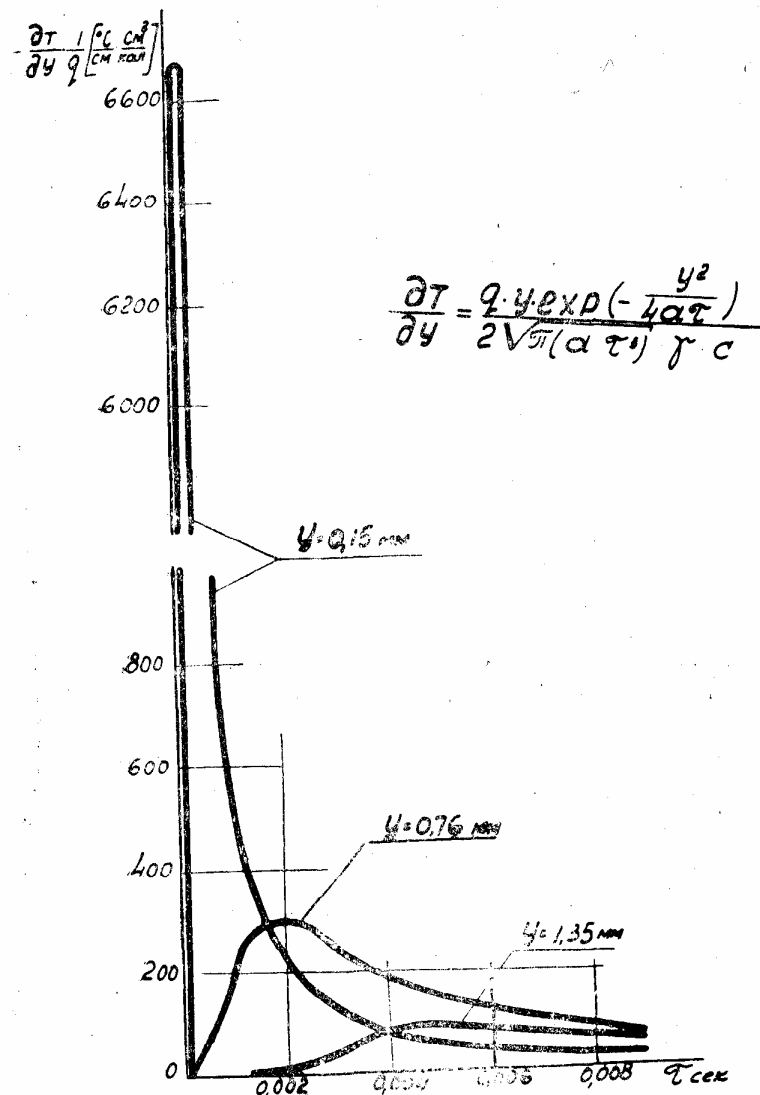
$$T' = e^{Ux} K_0 (\sqrt{Ux^2 + Uy^2}), \quad (10)$$

$$\text{где } T' = \frac{T\pi\lambda}{Q}; \quad Ux = \frac{v}{2a} x; \quad Uy = \frac{v}{2a} y$$

безразмерные критерии.

По уравнению (10) была построена номограмма, представляющая зависимость  $T'$  от  $Uy$ , при различных  $Ux$  (фиг. 17). Номограмма позволяет вести расчет температурного поля для любых значений скорости резания  $v$  и толщины срезаемого слоя  $a$ . Так как теплофизические параметры входят в критерии, то с помощью номограммы можно построить температурное поле для различных металлов.

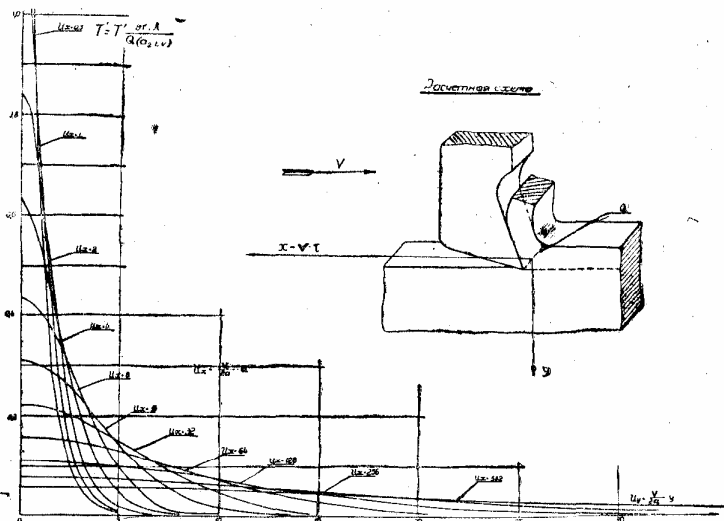
Проверка правильности решения осуществлялась путем наложения аналитических точек, полученных с помощью номограммы на экспериментальные температурные поля в сплавах АЛ-4 и ЭИ437. В обоих случаях среднее расхождение не превышало 5%.



Фиг. 16. Относительные температурные градиенты по оси  $y$  для сплава АЛ-4.

Второе решение, являясь более общим, дает лучшую сходимость с экспериментом.

Удовлетворительное совпадение расчетных и экспериментальных точек в области  $U \geq 0,25 \text{ мм}$  и  $\tau \geq 0,002 \text{ сек.}$  позволяет вос-



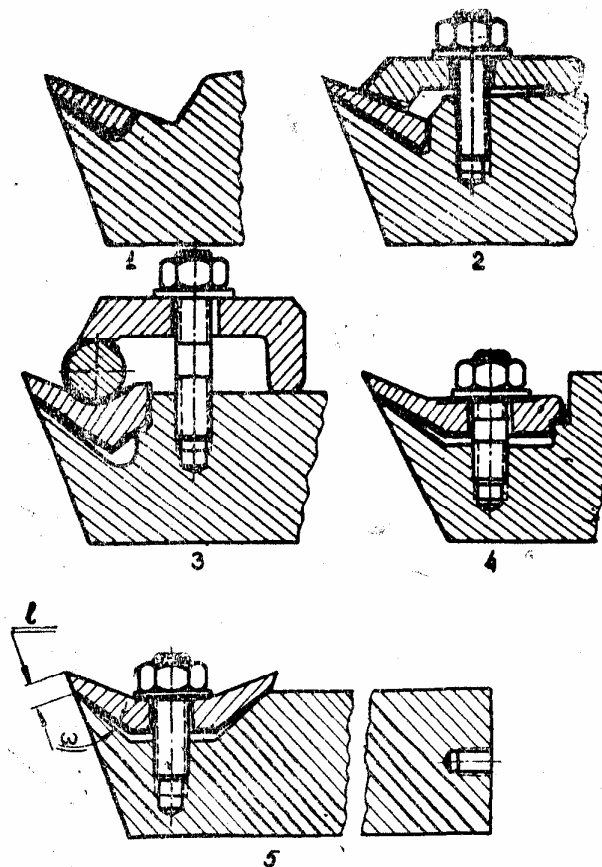
Номаграмма для расчета температурного поля

Фиг. 17. Номаграмма для расчета температурного поля при обработке различных материалов (II решение).

пользоваться аналитическим решением для исследования области  $U \leq 0,25 \text{ мм}$  и  $\tau \leq 0,002 \text{ сек.}$  Следует отметить, что метод мгновенных сосредоточенных источников, положенный в основу решения уравнения теплопроводности, может дать большую погрешность в области, непосредственно примыкающей к тепловому источнику. Если ограничить область аналитического исследования точкой, соответствующей окончанию контакта обработанной поверхности с резцом (точка  $M$ , фиг. 2), то в зависимости от скорости резания, предел использования аналитического решения по  $X$  будет лежать в интервале  $0,2—0,6 \text{ мм.}$  Для проверки возможности использования аналитического метода в области, примыкающей к тепловому источнику, необходимо найти экспериментально и аналитически температуру общей точки  $M$  (фиг. 2). Разность аналитически и экспериментально найденных температур в точке  $M$  будет характеризовать правильность выбранных методов исследования. Для определения температур контактной поверхности необходимо поставить специальные опыты.

## 5. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ КОНТАКТНОЙ ПОВЕРХНОСТИ ЗАДНЕЙ ГРАНИ ИНСТРУМЕНТА

Как указывалось выше, внешнее трение является доминирующим мисточником теплообразования для области изделия. Поскольку нормальные давления и относительная скорость перемещения точек обрабатываемого материала и инструмента вдоль линии контакта переменны (фиг. 2), температура в различных точках кон-



Фиг. 18. Конструктивные схемы разрезных резцов Д. Т. Васильева и Е. А. Панкиной:

1 — резец с приклеенной пластинкой; 2 — резец с механическим креплением пластинки; 3 — резец с механическим креплением посредством ролика; 4 — резец с непосредственным креплением односторонней пластинки; 5 — резец с непосредственным креплением двусторонней пластинки (жирными линиями показана изоляция пластинки).

тактной поверхности различна. При свободном резании она изменяет свое значение вдоль линии контакта, оставаясь постоянной в сечениях, параллельных режущей кромке инструмента.

Измерение температуры на различном расстоянии от режущей кромки инструмента производилось с помощью разрезных резцов, предложенных канд. техн. наук Д. Т. Васильевым и канд. техн. наук доц. Е. А. Панкиной.

Задняя грань резца состоит из двух электрически изолированных частей. Нижняя часть резца находится на расстоянии  $l$  от режущей кромки инструмента и образует «естественную» термопару при условии, что  $l < h$ , где  $h$  — длина контакта задней грани инструмента с изделием.

Уменьшение  $l$  увеличивает длину контакта нижней части инструмента с поверхностью резания. Термопара «нижняя часть резца-изделие» позволяет определить среднеинтегральную температуру поверхности трения, находящейся в контакте с нижней частью задней грани. Сошлифовывая переднюю грань резца на определенную величину, т. е. уменьшая  $l$ , можно получить зависимость

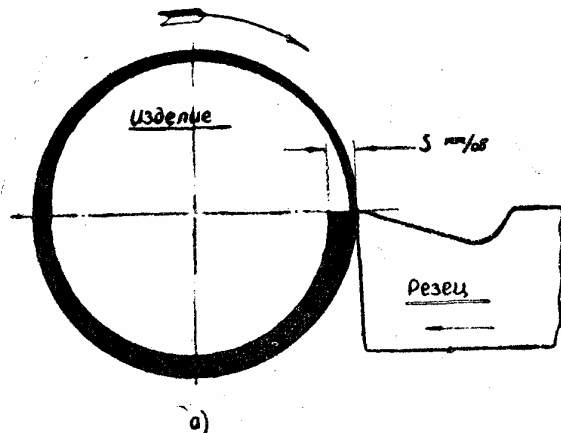
$$T_{0, \text{ср}} = \psi(l),$$

где  $T_{0, \text{ср}}$  — среднеинтегральное значение температуры на определенном участке контактной поверхности, находящейся на расстоянии  $l$  от режущей кромки резца.

Для проведения опытов могут быть использованы различные конструкции разрезных резцов (фиг. 18). На основании проведенных опытов можно рекомендовать схему V и IV с углом  $\omega = 3-5$ .

В качестве изоляции применялась слюда толщиной от 0,01—0,02 мм.

Величина  $l$  в процессе опытов изменялась от 0,8 до 0,1 мм.



Фиг. 10а. Схема опыта по предлагаемому методу.

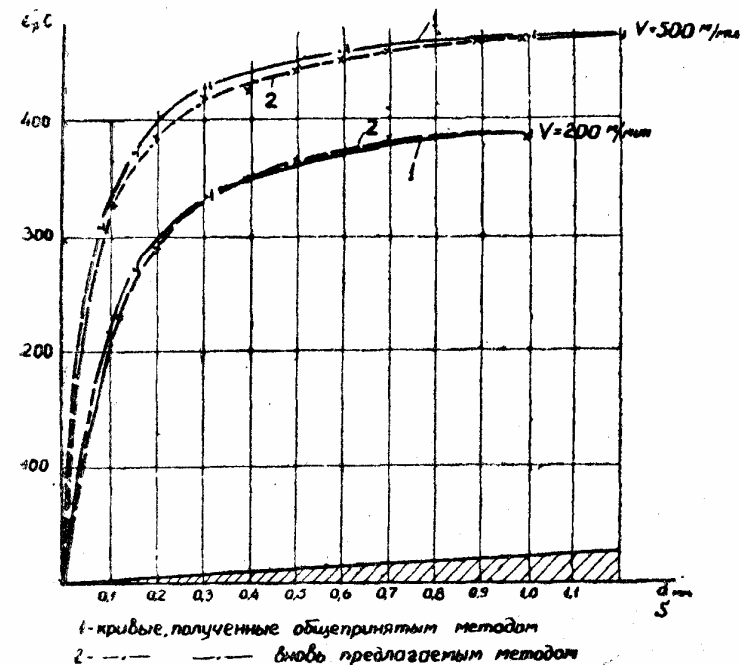
Толщина срезаемого слоя  $a$  в этих опытах изменялась от 0 до 0,6 мм.

С целью сокращения количества опытов для получения зависимости  $T_{0, \text{ср}} = \psi(as)$  был применен новый метод определения этой зависимости, основанный на использовании современной аппаратуры. Сущность метода заключается в том, что температура с помощью практически безинерционной «естественной» термопары «резец-изделие» записывается осциллографом на протяжении первого оборота изделия, когда толщина срезаемого слоя изменяется от 0 до величины, равной подаче на один оборот изделия (фиг. 19).

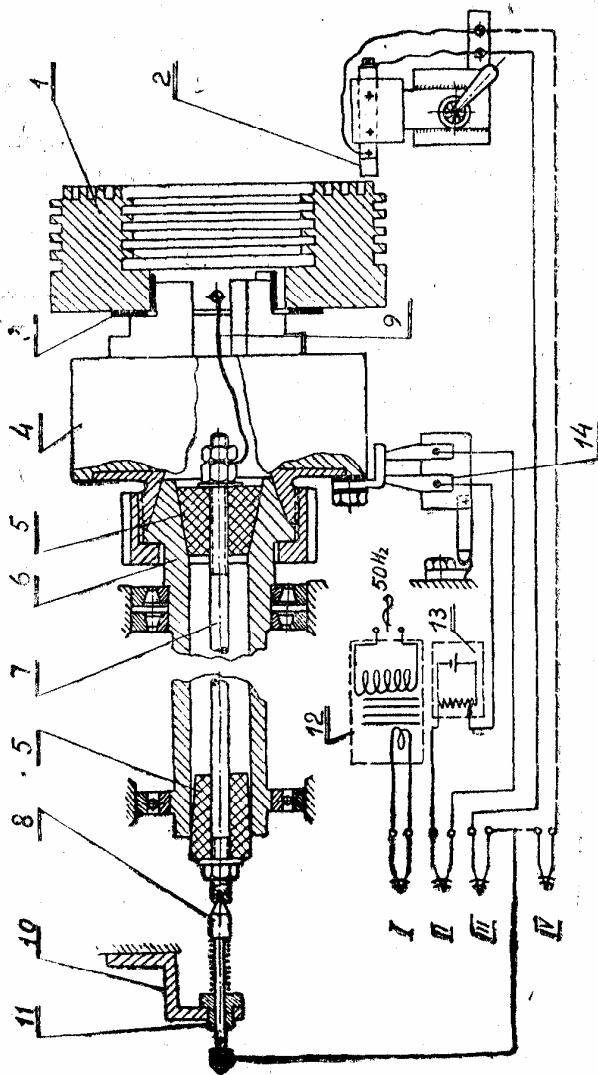
Тщательная проверка этого метода показала, что среднее расхождение значений температуры, полученной новым методом и обычно применяющимся, не превышает 5%.

Схема постановки опыта показана на фиг. 20.

На отливке 1, изолированной от станка с помощью текстолитовых прокладок 3, предварительно притачивались пояски для осуществления свободного резания.



Фиг. 19. Зависимость температуры резания от толщины срезаемого слоя: 1 — кривые, полученные общепринятым методом; 2 — кривые, полученные вновь предлагаемым методом.



Фиг. 20. Схема включения осциллографа для записи температуры контакта задней грани инструмента с изделием.

1 — изделие; 2 — резец; 3 — трех-кулачковый патрон; 4 — изоляция; 5 — стержень; 6 — токосъемник; 7 — изоляционные пробки; 8 — шпindel; 9 — токосъемник; 10 — гибкий проводник; 11 — скоба; 12 — трансформатор для отметки времени на пленке осциллографа; 13 — отметчик чисел оборотов на пленке осциллографа; 14 — контакты отметчика оборотов.

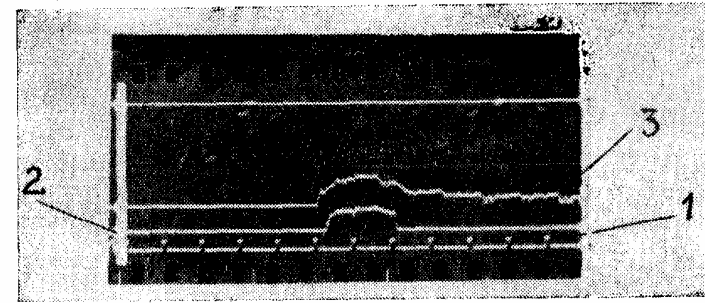
Резец из стали Р 18 закреплялся в специальной державке. Снятие термотока с вращающейся детали производилось с помощью специального токосъемника 11.

Во избежание паразитных термотоков токосъемник 11 и стержень 7 изготовлены из одного прутка.

Токосъемник 11 и верхняя часть резца соединялась с вибратором III, отмечавшим начало реза, нижняя часть резца соединялась с вибратором IV, записывающим  $T_{o,cp}$ .

Вибратор I, использовался как отметчик времени; вибратор II — для регистрации оборотов изделия.

На фиг. 21 представлена схема записи осциллограммы на пленке. Обработка осциллограммы производилась на универсальном микроскопе.



Фиг. 21. Осциллограмма температуры контакта задней грани инструмента с изделием:

1 — отметка оборотов; 2 — температура контакта задней грани инструмента с изделием; 3 — линия начала реза.

В результате обработки осциллограмм получены зависимости  $T_{o,cp}$  от  $a$ , при различных скоростях резания, а также изменение  $T_{o,cp}$  в зависимости от  $v$  при различных  $l$  (фиг. 22—23).

Опыты показали, что по мере уменьшения  $l$ ,  $T_{o,cp}$  возрастает, приближаясь к значению «температуры резания».

Используя доказательства Б. Д. Кострова об осреднении температуры резания при замере ее «естественной термпарой» и заменяя сумму через интеграл, находим:

$$T_{o,cp} = \int_0^l \frac{T_0 dl}{l_1},$$

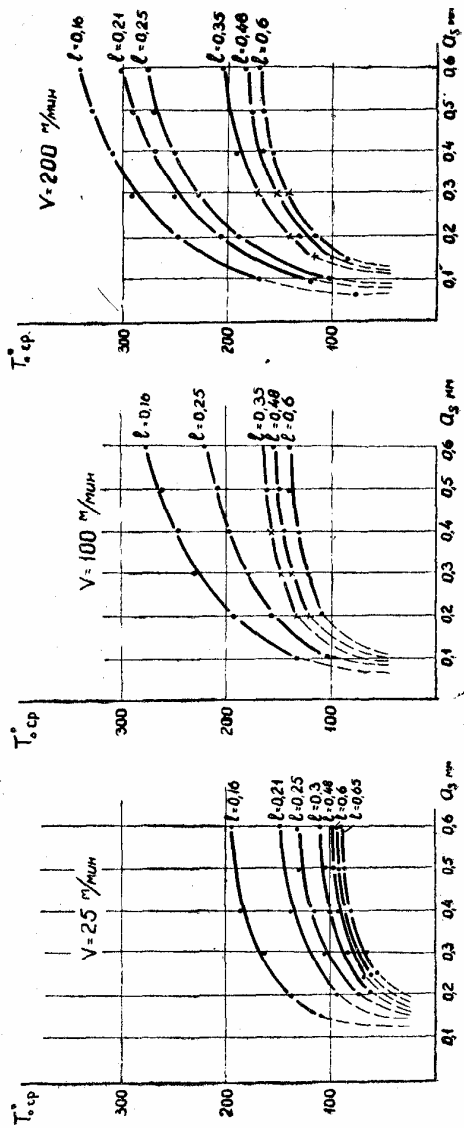
где  $T_0$  — температура отдельных точек контакта термпары.

$l$  — длина контакта нижней части резца.

Дифференцируя это выражение по  $l$ , можно найти  $T_0$

$$T_0 = T_{o,cp} + T_0^1 \cdot l_1,$$

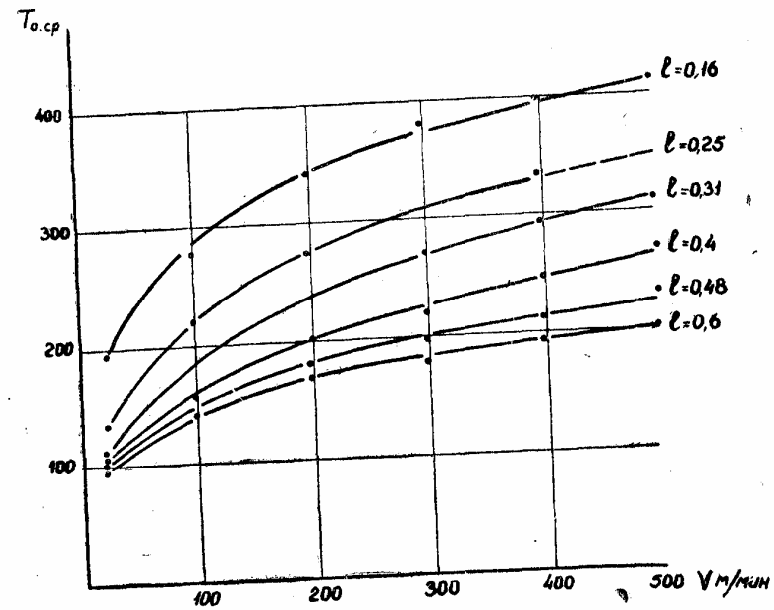




Фиг. 22. Изменение температуры контакта задней грани инструмента с изделием в зависимости от толщины срезаемого слоя.

где  $T_{0,sp}$  — температура, измеренная «естественной термопарой» на участке протяженностью  $l$ , от конца контакта.

На фиг. 24 показан графический метод нахождения  $T_{0,sp}$  (точка К). Проведенные опыты по определению температуры контактной поверхности показали, что температура в конце линии контакта колеблется в зависимости от скорости резания в пределах 75—200°, повышаясь по мере приближения к режущей кромке инструмента. На расстоянии 0,15—0,2 мм от режущей кромки она достигает температуры плавления.

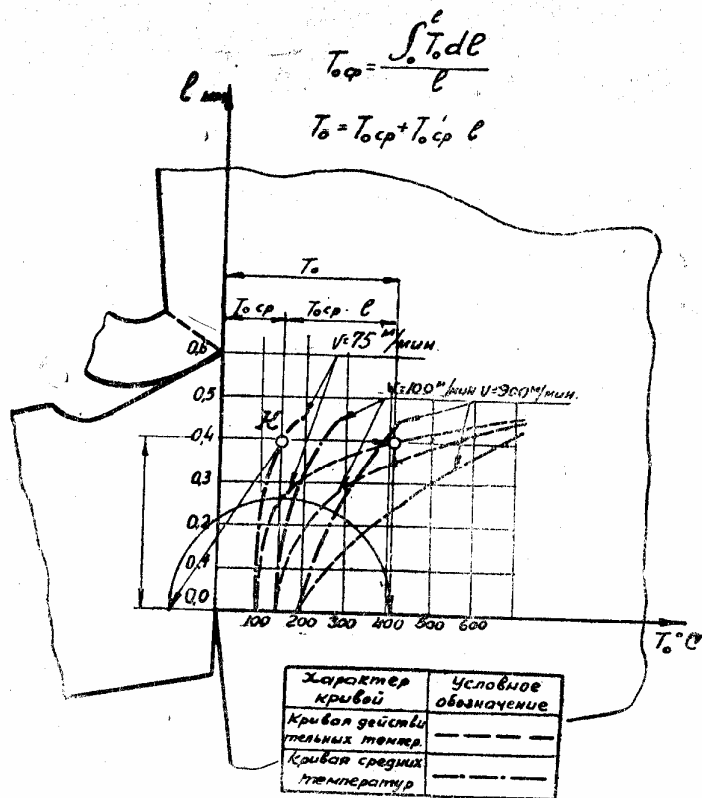


Фиг. 23. Изменение температуры контакта задней грани инструмента с изделием в зависимости от скорости резания.

Сопоставление экспериментально полученных и расчетных данных для точек, лежащих в конце линии контакта (точка М), показывает близкое схождение.

Так, например, при скорости 25 м/мин, расчетное значение  $T_m = 69^\circ$ , экспериментальное —  $75^\circ$ , для скорости 50 м/мин соответственно —  $89,4^\circ$  и  $92^\circ$ .

Довольно близкое совпадение расчетных и опытных данных позволяет сделать вывод о правильности примененной методики исследования.



Фиг. 24. Изменение температуры контакта задней грани резца с поверхностью резания в зависимости от длины контакта.

## 6. В В Ы О Д Ы

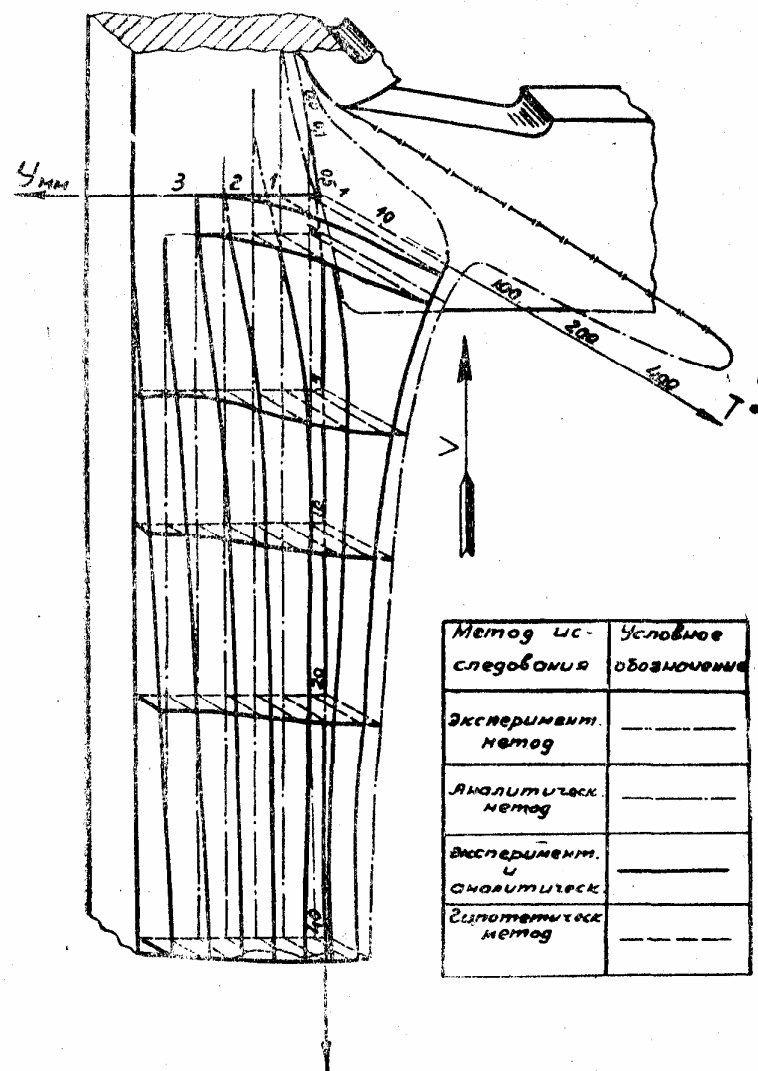
Проведенная работа позволяет сделать следующие выводы.

1. Результаты работы подтверждают правильность разработанной методики исследования температурного поля.
2. Сочетание экспериментальных и аналитических методов исследования позволяет изучить температурное поле в обрабатываемом материале, начиная с момента образования поверхности ( $X \approx 0$ ;  $\tau = 0$ ;  $Y = 0$ ) до пределов, где температура практически выравнивается (фиг. 25).

Возможность использования аналитических решений, доказанная работой, расширяет область исследований, при значительном их упрощении.

3. Температурное поле в области малых значений  $X$  и  $Y$  весь-

ма напряженно; незначительные изменения параметров резко меняют температуру.



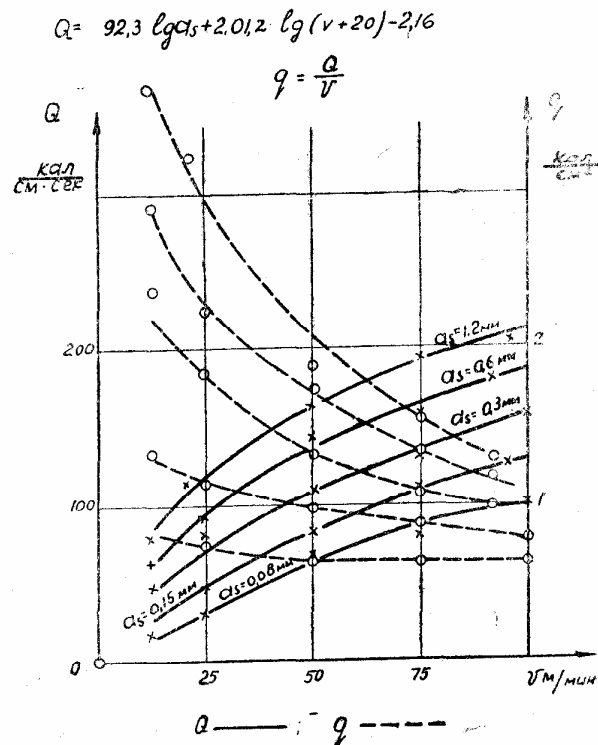
Фиг. 25. Подвижное температурное поле в обрабатываемом материале. (сечение дано нормально режущей кромке резца; для оси  $T$  принят логарифмический масштаб).

4. Скорость резания и толщина срезаемого слоя оказывают незначительное влияние на величину температуры в поверхностных слоях изделия.

Скорость резания, в основном, определяет длительность термического цикла. Увеличение скорости резания сокращает длительность термического цикла, а увеличение толщины срезаемого слоя увеличивает ее. Увеличение длительности термического цикла, при одинаковых значениях температуры, указывает на увеличение количества тепла, переходящего в изделие.

5. Общее количество тепла  $Q'$ , переходящего в деталь, зависит от скорости резания и толщины срезаемого слоя.

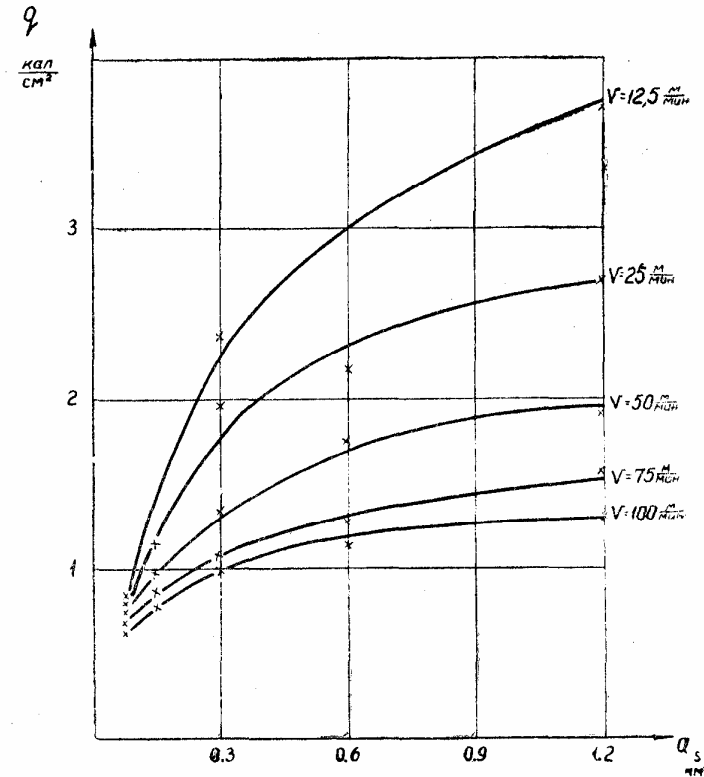
Увеличение скорости резания увеличивает количество тепла, поглощаемого деталью, однако количество тепла, отнесенное к единице пройденного резцом пути  $q'$ , с увеличением скорости уменьшается, что особенно заметно при больших значениях  $a$  (фиг. 26).



Фиг. 26. Удельное количество тепла, поглощаемое деталью в зависимости от скорости резания:  $Q$  в единицу времени,  $q$  на единицу пути реза (для сплава АЛ-4).

При увеличении толщины срезаемого слоя это обстоятельство позволяет рекомендовать увеличение скорости резания.

Увеличение толщины срезаемого слоя увеличивает количество тепла, переходящего в изделие, примерно, пропорционально относительному приращению толщины срезаемого слоя (фиг. 27). Увеличение толщины срезаемого слоя от 0 до 0,3 мм при скорости  $v > 75$  м/мин дает резкое возрастание  $q$ , при дальнейшем увеличении  $a$  интенсивность роста  $q$  падает.

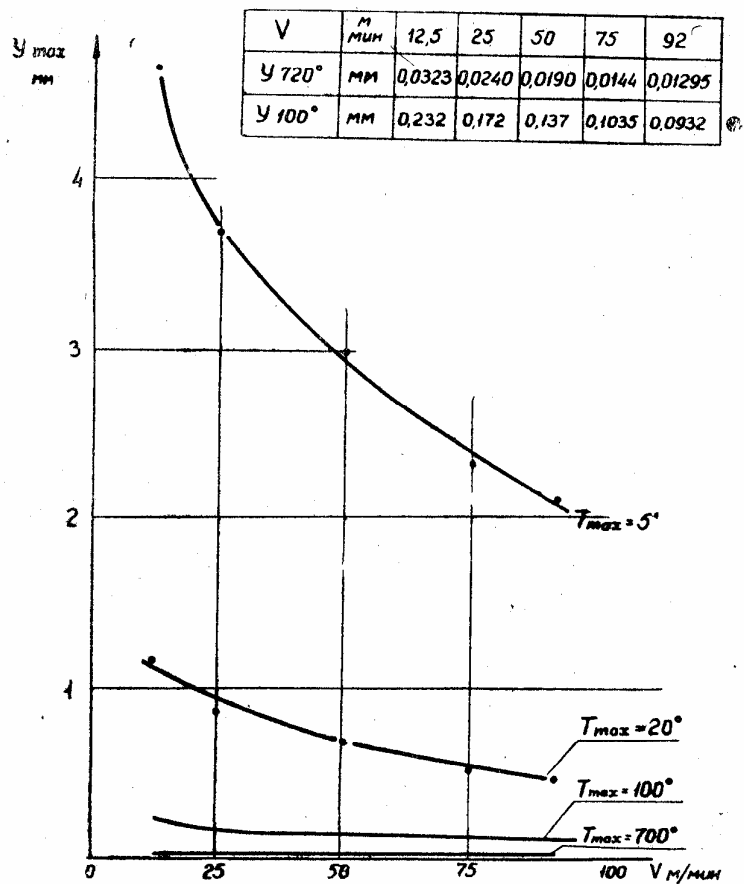


Фиг. 27. Количество тепла, переходящего в обрабатываемый материал через подрезовую зону, в зависимости от  $a_s$ .

6. Температура точек, лежащих на поверхности резания вблизи режущей кромки ( $X < 0,15$  мм) достигает температур плавления. Однако, длительность воздействия этих температур на обрабатываемую поверхность измеряется долями миллисекунд, а глубина распространения зависит от скорости резания и для сплава АЛ-4 не превышает 0,02—0,03 мм.

Наибольшая глубина распространения температур до  $100^\circ$  для сплава АЛ-4 лежит в пределах  $0,2$  мм.

Зона низких температур ( $5^\circ$ ) при малых скоростях резания достигает в сплаве АЛ-4 —  $4,5$  мм. С увеличением скорости она быстро сужается и при скорости резания  $100$  м/мин она равняется  $2$  мм (фиг. 28).



Фиг. 28. Глубина проникновения избыточных температур в изделие в зависимости от скорости резания (для сплава АЛ-4).

7. В поверхностных слоях ( $Y < 0,5$  мм) при малых значениях  $X$  наблюдаются высокие температурные градиенты, они особенно велики при обработке жаропрочных сплавов и закаленных сталей.

При обработке материалов, имеющих высокие коэффициенты температуропроводности и линейного расширения наряду с высокими напряжениями в поверхностных слоях изделия, приобретает важное значение вопрос температурных деформаций детали во время обработки.

Исследование температурного поля в подрезцовой области дает возможность определить степень влияния тепловых явлений при резании металлов на точность обработки и физико-механические свойства поверхностного слоя детали. Первое важно при обработке высокоточных деталей из сплавов с высокими коэффициентами теплопроводности и линейного расширения, второе при обработке деталей из жаропрочных сплавов и закаленных сталей.

Методы, использованные в данной работе для исследования подрезцовой зоны, могут быть с успехом применены для исследования температурного поля процесса резания в целом.

#### БИБЛИОГРАФИЯ

1. Н. Н. Рыкалин. Расчеты тепловых процессов при сварке, Машгиз, 1951.
2. А. В. Лыков. Теория теплопроводности, Гос. изд. технико-теорет. литерат., Москва, 1952.
3. Г. С. Карслоу. Теория теплопроводности, Гос. изд. технико-теорет. литерат., Москва, 1947.
4. Б. И. Костецкий. Стойкость режущих инструментов, Машгиз, 1949.
5. И. Я. Айзеншток. Труды НИТОМАШ, Киев, 1949.

### ИЗМЕРЕНИЕ ТЕМПЕРАТУР В КОНТАКТЕ «РЕЗЕЦ-ИЗДЕЛИЕ» «РЕЗЕЦ-СТРУЖКА»

Изучение законов распределения температур на отдельных участках контакта инструмент-стружка, инструмент-изделие необходимо для выяснения характера и интенсивности износа на передней и задней поверхности инструмента, в зависимости от материала и конструкции инструмента и обрабатываемого материала.

При обработке жаропрочных сплавов и сталей вопрос об износостойкости инструмента приобретает особенно важное значение. Известно, что жаропрочные материалы могут быть обработаны только инструментом из быстрорежущих сталей, с производственной скоростью 6—8 м/мин. Дальнейшее повышение скорости резания вызывает почти мгновенную потерю стойкости и разрушение инструмента.

Инструменты из твердых сплавов и минералокерамики при обработке жаропрочных материалов имеют малую стойкость и при работе выкрашиваются.

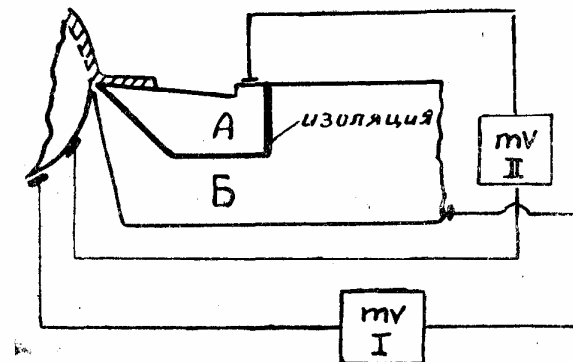
Для изучения распределения температур на отдельных участках контакта передняя поверхность резца-стружка и задняя поверхность-изделие был применен «резец для динамических и температурных исследований процессов резания металлов»<sup>1</sup>.

Головка разрезного резца состоит из двух, изготовленных отдельно, из инструментальных материалов, частей А и Б.

Часть А является передней поверхностью резца, часть Б представляет собой заднюю поверхность резца. Части разрезного резца пригнаны друг к другу и изолированы электрически одна от другой. Каждая изолированная часть резца (А и Б) составляет со стружкой или изделием отдельную электрическую цепь термопары (фиг. 1) — резец. № 1.

Изоляцией между частями резца могут быть тонкие слюдяные пластинки. В том случае, если одна из частей резца (А или Б) из-

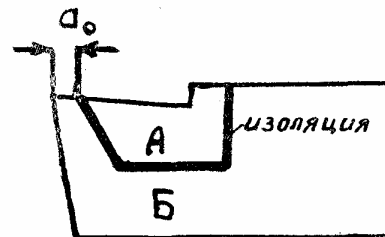
готовлена из минералокерамики, то необходимость в специальной изоляции частей резца отпадает. Резец № 1 может быть использован для одновременного или последовательного изучения температуры контакта: передняя поверхность резца—стружка или задняя поверхность резца—изделие.



Фиг. 1. Разрезной резец для определения температур в контакте резец-изделие (термопара I), резец-стружка (термопара II).

Для исследования температур последовательно на отдельных участках контакта передняя поверхность резца—стружка применяют резцы № 2 (фиг. 2). Величина  $a_0$  определяет расстояние передней контактной поверхности резца до вершины резца.

Путем последовательных переточек резца № 2 только по задней поверхности можно получить  $a_0$  в пределах от 1—2 мм до нуля.

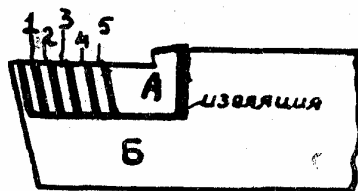


Фиг. 2. Разрезной резец № 2 для последовательного измерения температур на участках контакта передняя поверхность — стружка.

Для одновременного измерения температуры на отдельных участках контакта передней поверхности резца со стружкой применяют резец № 3. Передняя поверхность резца состоит из от-

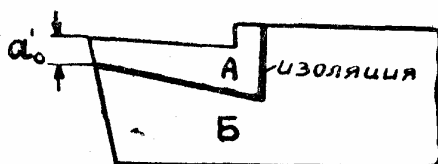
<sup>1</sup> Резец для динамических и температурных исследований процессов резания металлов конструкции Е. А. Панкиной и Д. Т. Васильева. Авторское свидетельство № 398286, с приоритетом от 20 июня 1949 г.

дельных участков, изолированных друг от друга и находящихся от вершины резца на разном расстоянии (фиг. 3).



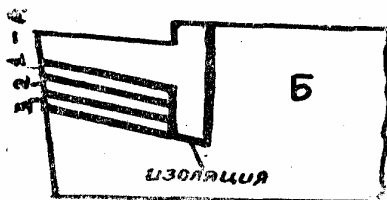
Фиг. 3. Разрезной резец № 3 для одновременного измерения температур на отдельных участках контакта передняя поверхность — стружка.

Последовательное измерение температуры контакта задняя поверхность резца—изделие может быть осуществлено резцом № 4. Величина  $a_0$  определяет расстояние от вершины резца до задней контактной поверхности резца. Последовательными переточками резца только по передней поверхности величина  $a_0$  может быть изменена от 1—2 мм до нуля (фиг. 4).



Фиг. 4. Разрезной резец № 4 для последовательного измерения температур на участках контакта задняя поверхность резца — изделие.

Для одновременного измерения температур на отдельных участках контакта задней поверхности резца с изделием применяют резец № 5. Задняя поверхность резца состоит из отдельных контактных поверхностей, изолированных друг от друга (фиг. 5).



Фиг. 5. Разрезной резец № 5 для одновременного измерения температур на отдельных участках контакта задняя поверхность — изделие.

Величина контактных поверхностей резцов № 3 и № 5 может быть доведена до  $0,25 \text{ мм}^2$  и зависит от режимов резания и обрабатываемого материала. Изоляция отдельных участков контакта у резцов типа № 3 и № 5 может быть осуществлена слюдяными или минералокерамическими пластинками.

Для записи т. э. д. с., возникающей в контактных поверхностях резца, был использован шлейфовый осциллограф типа МП02 со шлейфом VIII.

Тарирование термопар производилось в подогреваемой металлической ванне. Результаты нагрева и охлаждения термопар записывались на пленку осциллографа. После расшифровки осциллограммы строились тарировочные кривые: ордината осциллограммы в мм — температура.

Определение температуры в контакте передняя поверхность—стружка производилось при свободном резании на токарном станке.

Обрабатывались диски толщиной 0,8—2 мм из стали 45 и жаропрочного сплава ЭИ437.

Для измерения температуры контакта передняя поверхность—стружка использовался резец № 2.

Резец № 2 изготовлялся из быстрорежущей стали Р18. Передняя и задняя поверхности резцов были изолированы друг от друга слюдяными пластинками толщиной 0,01 мм. Расстояние передней поверхности резца до вершины ( $a_0$ ) изменялось от 0,8—0,1 мм.

Тарировочные кривые инструментальной стали Р18 с обрабатываемыми материалами сталь 45 и сплав ЭИ437 представлены на (фиг. 6).

Обработка стали 45 и сплава ЭИ437 производилась с двумя скоростями резания ( $v=12,4$  и  $6,3 \text{ м/мин}$ ) и с двумя подачами ( $s=0,3$  и  $0,5 \text{ мм/об}$ ).

Температура контакта передняя поверхность—стружка при обработке стали 45 была минимальной при  $a_0=0,8 \text{ мм}$ . При уменьшении  $a_0$  температура контакта возрастает, достигая максимума при  $a_0=0,2—0,3 \text{ мм}$  (фиг. 7).

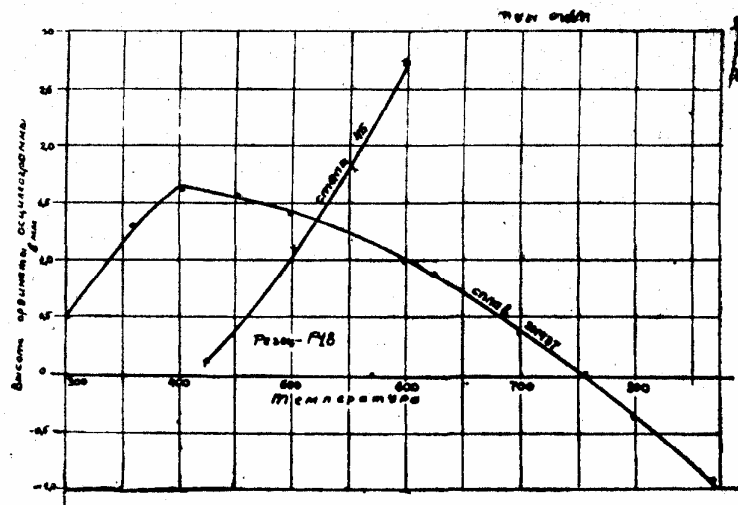
Увеличение скорости резания оказывает значительное влияние температуры контакта передняя поверхность—стружка.

Увеличение же подачи влияет на температуру контакта незначительно.

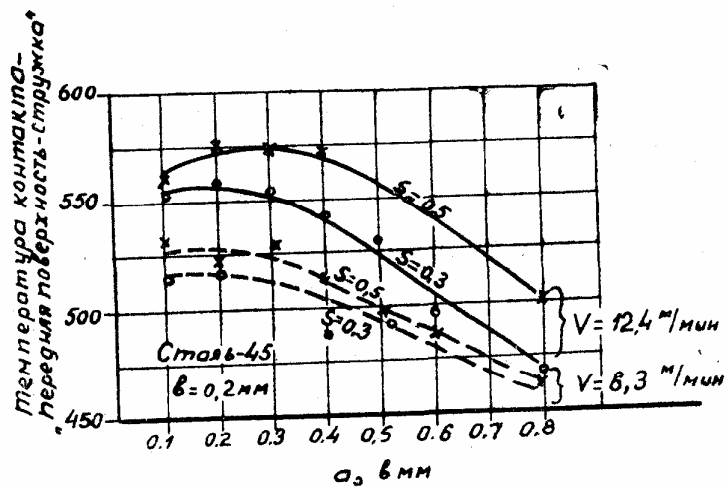
При обработке сплава ЭИ437 температура контакта передняя поверхность—стружка резко увеличивается с уменьшением величины  $a_0$ , достигая максимума при  $a_0=0,2 \text{ мм}$ .

Увеличение скорости резания значительно влияет на повышение на температуру контакта. Изменение подачи незначительно влияет на величину температуры контакта передняя поверхность—стружка (фиг. 8).

Одновременно с температурой контакта передняя поверхность—стружка была измерена температура контакта часть пе-



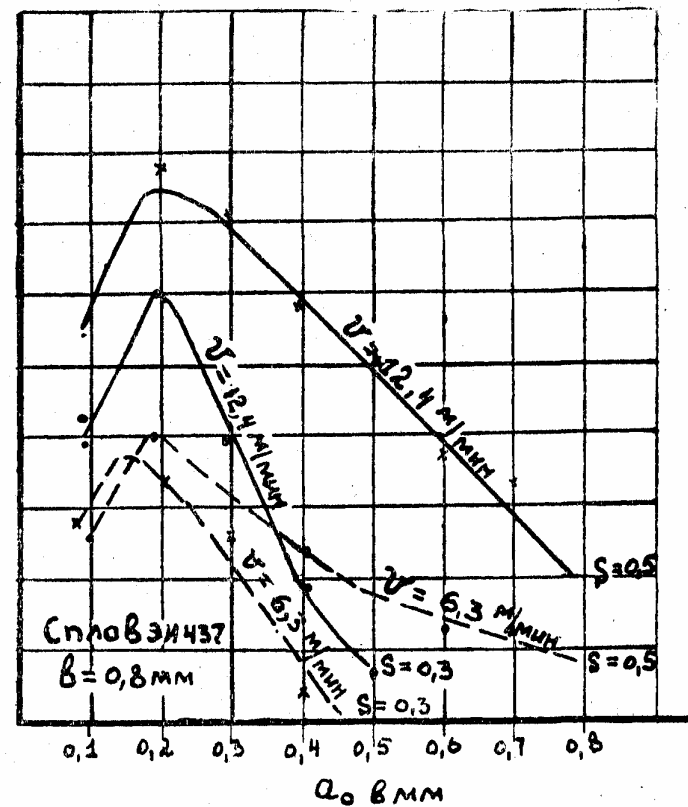
Фиг. 6. Тарировочные кривые: резец P18 — сталь 45, сплав ЭИ437.



Фиг. 7. Температура контакта передняя поверхность — стружка при обработке стали 45.

редней поверхности—стружка плюс задняя поверхность—изделие. Температура на этой общей поверхности контакта, вследствие наличия значительных сил трения на передней и задней поверхности резца, выше чем в контакте передняя поверхность—стружка (фиг. 9).

Температура контакта —  
"передняя поверхность — стружка"



Фиг. 8. Температура контакта передняя поверхность — стружка при обработке стали ЭИ437.

Сравнение температур контакта передняя поверхность—стружка при обработке стали 45 и ЭИ437 дает возможность установить:

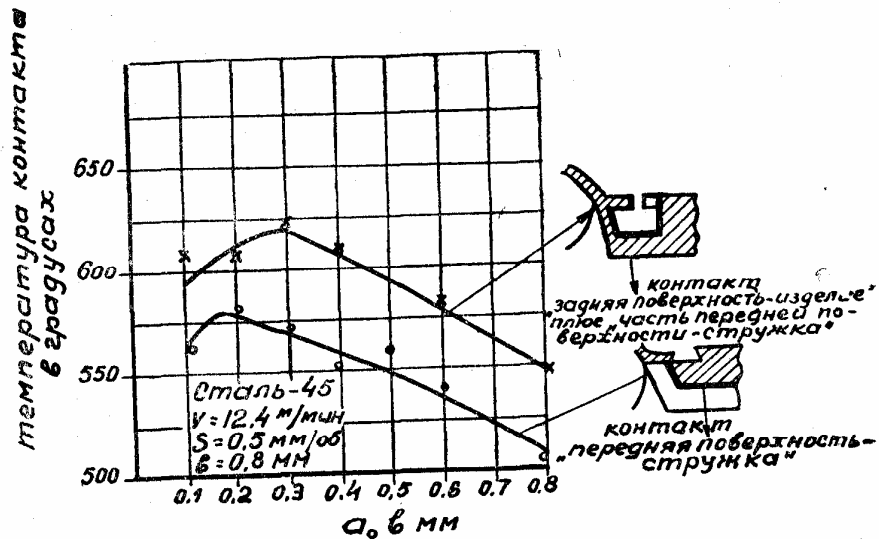
- 1) Температура контакта передняя поверхность резца—стружка достигает максимума при  $a_0=0,2-0,3$  мм (при подаче от 0,15—0,5 мм).

Надо полагать, что на этом участке (при выбранном режиме резания) работа трения имеет наибольшую величину (см. табл. 1).

2. Температура контакта часть передней поверхности — стружка плюс задняя поверхность — изделие при всех значениях  $a_0$  выше, чем в контакте передняя поверхность — стружка.

3. Температура контакта при обработке стали ЭИ437 значительно выше, чем при обработке стали 45.

4. При обработке стали 45 со скоростью резания 6 м/мин. максимальная температура контакта не превышает 525°; при обработке сплава ЭИ437 с такой же скоростью максимальная температура контакта доходит до 750°.



Фиг. 9. Температура контакта передняя поверхность — стружка и задняя поверхность — изделие плюс часть передней поверхности — стружка при обработке стали 45.

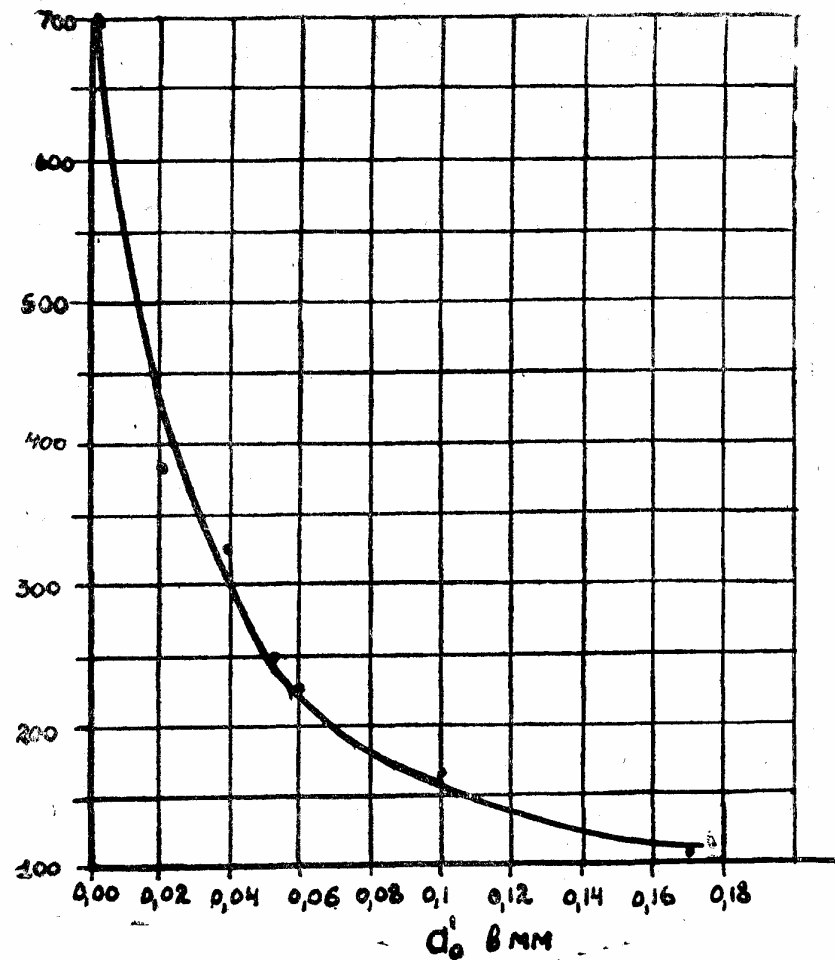
5. С увеличением скорости резания до 12 м/мин, максимальная температура контакта на стали 45 достигнет 580°, на сплаве ЭИ437 — 835°.

Таблица 1.

Температура контакта передняя поверхность — стружка при обработке стали 45 и сплава ЭИ437.

$a_0$ в мм	$b$ в мм	$s$ мм/об	$v$ м/мин	Сталь 45	Сплав ЭИ437
0,2	0,8	0,3	6,3	518	745
0,3	0,8	0,5	6,3	525	750
0,5	0,8	0,3	6,3	495	655
0,5	0,8	0,5	6,3	495	685
0,2	0,8	0,3	12,4	563	800
0,3	0,8	0,5	12,4	580	835
0,5	0,8	0,3	12,4	527	680
0,5	0,8	0,5	12,4	558	800

температура контакта  
 "задняя поверхность — изделие"



Фиг. 10. Температура контакта задняя поверхность — изделие при обработке алюминиевого сплава АК4.

6. Резцы из стали Р18 работают по сплаву ЭИ437 на пределе своей температуростойкости. Особенно опасным в смысле структурных изменений инструментальной стали и потерей ею твердости являются участки передней поверхности резца, расположенные на расстоянии 0,2—0,3 мм от вершины резца.

Определение температуры контакта задняя поверхность резца — изделие производилось при свободном резании дисков из алюминиевого сплава АК4 на токарном станке. Толщина дисков



$e=0,8$  мм. Резание производилось резцами № 4 из быстрорежущей стали Р18. Расстояние изолированной части задней поверхности резца от вершины ( $a_0$ ) изменялось в пределах от 0,18 мм до нуля.

Обработка алюминиевого сплава АК4 производилась со скоростью резания  $v=300$  м/мин и подачей  $s=0,15$  мм/об.

Температура контакта задняя поверхность — изделие резко возрастает при уменьшении  $a_0^1$ . Так на расстоянии  $a_0 = 0,18$  мм, температура контакта составляла  $110^\circ$ , а с уменьшением  $a_0^1$  до нуля (приближением к режущему лезвию) температура контакта достигает  $700^\circ$  (фиг. 10).

Предлагаемый метод определения температуры контакта при помощи разрезного резца разных конструкций может быть рекомендован для изучения температурных полей на передней и задней поверхности инструмента.

Результаты предварительных опытов, приведенные в данной работе, внушают уверенность, что широкое экспериментирование в различных условиях по описанной методике позволит осветить физическую сущность тепловых явлений, оказывающих решающее влияние на износ и стойкость инструмента, выбор режимов обработки и другие важные производственные факторы резания.

## ИЗНОС И ТЕПЛООБРАЗОВАНИЕ В ГРАНИЧНЫХ СЛОЯХ ИНСТРУМЕНТА С ПЛАСТИНКАМИ ТВЕРДОГО СПЛАВА

При резании металлов граничные и примыкающие к ним слои пар «стружка — передняя поверхность» и «деталь — задние поверхности» являются источниками тепла (фиг. 1). Это тепло непосредственно определяет температуру изнашиваемых поверхностей инструмента и поэтому определение мощности указанных источников является весьма важным.

Выяснение общей физической картины процесса требует отыскания путей для определения мощности теплообразования в граничных слоях каждого элемента этих пар, в том числе в граничных слоях инструмента.

### § 1. Связь между энергией, затрачиваемой на износ, и изношенным объемом

На каждую  $i$ -ю, отделяемую при износе, частицу инструментального материала в парах «стружка — передняя поверхность» и «деталь — задние поверхности» затрачивается некоторая энергия  $a$ . Эта энергия сообщается изнашиваемым частицам соответственно — стружкой либо деталию.

Одновременно затрачивается энергия на деформацию частиц стружки и детали. Постепенно, за время прохождения по зоне износа каждой такой частицы, на нее затрачивается энергия  $e_i$ .

Расход энергии  $a$  происходит тоже постепенно. Большая часть энергии  $a_i$  и  $e_i$  переходит в тепло. Остальная часть — в поглощенную энергию решетки и в поверхностную энергию.

Итак, отделение частиц при износе происходит в результате затраты энергии  $a$ , причем большая ее часть превращается в тепло.

Следовательно, между постепенным увеличением изношенного объема и количеством выделяющегося при этом тепла должна существовать прямая связь.

Проф. В. Д. Кузнецовым для хрупких кристаллов, какими являются кристаллы галлоидных солей щелочных металлов при их абразивном шлифовании, была получена следующая зависимость:

$$U = C \cdot V \cdot \sigma, \quad (1)$$

где  $U$  — энергия затраченная на износ;

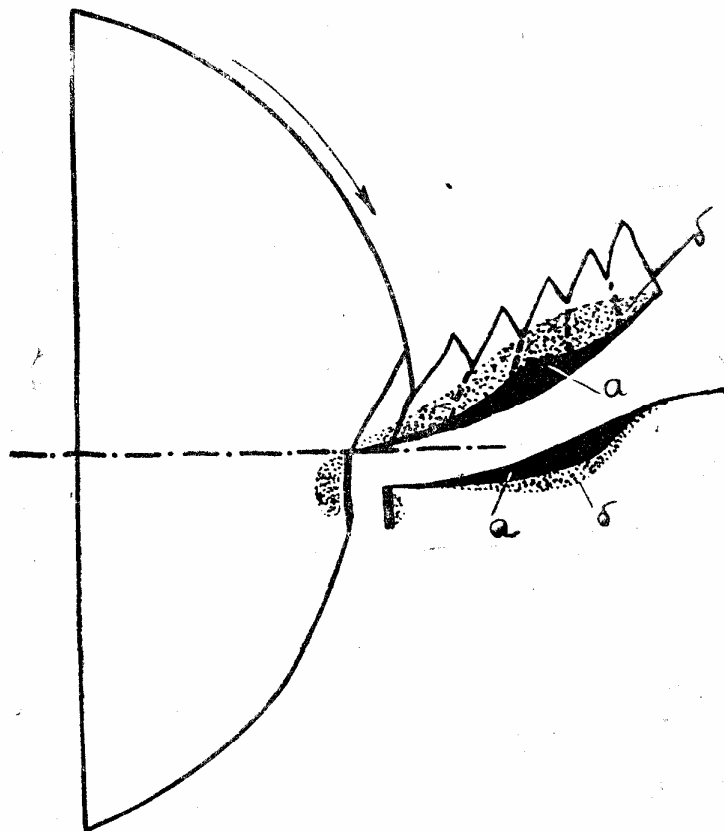
$C$  — постоянная, характеризующая линейные параметры частиц износа и долю энергии, преобразуемую в тепло;

$V$  — изношенный объем;

$\sigma$  — поверхностная энергия.

Было замечено при этом, что громадная часть энергии  $U$  переходит в тепло.

Такая же связь была получена ранее Н. Н. Савиным для особо твердых сортов инструментальной и быстрорежущей стали. Проф. В. Д. Кузнецов по этому поводу указывает: «Если считать,



Фиг. 1. Источники тепла, возникающие от взаимодействия стружки и детали с микровыступами передней и задней поверхности инструмента:

$a$  — источники тепла в граничных слоях;  $b$  — источники тепла в слоях, прилегающих к граничным.

что при постоянстве нормальной силы на образец сила трения также постоянно независимо от площади отпечатка, т. е. от площади трения, то масса удаленного износом отпечатка пропорциональна затраченной на износ энергии. Этот результат совпадает с тем, который получен с абразивным износом кристаллов галлоидных солей щелочных кристаллов» [2].

Проф. В. Д. Кузнецов указывает, что зависимости, полученные для хрупких кристаллов, могут быть применены и для твердых сплавов [1, стр. 454].

В настоящей работе сделана попытка подойти к выяснению связи между изношенным объемом и выделившейся при этом теплотой применительно к износу твердосплавного инструмента.

Условия, в которых протекает износ инструмента, сложны. Они много сложнее тех условий, в которых осуществлялся абразивный износ соляных кристаллов. Для выявления связи между изношенным объемом и выделившейся теплотой в условиях износа твердосплавного инструмента необходим тщательный анализ механизма износа при резании.

## § 2. О механизме износа твердосплавного инструмента

Механизм износа инструмента, оснащенного твердым сплавом, можно выяснить путем анализа изменений движения стружки и движения слоев поверхности резания при их взаимодействии с микронеровностями передней и задней поверхностей.

Картина такого взаимодействия для установившегося процесса резания пластичного материала твердосплавным инструментом приводится ниже.

Основные предпосылки:

1. Твердый сплав при нагревании до температуры спекания сохраняет свою структуру в виде каркаса из твердых зерен карбидов, пустоты которого частично заполнены цементирующим материалом. Поверхность зерен имеет мелкие и относительно крупные неровности. При скольжении пластичного материала по зерну от него могут отделяться частицы различных размеров, от крупных до мельчайших. Процесс износа зерен сопровождается непрерывным вымыванием связи.

Увеличение температуры нагрева сплава усиливает разницу между прочными когезионными связями внутри зерен и менее прочными связями зерен между собой и цементирующим материалом. Вследствие такой особенности для некоторых частных условий износ твердого сплава при резании может принять характер механического отделения от общей массы сплава частиц по размерам близким к размеру зерна.

При установившемся процессе резания рельеф изношенной поверхности твердосплавного инструмента создается зернами, выступающими из общей массы твердого сплава [3].

3. Деталь и стружка (при отсутствии опережающей трещины)

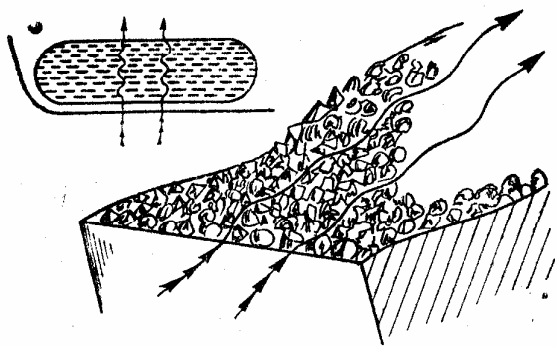
контактируют соответственно с передней и задними поверхностями как непосредственно у режущей кромки, так и в других точках изнашиваемых ими участков этих поверхностей. При этом точки контакта перемежаются зонами, где контакт отсутствует.

4. Характер контакта определяется:

- а) различием свойств граничных слоев стружки и детали, с одной стороны, и рабочих поверхностей инструмента — с другой;
- б) давлением, с которыми стружка и деталь прижаты к истираемым ими участкам этих поверхностей;
- в) перемещением стружки и подрезцовых объемов детали по этим участкам.

Под действием давления и перемещения стружки, а также благодаря большей, чем у твердого сплава, пластичности, металл граничного слоя стружки заполняет впадины микронеровностей передней поверхности инструмента, в результате чего нижняя часть этого слоя превращается в движущуюся вместе со стружкой совокупность микронеровностей.

Можно считать, что части зерен, выступающие на поверхность лунки и составляющие ее рельеф, образуют ряды, параллельные главной режущей кромке, причем каждый такой ряд можно уподобить микрогребенке (или гребенчатому микрорельефу). Часть зубцов каждой микрогребенки перекрывает проходы между зубцами предыдущей. Движущимся микронеровностям стружки приходится вступать во взаимодействие с зубцами все новых фильер (фиг. 2). Это взаимодействие в общем случае начинается со столкновения, затем переходит в деформацию микровыступа стружки, связанную или с его разрезанием, или с изгибом его в сторону



Фиг. 2. Схема взаимодействия микрогребенки передней поверхности с движущимися микровыступами стружки.

впадины. Затем микровыступ проволочивается сквозь эту впадину. Для каждой микронеровности стружки этот процесс то возникает, то прекращается, в соответствии с изменениями микрорельефа изнашиваемого участка, а также в соответствии с изменениями мгновенного распределения точек контакта.

В описанном процессе каждый микровыступ стружки вызывает деформацию примыкающих к нему участков граничного слоя. Эта деформация накапливается по мере перемещения стружки к концу пути трения и приводит к деформированию этих участков, сливающихся в сплошной текстурованный слой стружки. Импульсы от столкновения и от последующих деформаций микровыступа, связанных с его волочением, передаются через текстурованный слой основной массе стружки и, тормозя ее движение, вызывают сокращение ее длины за счет соответствующего роста площади поперечного сечения. Так нарастает вторичная слагающая дополнительная усадки стружки [4]. В основном в ней участвуют слои, составляющие текстурованную толщу стружки и слои непосредственно примыкающие к ним. Именно на этот процесс расходуется энергия  $e$ .

Износ передней поверхности обусловлен тем обстоятельством, что каждый микровыступ поверхности лунки, оказывая сопротивление надвигающимся на него микровыступам стружки, не только вызывает деформацию последних, но при этом сам испытывает деформацию во всей своей массе от периодической ударной нагрузки (сдвиг, изгиб) и в особенности в своих поверхностных слоях. Продукты разрушения уносятся сходящей стружкой, играя роль дополнительного разрушающего фактора для лежащих впереди микровыступов лунки. Давление микровыступов стружки и удары уносимых ею твердых продуктов износа составляют группу механических факторов износа. Между выступами лунки и стружки возникают также молекулярные силы, которые могут обусловить отделение частиц инструментального материала как за счет явления переноса металла, так и за счет диффузии, а равно и за счет образования химических соединений.

Действие молекулярных сил сказывается также и в том, что микровыступы лунки нагружаются касательными силами со стороны микровыступов стружки, которые при своем движении входят в когезионный контакт с микровыступами лунки и стремятся увлечь их за собой.

Все проявления деформации в микровыступах стружки и лунки сопровождаются выделением тепла, которое в порядке обратной связи интенсифицирует действие молекулярных факторов износа.

### § 3. ТЕПЛОБРАЗОВАНИЕ В ИНСТРУМЕНТЕ ИЗ ТВЕРДОГО СПЛАВА

Следует предположить, что механизм теплообразования в зернах твердого сплава протекает следующим образом.

1. Периодическая нагрузка, испытываемая выступающими на

изнашиваемую поверхность зернами, вызывает в них пульсирующее напряженное состояние. Деформации зерен поверхностного слоя сообщаются зернами нижележащих слоев и в каждом из них возникает аналогичное пульсирующее напряженное состояние.

Результатом напряженного состояния с одной стороны является ослабление связи между зернами и их частями<sup>1</sup> (в граничном слое оно приводит к отделению частиц твердого сплава). С другой стороны, его результатом является тепловыделение, которое следует всем изменениям напряженного состояния.

Каждое подлежащее износу зерно, находясь еще в глубинных слоях сплава, уже начинает получать порции энергии  $a_i$  и излучать тепло. Возникает многослойный источник тепла с различной интенсивностью теплообразования в каждом из слоев. Волна деформаций, идущая от граничного слоя к нижним слоям, быстро затухает и каждое зерно нижних слоев получает деформации сразу от нескольких соседних зерен. Поэтому напряженное состояние зерен нижних слоев становится с ростом глубины их залегания все менее интенсивным и все более однородным. В граничном слое интенсивность тепловыделения максимальна. В нижележащих слоях она быстро снижается. Наибольшее количество энергии  $a_i$  зерно получает с момента выхода на поверхность износа.

2. Условия износа зерен изменяются по мере удаления от режущей кромки. В частности, изменяется давление  $P$ , прижимающее стружку к лунке (см. фиг. 4). Следовательно, при переходе от каждой микрогребенки к следующей меняется интенсивность износа, а значит и интенсивность тепловыделения. Поэтому если бы в данный момент траектория кратчайшего пути от режущей кромки к задней границе износа была бы составлена из вполне одинаковых зерен, то все-таки количество тепла, выделяемого каждым из них, было бы весьма различным.

3. Факторы, определяющие протекание износа и теплообразования для каждого из зерен, подвержены колебаниям.

Так, картина напряженного состояния зерна меняется в связи с изменением мгновенного распределения точек контакта по изнашиваемой поверхности, а это распределение непрерывно колеблется.

Напряженное состояние зерна с момента его выхода в граничный слой определяется условиями мгновенного контактирования его выступающей части (микровыступа) с очередным микровыступом стружки. Эти условия также изменяются не только по времени, но и от одного зерна к другому. Изменяются фактическая высота, форма, прочность и относительное положение зерен. Колеблются количество и состав импульсов, получаемых каждым выступом на поверхность лунки зерном.

Поэтому количество тепла, выделяемое в единицу времени зернами даже одной и той же микрогребенки, может быть различно.

<sup>1</sup> Следует иметь в виду, что эта связь уже нарушена заточкой.

Различным может быть и общее количество тепла, выделенное к моменту своего полного износа двумя зернами одной и той же микрогребенки. Так, одна из одинаковых по объему частиц одной и той же микрогребенки может не отдаться дольше, чем другая, испытывая нагрузки, не превышающие ее сопротивления отделению, и преобразуя получаемые ею порции энергии  $a_i$  в тепло. Напротив, вторая может очень скоро получить нагрузку, достаточную для ее отделения, и величина  $a_i$  для такой частицы окажется меньше.<sup>1</sup>

Итак, если бы можно было наблюдать мгновенную картину теплообразования в зернах, образующих изнашиваемую поверхность лунки, мы бы увидели вогнутое поле лунки, на котором, согласно принятой схеме, выделились бы ряды микрогребенок, параллельных главной режущей кромке. Отдельные микровыступы каждой гребенки излучали бы различное количество тепла, сообщая всей картине довольно пестрый вид. Однако в направлении к середине лунки картина становилась бы однороднее за счет большей интенсивности тепловыделения в каждом из срединных зерен.

Ниже поверхностного слоя располагался бы следующий слой, в котором излучение тепла было бы значительно менее интенсивным, а в каждом зерне — более стабильным и схожим с излучением соседних зерен. Однако и в этом слое с приближением к середине лунки наблюдалось бы возрастание тепловыделения. В каждом следующем слое можно было бы видеть аналогичную, но все более угасающую и равномерную картину с непременным усилением теплообразования в срединных зернах.

Принимая во внимание высокую хрупкость и красностойкость зерен твердого сплава, следует полагать, что внутри зерен должны преобладать упругие деформации. В поверхностных слоях изнашиваемой части зерна, где деформации могут стать большими и сопровождаться обильным выделением тепла (которое может протекать также и со стороны стружки), они могут принять характер пластических, осложняемых явлениями диффузии и химическими процессами.

Следует иметь в виду, что по местам спайности зерен с массой сплава, где размещаются прослойки цементирующего материала, также могут возникать значительные пластические деформации.<sup>2</sup>

Поэтому пластические деформации, по-видимому, всегда сопровождают износ твердого сплава независимо от того, протекает ли он в форме выноса мелких и мельчайших частиц или же он про-

<sup>1</sup> На задних поверхностях инструмента развиваются, принципиально, те же явления. Они являются следствием взаимодействия микрогребенок, изнашиваемых участков задних поверхностей с микронеровностями поверхности резания.

<sup>2</sup> Факт пластических деформаций в твердом сплаве обнаружен неоднократно, например, работой канд. техн. наук В. И. Бирюкова [10].

исходит за счет отделения частиц по размерам, близким к среднему размеру зерен.

Из приведенного следует, что основной отличительной особенностью теплообразования в твердом сплаве при резании является его неравномерность как в направлении к задней границе лунки, так и в направлении глубинных слоев и даже от зерна к зерну одной и той же микрогребенки.

Необходимо также иметь в виду наличие пластических деформаций.

Таковы особенности, к которым приводит анализ механизма износа твердосплавного инструмента и которые необходимо учитывать при выявлении связи между теплом и массой удаленного слоя.

#### § 4. СВЯЗЬ МЕЖДУ ЭНЕРГИЕЙ, ЗАТРАЧЕННОЙ НА ИЗНОС ТВЕРДОГО СПЛАВА, И ОБЪЕМОМ УДАЛЕННОГО СЛОЯ ПРИ РЕЗАНИИ

Положим, что весь объем инструментального материала, подлежащий износу под передней и задней поверхностями инструмента, может быть разделен на столбики с параллельными осями. Оси столбиков отстоят друг от друга на величину среднего размера зерен  $r_{cp}$ . Каждый столбик составлен из зерен карбидов, расположенных на его оси, причем верхнее зерно выступает на поверхность износа в виде зубца гребенки. Направление осей столбиков пусть совпадает с тем из направлений развития износа, которое является важнейшим с точки зрения стойкости инструмента. Для плоской передней поверхности за такое направление можно принять направление восстановленного к ней перпендикуляра. При таких оговорках столбики отличаются друг от друга только высотой.

Предположим далее, что при износе на каждое зерно затрачивается, в среднем, одинаковая энергия  $a_{cp}$ , равная

$$a_{cp} = \frac{A}{m}, \quad (2)$$

где  $A$  — работа, которую необходимо затратить непосредственно на износ всего объема инструментального материала, подлежащего износу под передней (или задней) поверхностью;

$n_i$  — число зерен в элементарном столбике;

$m$  — число столбиков в подлежащем износу объеме.

Чтобы учесть поглощенную энергию, будем считать, что каждое зерно к моменту своего износа преобразует в теплоту некоторую долю этой работы, равную  $\alpha a_{cp}$ , где  $\alpha < 1$ .

Теперь каждый столбик можно рассматривать в качестве источника тепла, количество которого  $q$  к моменту полного износа столбика окажется пропорциональным его высоте  $y_i$ :

$$q_i = c \cdot \alpha n_i a_{cp} = c \cdot \alpha \frac{y_i}{r_{cp}} a_{cp}, \quad \text{где } c — \quad (3)$$

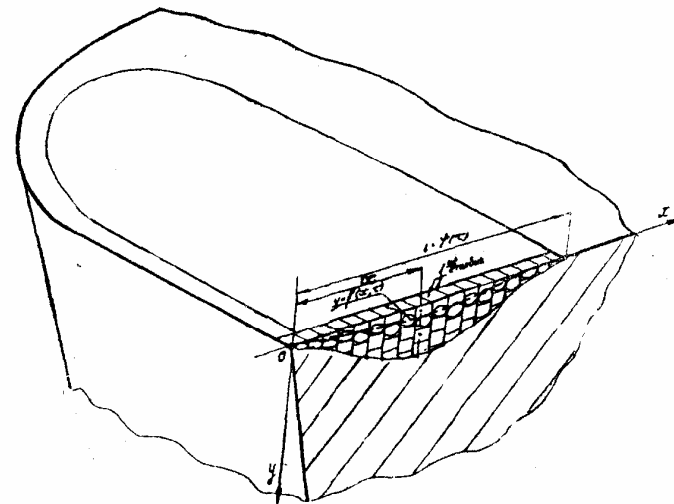
— коэффициент пропорциональности.

Таким образом, оказывается возможным применить принцип пропорциональности тепла изношенному объему для каждого из столбиков, что очень удобно, поскольку для каждого столбика, в направлении от главной режущей кромки, требуется свое отношение (3).

Теперь каждое зерно выступающее на изнашиваемую поверхность инструмента, можно рассматривать в качестве элементарного источника тепла, мощность которого пропорциональна интенсивности износа столбика, которому оно принадлежит.

С помощью двух секущих плоскостей, отстоящих друг от друга на величину среднего размера зерен,  $r_{cp}$ , выделим из подлежащего износу объема пакет столбиков.

Для случая износа передней поверхности с образованием лунки такой пакет представлен на фиг. 3.



Фиг. 3. Передняя поверхность инструмента. Пакет, составленный из элементарных столбиков.

Обозначим:

$y = f(x, \tau' \text{ мин.})$  — уравнение линии возникающей при пересечении поверхности износа главной секущей плоскостью после  $\tau'$  мин.

работы инструмента, т. е. при фиксированном значении (в дальнейшем такие линии именуется линиями износа).

$l = \varphi(\tau)$  — ширину поверхности износа;

$\tau$  — время работы инструмента;

$\frac{dq_j}{d\tau}$  — мощность элементарных источников тепла столбика пакета (фиг. 3).

$j$  — индекс, заменяющий в плоской задаче индекс  $i$ ;

Величины  $y$  (3) можно найти, зная уравнения  $y = f(x, \tau)$ .

Мощность элементарных источников тепла рассматриваемого пакета (случай плоской задачи) можно определить из уравнения

$$\int_0^l \frac{dq_j}{d\tau} = C_1 \cdot \alpha \int_0^l \frac{\partial f}{\partial \tau} dx, \quad (4)$$

где  $C_1$  — коэффициент пропорциональности.

Принятый путь учета особенностей износа и теплообразования в частицах твердого сплава следующим образом изменяет действительную картину теплообразования.

Им предполагается:

- 1) что в теплообразовании участвуют только зерна граничного слоя и в нем они получают всю энергию  $a_{cp}$ ;
- 2) что каждое зерно требует для своего износа одну и ту же энергию  $a_{cp}$ ;
- 3) что каждое зерно преобразует в тепло, в среднем, одинаковую долю энергии  $a_{cp}$ ;
- 4) что по мере удаления от режущей кромки к задней границе износа; интенсивность теплообразования различна и определяется формой кривых  $y = f(x, \tau)$ .

Таким образом, неравномерность теплообразования по двум линиям (от зерна к зерну и от слоя к слою) учтена путем осреднения. Для наиболее важного изменения интенсивности теплообразования — в направлении от режущей кромки к задней поверхности износа — предложено аналитическое выражение, основанное на связи между количеством тепла и изношенным объемом.

### § 5. О виде кривых $f(x, \tau)$ при лункообразовании.

Для определения мощности по уравнению (4) необходимо выяснить вид кривых  $f(x, \tau)$ .

Наиболее сложная форма этих кривых возникает при износе передней поверхности с образованием лунки. Эксперименты по замеру фактической формы этих кривых (линий износа) показали,

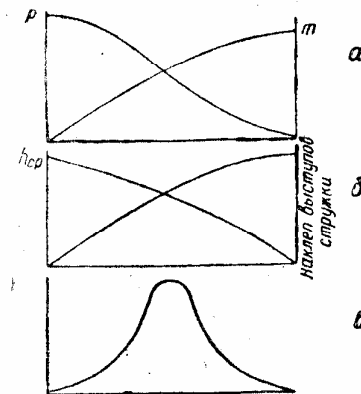
что они отклоняются от дуг окружностей, которыми их принято аппроксимировать.

Отыскание уравнений этих кривых было осуществлено путем дальнейшего анализа механизма износа для случая лункообразования, а также экспериментально [3].

Среди причин лункообразования исходными являются:

- а) падение давления стружки  $p$  на лунку в направлении ее задней границы;
- б) увеличение числа микронеровностей лунки  $m$ , встречаемых микровыступом стружки при движении его к задней границе лунки.

1. Влияние величины  $p$ . Рассеивание периода сдвиговых деформаций, неодинаковая величина напряжений в начале и в конце каждого периода, неодинаковость механических свойств обрабатываемого материала и др. создают колеблемость давления  $p$  и заставляют видеть в каждой из ординат эпюры давлений (фиг. 4, а) средние из тех фактических значений, которые они принимают в течение известного промежутка времени.



Фиг. 4. Схема изменений факторов износа по ширине лунки.

При каждом столкновении степень разрушающего воздействия микровыступа стружки на зуб микрофильера определяется не только величиной ранее рассмотренных механических и молекулярных факторов износа, но также еще и высотой их контакта  $h$ .

При той же величине указанных факторов, но при меньших значениях  $h$  эффект разрушающего воздействия будет меньше, поскольку контакт микровыступов будет происходить преимущественно у их вершин. Следовательно, снизится величина нагрузки, испытываемой микровыступом лунки со стороны микровыступов стружки и переносимых ею частиц износа. Понизится и средняя

температура микровыступов, ослабляя действие молекулярных факторов.

Колебания давления  $p$ , а также фактических высот, формы и расположения микровыступов лунки и стружки вызывают колебания фактической высоты контакта  $h$  для каждого зубца лунки. В результате, в любой точке лунки могут возникнуть как малые, так и значительные тангенциальные усилия (а молекулярные факторы будут оказывать соответственно меньшее или большее воздействие на зубцы).

Однако, в среднем, действие давления  $p$  в качестве первой из указанных исходных причин лункообразования сводится к тому, что, снижаясь к концу пути трения, давление  $p$  уменьшает  $h_p$  (фиг. 4, б) и тем самым стремится ослабить разрушающее действие механических и молекулярных факторов на зубья гребенок.

2. Влияние величины  $m$ . Непрерывное изменение мгновенного распределения точек контакта вызывает значительные колебания числа микровыступов лунки  $m$ , встреченных отдельным микровыступом стружки за время его перемещения от передней границы лунки к задней. Поэтому ординаты кривой роста величины  $m$  (фиг. 4, а) являются средними.

С каждым новым столкновением микровыступ стружки наклепывается, растут его прочность и температура. Последняя интенсифицирует явление отдыха, который препятствует упрочению микровыступа. Таким образом, в каждом микровыступе стружки при его движении к задней границе износа под влиянием роста величины  $m$  действуют два противоположных фактора — наклеп и явление отдыха. Степень преобладания одного из них определяется конкретными условиями, в которых движется по своему пути данный микровыступ. Эти условия (т. е. величина, форма и расположение микровыступов и т. п.) колеблются, вызывая значительные колебания в преобладании рассматриваемых факторов. Поэтому микровыступы примерно равной прочности можно встретить в нескольких различно расположенных точках мгновенного распределения точек контакта.

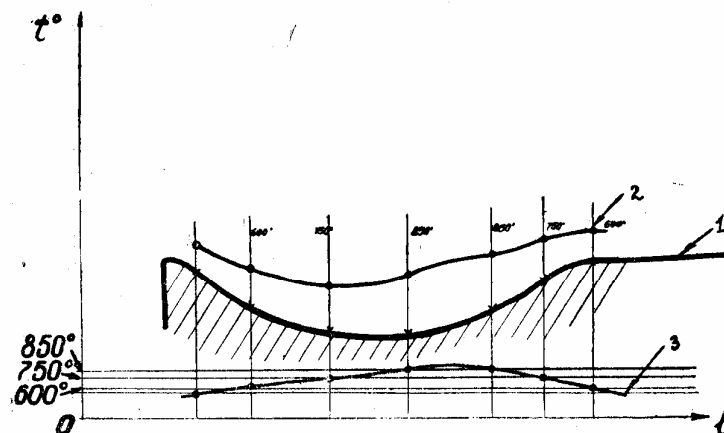
Однако, в среднем, вследствие кратковременности деформации, действие, оказываемое величиной  $m$  на микровыступы, должно повышать их прочность по мере их подхода к задней границе лунки (фиг. 4, б), т. е. увеличивать их разрушающее воздействие на микровыступы лунки.

Таким образом результирующее воздействие величин  $p$  и  $m$  на зубья микрогребенок по линии механических факторов в среднем характеризуется кривой, имеющей максимум (фиг. 3, а).

Рост температуры микровыступов, связанный с ростом величины  $m$ , стремится повысить действие молекулярных факторов. Однако, отмеченное выше действие понижающейся в том же направлении  $h_{cp}$  будет препятствовать этому усилению. Поэтому средние температуры точек контактных слоев стружки и лунки (а зна-

чит и степень разрушающего действия молекулярных факторов), являясь функциями двух исходных причин лункообразования  $p$  и  $m$ , распределяются по ширине лунки по кривой, аналогичной кривой, описывающей действие механических факторов.

Это утверждение согласуется с данными, полученными Б. И. Костецким при изучении распределения температур по ширине лунки у резцов из быстрорежущей стали [8]. Если по этим данным построить кривую температур в функции удаленности от режущей кромки (как это схематически сделано на фиг. 5), обнаружится, что она действительно имеет максимум, несколько смещенный в сторону движения стружки.



Фиг. 5. Лунка (1) и кривая распределения температур по ее ширине (2); (3) — та же кривая в прямоугольных координатах

Линия износа  $y = f(x, \tau)$  возникает как результат действия механических и молекулярных факторов и ее форма (фиг. 4, в) определяется формой кривых, описывающих действие этих факторов.

Продолжая рассматривать плоскую задачу, представим, что все частицы пакета, образовавшие данную линию износа, собраны и возвращены на места, занятые ими до отделения от общей массы сплава. В возникающей таким образом совокупности зерен каждый член может быть охарактеризован общим признаком — координатой  $X$ , отмечающей на оси абсцисс точку, под которой была отделена частица, «дистанцией выламывания».

Поскольку причины лункообразования подвержены случайным колебаниям, величину  $X$  следует рассматривать в качестве случайной, а линию износа  $f(x, \tau)$  — в качестве кривой распределения плотности частоты появления того или иного значения этой величины.

Частицы, лежащие от центра лунки ближе к режущей кромке, отделяются от общей массы сплава за счет больших средних значений факторов, связанных с давлением  $p$ , и малых средних значений факторов, обусловленных величиной  $m$ .

Напртив, для частиц лежащих на том же расстоянии, но справа от центра лунки, имеет место противоположная комбинация тех же факторов (она обусловлена малыми средними значениями  $p$  и большими средними значениями  $m$ ).

Было выдвинуто предположение о равном действии обеих комбинаций, т. е. о том, что вероятность отделения частицы, расположенной слева от центра лунки, равна вероятности отделения частицы, расположенной на том же расстоянии, но вправо от центра лунки. Предполагалась, что линии износа при лункообразовании являются кривыми гауссового распределения.

Эксперименты по определению фактической формы линий износа были поставлены на твердосплавных резцах, оснащенных твердыми сплавами Т15К6, Т3ОК4 и Т6ОК6 и работавших по стали 38ХМЮА ( $\sigma_b = 100 \text{ кг/мм}^2$ ), при значениях  $V = 75-225 \text{ м/мин}$ ;  $S = 0,1-0,444 \text{ мм/об}$ ;  $t = 1-4 \text{ мм}$  и при разных значениях углов заточки.

Для замеров использовался оптиметр, снабженный микрометрическим столиком, на который устанавливался исследуемый резец [5]. Замерам подвергалась глубина лунки в главной секущей плоскости. Замеры производились с точностью до  $1 \text{ мк}$  через каждые  $50 \text{ мк}$  ширины лунки. Каждый резец подвергался замерам несколько раз, по мере развития лунки с ростом времени его работы.

На фиг. 6 изображены линии износа, образующиеся на передней поверхности одного из резцов, а на фиг. 7 — другого.

Все линии действительно имеют максимум, причем они явно несимметричны: их максимум смещен.

О том же свидетельствует фотография фиг. 8, на которой представлен снимок с сечения главной секущей плоскости резца, оснащенного сплавом Т3ОК4 и работавшего при сечении стружки  $t \times S = 2 \times 0,2 \text{ мм}^2$  и при скорости резания  $V = 175 \text{ м/мин}$ .

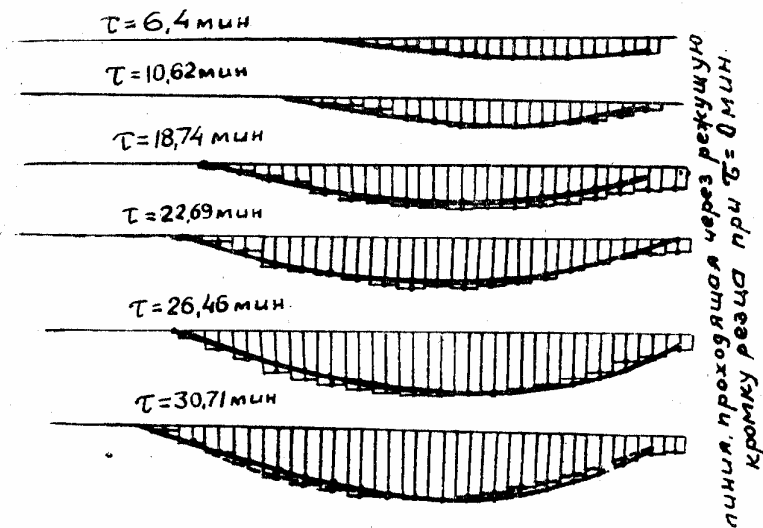
Во всех исследованных случаях обработка данных замеров показала, что форма линий износа описывается уравнением вида

$$y = Y_0 \left(1 + \frac{x}{l_1}\right)^{m_1} \cdot \left(1 - \frac{x}{l_2}\right)^{m_2} \quad (5)$$

Кривые распределения, соответствующие этому типу уравнений, не являются гауссовыми и принадлежат к разряду ассимметричных кривых.

Уравнения (5) позволяют вычислить величины  $y_i$ . Для вычислений по формулам (4) необходимо также знать коэффициенты  $a$  и  $C_1$ .

Определение коэффициентов  $a$  и  $C_1$  требует постановки специальных экспериментов.



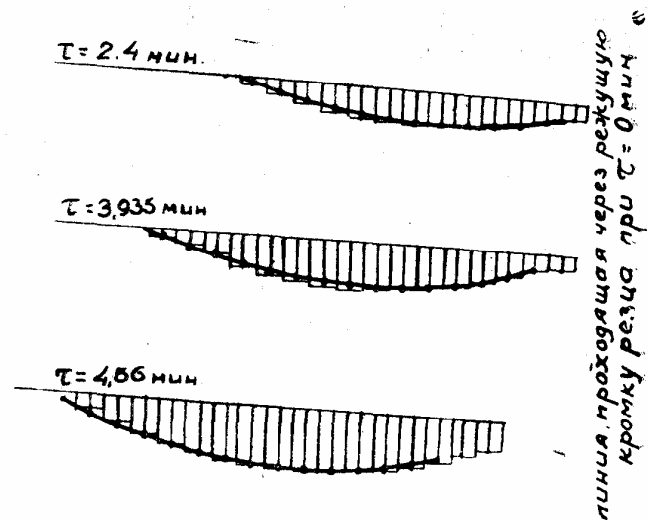
Фиг. 6. Кривые  $y=f(x, \tau)$  у резца, оснащенного сплавом Т15К6, замеренные в различное время его работы ( $V = 150 \text{ м/мин}$ ;  $S = 0,2 \text{ мм/об}$ ;  $t = 2 \text{ мм}$ ; сталь 38ХМЮА).

Изложенное позволяет сделать вывод о том, что в граничном слое лунки функционирует источник тепла, интенсивность которого меняется по ширине лунки, определяясь уравнениями (4) и (5).

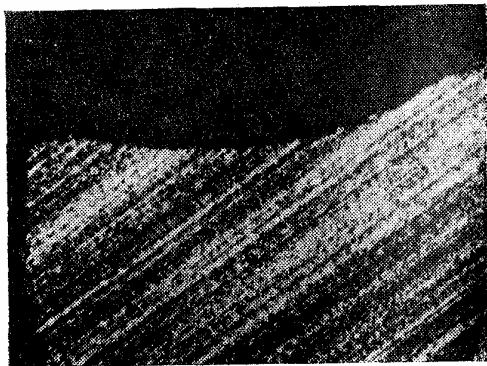
Кривая, характеризующая распределение среднего удельного теплового потока в выделенном участке граничного слоя, должна своей формой походить на кривую (5).\*

\*) Эту кривую можно получить также, как результат интерференции средних потоков от элементарных источников тепла. Мощность каждого из них можно описать с помощью закона Гаусса, учитывая изменение величины этой мощности в функции удаленности от режущей кромки, а также особенности взаимодействия механического и теплового факторов при износе.





Фиг. 7. Кривые  $y=f(x, \tau)$  у реза, оснащенного сплавом Т15К6, замеренные в различное время его работы ( $V = 200$  м/мин;  $S = 0,2$  мм/об;  $t = 2$  мм; сталь 38ХМЮА).



Фиг. 8. Кривая  $y=f(x, \tau)$  на шлифе пластины проходного токарного резца.

### ВЫВОДЫ

1. Рассмотрен вопрос расположения и мощности источников тепла в граничном слое твердосплавного инструмента, в основном применительно к износу передней поверхности, когда на ней образуется лунка.

2. На основе предположительной картины взаимодействия микровыступов лунки (и задней поверхности) с движущимися ми-

кровыступами стружки (и детали) проведен анализ механизма износа и теплообразования в твердом сплаве при резании пластичных материалов. Анализом выявлена неравномерность в теплообразовании и присутствие пластических деформаций.

3. Рассмотрена возможность связать количество тепла, выделяющегося в изнашиваемом слое, с величиной изношенного объема. Такая связь установлена для хрупких кристаллов [1], [2]. Повидимому она может быть распространена и на случай износа твердого сплава при резании, однако требует учета поглощенной энергии, выявления средних величин поверхностной энергии отделяемых частиц и учета неравномерности в теплообразовании в основном направлении от режущей кромки к задней границе износа.

4. Анализ механизма износа при лункообразовании и эксперименты позволили получить уравнение кривых, возникающих при сечении лунки главными секущими плоскостями и тем самым характеризовать изменение в интенсивности теплообразования от режущей кромки к задней границе износа.

5. Действительная картина многослойного источника тепла заменяется условной картиной однослойного источника, в котором каждое зерно при износе выделяет одинаковое количество тепла и лишь расходует его с различной интенсивностью, определяемой формой кривых износа. Поскольку тепловыделение в глубинных слоях твердого сплава мало, приведенную картину можно считать достаточно удовлетворительной для первого приближения.

6. Необходимо сделать и некоторые другие замечания.

а) Появляясь как следствие механического начала процесса износа, тепло становится вторичным возбудителем этого процесса [1], [3]. Кроме того, тепло воздействует на причину своего появления, влияя как на прочность микровыступов стружки (или изделия), так и на прочность закрепления зерен твердого сплава.

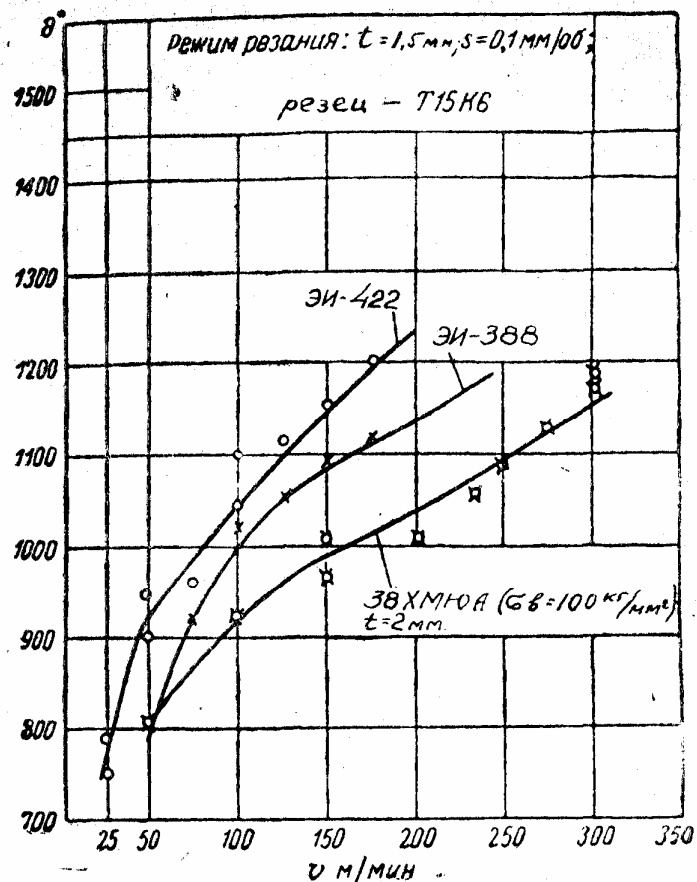
Установившийся процесс должен характеризоваться равновесием, устанавливающимся между возникновением тепла от механического начала и обратным действием тепла на это начало.

Каждая комбинация обрабатываемого и инструментального материалов, режимных и геометрических параметров соответствует свой уровень этого равновесия, характеризующийся определенной интенсивностью износа и тепловыделения.

б) Из приведенных рассуждений, и в частности из соотношения [1], следует, что температура в граничных слоях сплавов при одинаковых условиях, имеющих различную износостойкость, будет тем меньше, чем выше износостойкость сплава. При этом расход эффективной мощности при работе более износостойких сплавов должен быть соответственно меньше.

Указанная взаимосвязь между износостойкостью, температурой и расходом эффективной мощности была экспериментально установлена работами автора для сплавов Т15К6, Т30К4 и Т60К6 при точении стали 38ХМЮА [3].

в) Чем более прочны и жаростойки (при прочих неизменных



Фиг. 9. Зависимость температуры  $\Theta^\circ$  от скорости резания для различных обрабатываемых материалов.

условиях) стружечные микровывступы, тем более мощны микроисточники тепла как у самой стружки и поверхности резания, так и микроисточники граничных слоев инструмента.

Автором экспериментально было установлено резкое повышение температуры этих слоев с увеличением жаропрочности обрабатываемого материала.

На фиг. 10 приведены кривые температуры  $\Theta^\circ$ , измеренные естественной термопарой при точении стали 38ХМ10А и жаропрочных сплавов.

## БИБЛИОГРАФИЯ

1. В. Д. Кузнецов. Физика твердого тела, т. III, изд. «Красное знамя», 1944.
2. В. Д. Кузнецов. Поверхностная энергия твердых тел. Государственное издательство технико-теоретической литературы, 1954.
3. Ю. А. Грицаенко. К теории износа металлорежущих инструментов, «снащенных твердыми сплавами. Вопросы транспорта и хранения нефти и машиностроения, Труды МНИ им. Губкина, вып. 17, 1956.
4. Ю. А. Грицаенко. Об усадке стружки. Вопросы транспорта, хранения нефти и машиностроения, Труды МНИ им. Губкина, вып. 17, 1956.
5. Ю. А. Грицаенко. К вопросу о режущих свойствах инструментальных материалов, «Вестник машиностроения» № 10, 1953.
6. Б. В. Гнеденко. Курс теории вероятностей, 1950.
7. М. А. Бородачев. Основные вопросы теории точности производства, 1950.
8. Б. И. Костецкий. О методике исследования теплообразования при резании металла. «Заводская лаборатория» № 11—12, 1946.
9. С. Н. Бернштейн. Теория вероятностей, 1945.
10. В. И. Бирюков. Исследование технологии автоматического многопроходного нарезания замковых резьб, 1954 г. (диссертация).

## ТЕПЛОВОЙ БАЛАНС ПРИ РЕЗАНИИ СТАЛИ

### 1. Состояние вопроса

Среди основных проблем в области физики резания металлов центральное место занимают тепловые явления. Изучение тепловых явлений, происходящих при резании металлов, наряду с теоретическим интересом, имеет также большое практическое значение. Тепло, возникающее в процессе резания, влияет на стойкость инструмента, на его износ, на качество обработанной поверхности, изменяет механические свойства обрабатываемого металла изменяет коэффициент трения на передней и задней поверхностях инструмента, усадку стружки, и т. д. Без преувеличения можно сказать, что нет таких факторов, связанных с процессом резания, на которые не влияет тепло, возникающее в процессе резания. Изучение законов теплообразования и распределения тепла при резании может вскрыть сущность многих явлений, сопутствующих процессу резания, и указать пути повышения работоспособности инструмента, режимов резания, точности обработки и т. д. Количество тепла, образующегося при резании, зависит от величины работы, которая затрачивается на процесс резания. Как известно, общая работа резания состоит из работ, идущих на диспергирование, упругие деформации, пластические деформации и трение. Для пластических металлов первые две работы по своей величине незначительны, поэтому ими можно пренебречь. Таким образом, интенсивность образования тепла и расположение температурных полей зависит, главным образом, от объема пластических деформаций, величины трения стружки о переднюю поверхность и задней поверхности инструмента об обрабатываемый металл.

Следует отметить, что данные о количественном соотношении между работой, затрачиваемой на процесс резания, и выделившимся при этом тепле, противоречивы. В свое время работами русских исследователей (Саввин, Усачев) было установлено, что вся работа, затрачиваемая на процессе резания, преобразуется в тепло, т. е. количество теплоты, выделяющейся при резании, эквивалентно механической работе, затрачиваемой на этот процесс.

Рассматривая процесс резания как процесс сжатия металла, некоторые исследователи в последние годы пытались уточнить эти данные. В частности проф. В. Д. Кузнецов считает, по аналогии с пластическим сжатием, что при резании не вся механическая работа переходит в тепло. Около 15—20% всей работы переходит в поглощенную открытую энергию изменения кристаллической решетки. Однако, новейшие данные советских исследователей, вновь подтверждают установленное сорок лет тому назад русскими учеными положение о полном переходе в тепло всей работы, затрачиваемой на процесс резания.

Специальные исследования, произведенные в 1949 г. акад. П. А. Ребиндером и Г. И. Епифановым с целью изучения энергетического баланса процесса резания металлов<sup>1)</sup>, показали, что поглощаемая при резании алюминия энергия может составлять всего лишь около 1% от работы резания. Таким образом, можно считать, что практически вся работа резания переходит в тепло. Выделяющаяся в процессе резания теплота не аккумулируется в одном месте, а согласно законам физики распространяется от точек с высшей температурой к точкам с низкой температурой.

Отвод теплоты происходит в стружку, в резец, в обрабатываемый предмет и в окружающее пространство. Передача теплоты указанным источникам осуществляется теплопроводностью, конвекцией и лучеиспусканием.

Исследования Я. Г. Усачева, произведенные с помощью быстрорежущего инструмента в зоне низких скоростей (от 10 до 20 м/мин.) показали, что при резании стали в стружке остается от 60 до 80% тепла, причем с повышением скорости резания процент тепла, остающегося в стружке, повышается.

Более поздние калориметрические исследования<sup>1)</sup>, произведенные в зоне высоких скоростей резания (до 500 м/мин) показали, что с увеличением скорости резания количество теплоты, заключающееся в стружке, увеличивается, достигая 99% общего количества теплоты резания. Принципиально иной характер распределения теплоты в стружку (и в резец) в зависимости от скорости резания был получен проф. М. В. Касян<sup>2)</sup>. По этим данным количество теплоты в стружке возрастает с увеличением скорости резания, достигая своего максимума при скорости 43,5 м/мин (83,5%). В дальнейшем с возрастанием скорости величина этой теплоты падает, достигая минимума при

1) П. А. Ребиндер и Г. И. Епифанов, Об энергетическом балансе процесса резания металлов. Доклады Академии наук СССР, новая серия, т. XVI, № 4, 1949.

1) С. С. Можжев. Тепловые явления при резании стали при высокой скорости. Прогрессивная технология машиностроения, ч. 1, Машгиз, 1951.

2) А. А. Аваков. Некоторые вопросы стойкости реза. Сборник докладов объединенного семинара кафедр по физическим основам резания металлов, № 3-4, изд., ТБНИЖТ, 1948.

$v=108$  м/мин (53,5%), после чего количество теплоты в стружке опять возрастет.

Еще более противоречивы данные различных исследователей по вопросу о количестве теплоты, отводимой резцом, и переходящей в обрабатываемое изделие. Количество теплоты, отводимой резцом, в различного рода учебных материалах предлагается считать от 10 до 40% от всего количества образующейся теплоты. Исследования, проведенные в последние годы, показали, что теплота, отводимая резцом, во много раз меньше этих данных и составляет небольшой процент от общего количества теплоты, образующейся при резании. Еще менее определены данные о количестве теплоты, переходящей в обрабатываемое изделие.

Подводя итоги, следует отметить, что вопросы, связанные с тепловым балансом, недостаточно исследованы. Приводимые в литературе немногочисленные опытные данные по этому вопросу в ряде случаев противоречивы.

Учитывая это, автором были поставлены специальные опыты с целью исследования теплового баланса при точении.

### III. ОБРАБАТЫВАЕМЫЙ МАТЕРИАЛ, РЕЖУЩИЙ ИНСТРУМЕНТ И ОБОРУДОВАНИЕ

Опыты были проведены при точении стали 40X; ( $\sigma_s = 68$  кг/мм<sup>2</sup> и  $H_s = 190$ ).

Все опыты были произведены на пустотелых болванках.

Основные опыты были произведены цельными резцами из сплава Т60К6. Резцы имели фаску шириной 0,5—0,6 мм с отрицательным передним углом, равным  $\varphi = -10^\circ$ . Значение других геометрических параметров резца таково:  $\gamma = +12^\circ$ ,  $\varphi = 45^\circ$ ,  $\varphi_1 = 20^\circ$ . С целью размельчения стружки, а также для удобства ее сбора в калориметре, на резцах был сделан стружколомательный порожек.

Твердосплавные резцы применялись при работе в зоне высоких скоростей. При работе с низкими скоростями резцы из сплава Т60К6 выкрашивались, поэтому обработка стали 40X в зоне низких скоростей (ниже 70 м/мин) производилась цельными резцами из быстрорежущей стали марки Р18. Для получения сравнимых результатов резцы из быстрорежущей стали имели такую же геометрию, как и твердосплавные резцы.

Опыты были произведены на скоростном токарном станке модели 1620 завода «Красный пролетарий» с бесступенчатым регулированием чисел оборотов.

Температура резания измерялась методом естественной термопары. В процессе резания изолировались как резец, так и обрабатываемое изделие.

В процессе опытов, резец изолировался от суппорта станка разрезной текстолитовой колодкой.

Сбоку колодки был приделан пружинящий контакт для съема т. э. д. с. Указанная текстолитовая колодка не только теплоизо-

лировала резец, но и позволяла после окончания процесса резания быстро выталкивать резец в калориметр.

Для съема т. э. д. с. с вращающейся болванки был изготовлен скользящий контакт в виде пружинящей пластинки с вырезами из того же материала, который подвергался обработке.

Для определения средней температуры стружки, резца и обрабатываемой детали, а также количества тепла, поступающего в указанные объекты, был использован калориметрический метод.

Для ломания, размельчения стружки и более удобного сбора ее в калориметр при работе, вдоль оси заготовки прорезался узкий паз. Кроме того, резец устанавливался в суппорте в перевернутом положении.

Калориметрические установки были изготовлены из листового латуни толщиной 0,3 мм, при этом для замера средней температуры стружки и обрабатываемой детали применялись калориметры цилиндрической формы с воздушной прослойкой между стенками, а для замера средней температуры резца с целью уменьшения размеров калориметра, а следовательно и количества воды, калориметр был изготовлен прямоугольной формы.

Основные опыты производились с различными режимами резания и по возможности с одинаковой продолжительностью резания. Только в некоторых опытах при постоянном режиме приходилось изменять продолжительность резания. Поэтому пришлось изготовить калориметры нескольких размеров для замера средней температуры стружки и обрабатываемой детали. Замер средней температуры обрабатываемой детали производился одновременно с замером средней температуры резца (после минутной продолжительности резания), причем калориметры устанавливались на расстоянии 50—70 мм от поверхности резания<sup>1)</sup>.

Для соблюдения постоянной продолжительности резания (1 мин.) в основных опытах, при работе с различными скоростями резания применялись болванки различной длины (от 65 до 205 мм). Соответственно длине обрабатываемого изделия брались и калориметры различных размеров. Общий вид калориметров, применяемых при калориметрических исследованиях, показан на фиг. 1.

Температура воды в калориметре измерялась до опыта и после опыта ртутным термометром со шкалой разделенной на десятые доли градусов. Теми же ртутными термометрами измерялась начальная температура детали и резца.

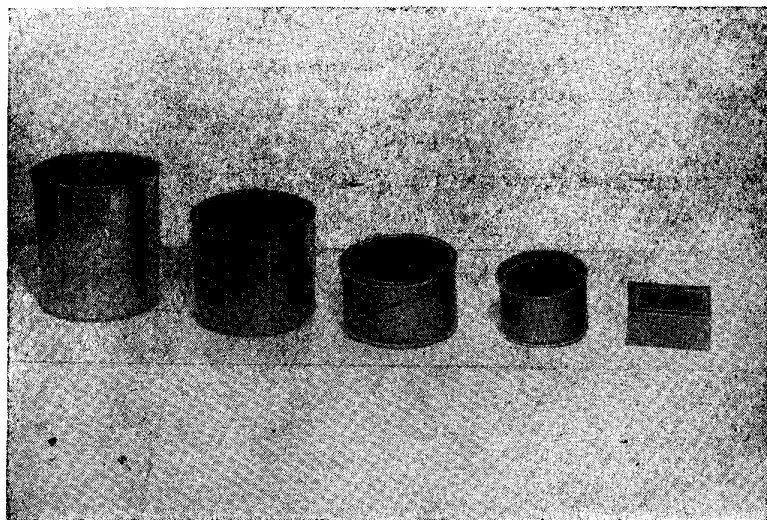
Взвешивание воды и смеси, а также обрабатываемой детали и резца производилось при помощи эталонных весов.

С целью выявления потери тепла горячей стружкой при падении в калориметр были произведены две серии опытов.

<sup>1)</sup> 50—70 мм расстояние зеркала воды в калориметре от поверхности резания.

В первой серии опытов калориметр устанавливался под направляющими станины, и стружка через специально для этой цели сделанный картонный кожух, суживающийся книзу, падала в калориметр. В этом случае зеркало воды в калориметре находилось на расстоянии около 500 мм от поверхности резания.

Во второй серии опытов зеркало воды в калориметре находилось на расстоянии 120 мм от поверхности резания. Общий вид установки, применяемой при этих опытах, показан на фиг. 2.



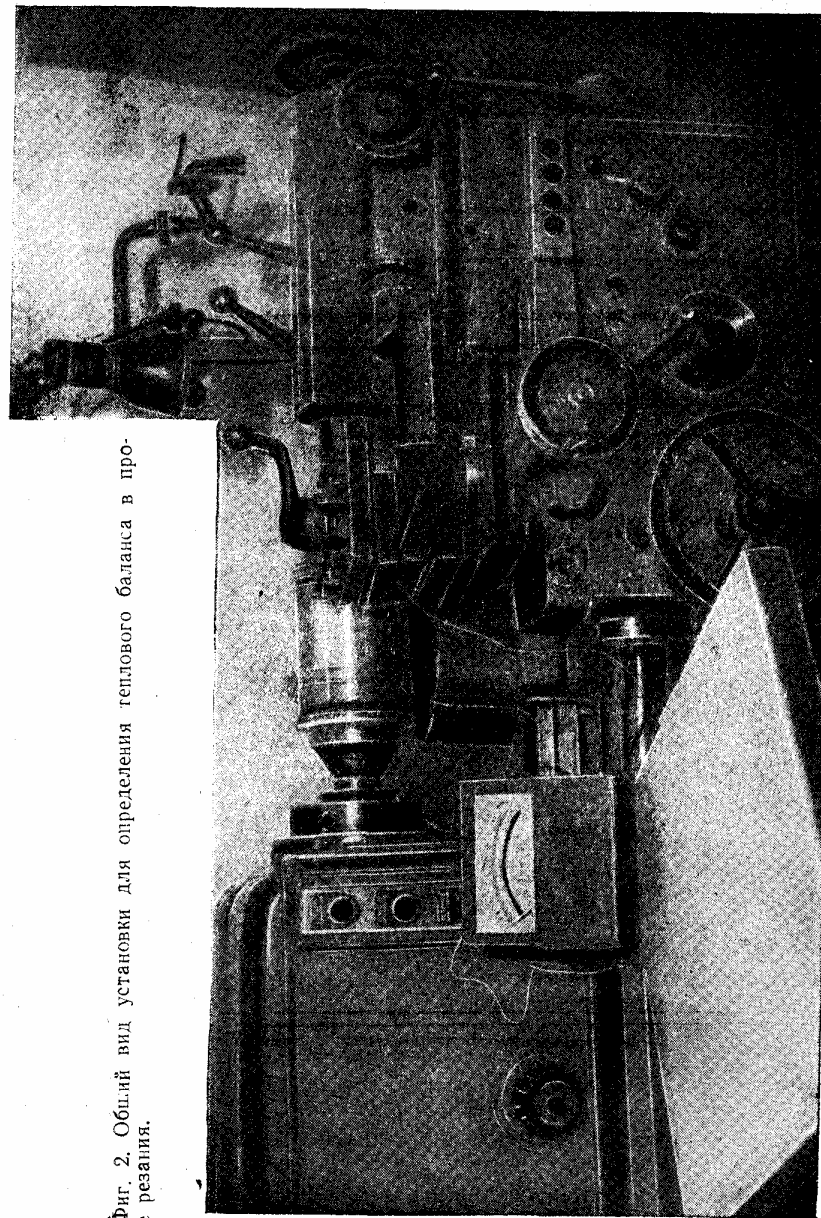
Фиг. 1. Общий вид калориметров, применяющихся при опытах.

В процессе всех опытов измерялось тангенциальное усилие  $P_z$ . Замер усилия  $P_z$  производился динамометром с тензодатчиками при помощи усилителя и осциллографа. На фиг. 3 показана аппаратура для замера усилия  $P_z$ .

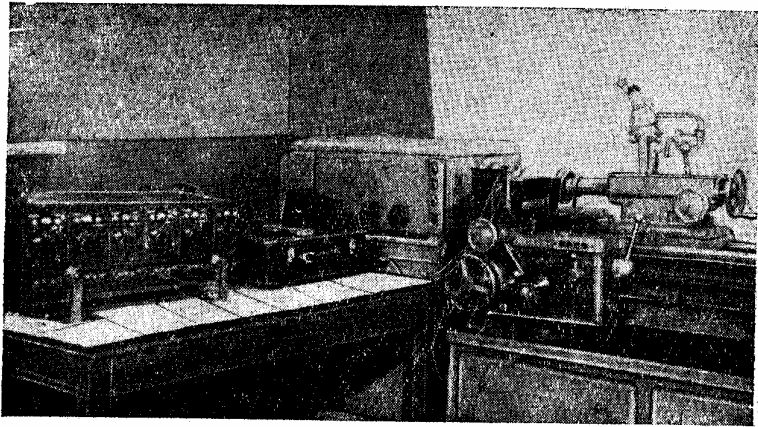
Для перевода милливольтов, регистрируемых естественной термопарой, производилась градуировка термопар. Градуирование термопар производилось после опытов в оловянной ванне.

### III. МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИИ

Для всестороннего исследования вопросов, связанных с тепловым балансом, были проведены: предварительные испытания для установления влияния продолжительности резания на количество тепла, переходящего в резец и в обрабатываемое изделие и основные испытания для определения количества тепла, переходящего



Фиг. 2. Общий вид установки для определения теплового баланса в процессе резания.



Фиг. 3. Общий вид приборов и установки для определения вертикальной силы резания.

в стружку, резец и обрабатываемое изделие при различных режимах резания.

Очевидно, количество тепла, переходящее в резец и обрабатываемое изделие, зависит от продолжительности резания. Чем больше продолжительность резания, тем больше тепла перейдет в резец и в обрабатываемый материал. Можно предположить, что это будет до тех пор, пока приток тепла в указанные объекты больше отвода тепла от них. По мере теплонасыщения при известной продолжительности резания, количество тепла в указанных объектах будет стабилизироваться.

Для экспериментальной проверки указанного предположения были поставлены предварительные опыты на стали 40X. Эти опыты производились при постоянном режиме резания  $v = 200$  м/мин,  $t = 1,5$  мм,  $s = 0,126$  мм/об. Продолжительность резания для отдельных опытов составляла: 0,5; 1; 2; 3; 4; 7; 7,5; 11 и 20 мин. В процессе каждого опыта калориметрическим методом замерялись средние температуры резца и изделия, а затем путем пересчета определяли количество тепла, переходящее в указанные источники.

Для выявления влияния скорости резания, подачи и глубины резания на тепловой баланс были произведены три серии опытов. В процессе каждой серии опытов, за исключением исследуемого фактора все остальные факторы сохранились постоянными.

Предварительно с помощью тензодатчика при всех режимах резания замерялось вертикальное усилие  $P_z$ .

Ввиду трудностей, связанных с одновременным замером средней температуры: стружки, резца и обрабатываемого изделия, а также температуры резания, тепловые исследования при каждом

режиме резания производились в два приема. Сначала с помощью калориметрической установки определялась средняя температура стружки, затем при том же режиме резания с помощью соответствующих калориметров определялась средняя температура резца и изделия. Каждый опыт при данном режиме резания как при определении средней температуры стружки, так и резца изделия повторялся 2—3 раза и по ним выводились средние значения.

В процессе калориметрических исследований одновременно регистрировались гальванометром данные естественной термопары.

По полученным опытным данным определялись средние температуры: стружки, резца и обрабатываемого изделия по следующей формуле:

$$\theta_0 = \theta_{см} + \frac{(C_b \theta_{см} - \theta_b)}{CG}, \quad (1)$$

где  $\theta_{см}$  — температура смеси (воды в калориметре после резания) в град.;

$C_b$  — вес воды в калориметре в г;

$\theta_b$  — начальная температура воды в калориметре в град.;

$C$  — теплоемкость (стружки, резца или соответственно обрабатываемого изделия);

$G$  — вес (стружки, резца или изделия) в г.

Количество тепла в стружке, резце или в обрабатываемом изделии определялось по формуле:

$$Q = (C_{гор} \theta_{гор} - C_{нач} \theta_{нач}) G, \quad (2)$$

где  $Q$  — количество тепла (в стружке, резце или в обрабатываемом изделии) в г;

$C_{гор}$  — теплоемкость горячей стружки, резца или изделия;

$\theta_{гор}$  — температура горячей стружки, резца или изделия, полученная по формуле (1);

$C_{нач}$  — теплоемкость стружки, или соответственно резца или изделия (начальная);

$\theta_{нач}$  — начальная температура (стружки или резца);

$G$  — вес (снятой стружки, резца или детали).

Учитывая возможность непопадания незначительной части стружки в калориметр, вес снимаемой стружки проверялся также по формуле:

$$G = tsv \gamma \text{ г/мин}, \quad (3)$$

где  $t$  — глубина резания в мм;

$s$  — подача за один оборот в мм/об;

$v$  — скорость резания в м/мин.

В большинстве случаев подсчет по формуле (3) почти точно совпадал с фактическим весом снятой стружки, попавшим в калориметр.

Исходя из того, что последние исследования вновь подтвердили, что вся механическая работа, затрачиваемая на процесс резания, полностью переходит в тепло, общее количество тепла, возникающее в процессе резания, подсчитывалось по формуле:

$$Q = \frac{P_z \cdot a}{427} \text{ к кал/мин}, \quad (4)$$

где  $P_z$  — вертикальное усилие резания в кг;  
 $v$  — скорость резания в м/мин.

При подсчете количества выделившегося тепла осевое усилие во внимание не принималось ввиду незначительности работы в направлении действия этого усилия.

Продолжительность резания при производстве калориметрических опытов с замером средней температуры обрабатываемой детали и резца составляла 1 мин. Продолжительность резания в 1 мин. при калориметрических исследованиях для замера средней температуры стружки в зоне скоростей более 200 м/мин не удавалось выдержать, так как при этом снималось настолько большое количество стружки, которое не помещалось в калориметре. Поэтому при больших скоростях резания сбор стружки производился в течение 30, а иногда в 20 сек. В дальнейшем, путем пересчета переходили к минутной продолжительности резания.

При работе же с более низкими скоростями, с целью повышения точности, продолжительность сбора стружки достигала 2—3 мин. И в этом случае путем пересчета определялось количество тепла, получаемое стружкой в 1 мин.

Влияние скорости резания на тепловой баланс исследовалось в широком диапазоне скоростей: от 10 до 750 м/мин.

Постоянными величинами при производстве этих опытов были:  $t = 1,5 \text{ мм}$ ,  $s = 0,12 \text{ мм/об}$ .

#### IV. РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ

Прежде всего был исследован характер зависимости количества теплоты и средней температуры резца и обрабатываемого изделия от продолжительности резания. Режим резания при этих исследованиях:  $v = 200 \text{ м/мин}$ ,  $t = 1,5 \text{ мм}$ ;  $s = 0,126 \text{ мм/об}$ . Результаты этой серии опытов представлены на фиг. 4, 5, 6. Причем на фиг. 6 для сравнения, наряду со средней температурой резца, также показана зависимость температуры резания от продолжительности работы резца.

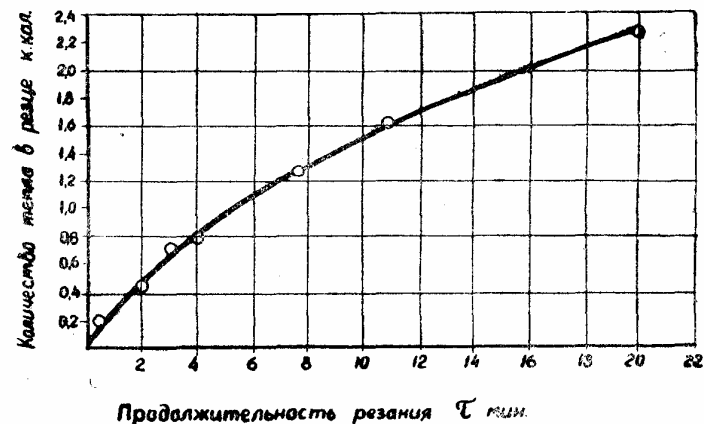
Из опытов следует.

1. Средняя температура резца, а также количество теплоты, переходящей в резец и обрабатываемое изделие, возрастает с увеличением продолжительности резания.

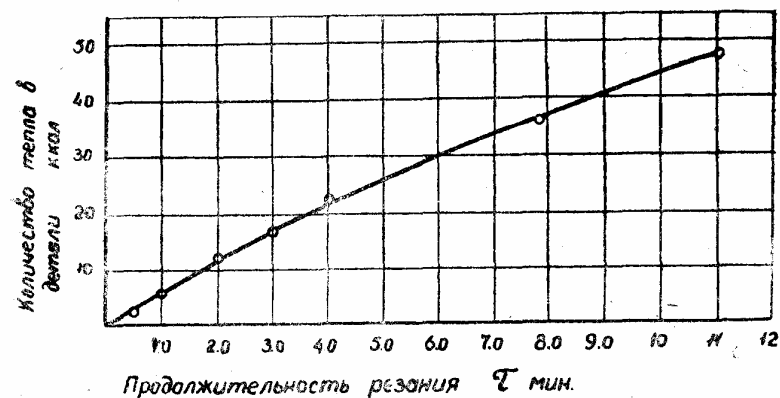
2. Несмотря на сравнительно большую продолжительность резания (20 мин.), ожидаемой стабилизации количества тепла, переходящего в резец и обрабатываемое изделие, не наблюдается.

3. Температура поверхности соприкосновения стружки с передней гранью резца (температура резания) значительно выше средней температуры резца. Даже при наибольшей продолжительности резания (20 мин.) температура резания в 4 раза выше средней температуры резца.

Для получения сопоставимых результатов основные опыты были произведены при одинаковой продолжительности резания, равной 1 мин. Результаты исследования влияния скорости резания в

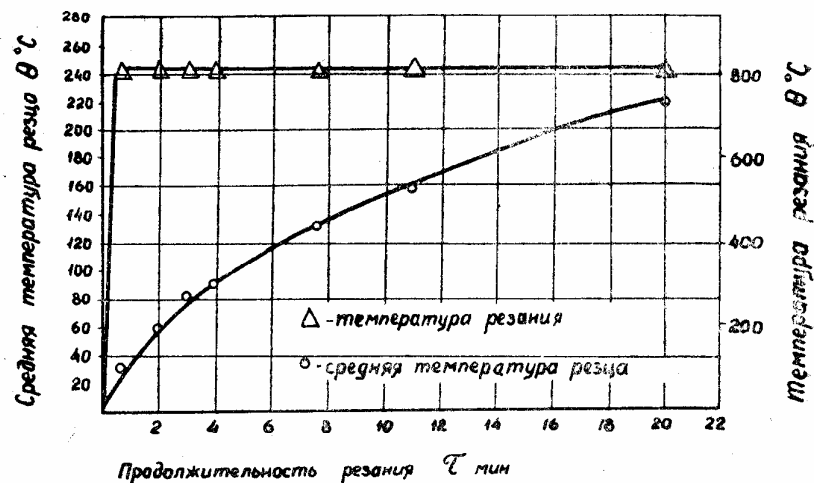


фиг. 4 Влияние продолжительности резания в мин. на количество тепла в резце в ккал.



фиг. 5. Влияние продолжительности резания в мин. на количество тепла в детали в ккал.

широких пределах на среднюю температуру стружки и температуру резания представлены на фиг. 7. При этих опытах зеркало воды в калориметре располагалось на расстоянии 120 и 500 мм от поверхности резания. Анализ опытов позволяет сделать следующее заключение:



Фиг. 6. Влияние продолжительности резания в мин. на среднюю температуру резца.

1. Температура резания при прочих равных условиях в 2 раза выше средней температуры стружки.

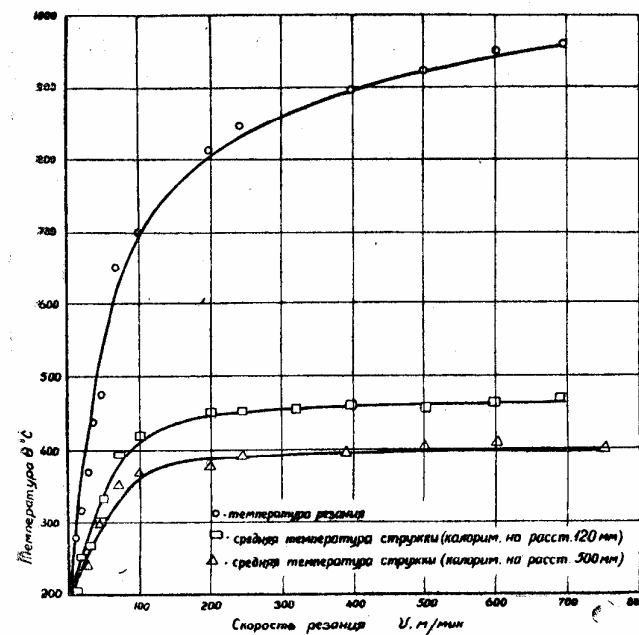
2. Средняя температура стружки, полученная при расположении зеркала воды в калориметре на расстоянии 120 мм от поверхности резания на 50—75° выше, по сравнению с расположением зеркала воды в калориметре на расстоянии 500 мм.

3. Средняя температура стружки возрастет с увеличением скорости резания, причем характер возрастания средней температуры стружки для различных зон скоростей различен.

В зоне скоростей от 10 до 100 м/мин увеличение скорости резания приводит к резкому возрастанию средней температуры стружки. При дальнейшем увеличении скорости (от 100 до 250 м/мин) интенсивность возрастания средней температуры стружки значительно уменьшается. В зоне же скоростей от 250 до 750 м/мин увеличение скорости резания оказывает незначительное влияние на среднюю температуру стружки.

На фиг. 8 дана кривая зависимости количества тепла в стружке от скорости резания. На фиг. 9 приводится график зависимости тепла в стружке в процентах от общего количества тепла при различных скоростях резания.

Из этих графиков следует, что количество тепла в стружке возрастает пропорционально скорости резания. Процент тепла в стружке интенсивно возрастает, составляя около 65%, при увеличении скорости резания до 100 м/мин. При дальнейшем увеличении



Фиг. 7. Влияние скорости резания на температуру резания и среднюю температуру стружки.

скорости от 100 до 320 м/мин происходит менее интенсивный рост процентного содержания тепла в стружке, достигая при  $v=320$  м/мин около 82%. Дальнейшее увеличение скорости (выше 320 м/мин) приводит к некоторому снижению процента тепла в стружке.

В табл. 1 приводятся данные об относительном количестве тепла, т. е. тепла в 1 см<sup>3</sup> стружки при различных скоростях резания ( $s=0,126$  мм/об).

Графическое изображение данных табл. 1 приведено на фиг. 10.

Из рассмотрения фиг. 10 следует, что характер зависимости относительного количества тепла от скорости резания такой же как в зависимости процентное содержание тепла в стружке (фиг. 9) от скорости резания. С увеличением скорости резания примерно до 320 м/мин относительное количество тепла возрастает, дальнейшее увеличение скорости резания приводит к некоторому понижению относительного количества тепла.



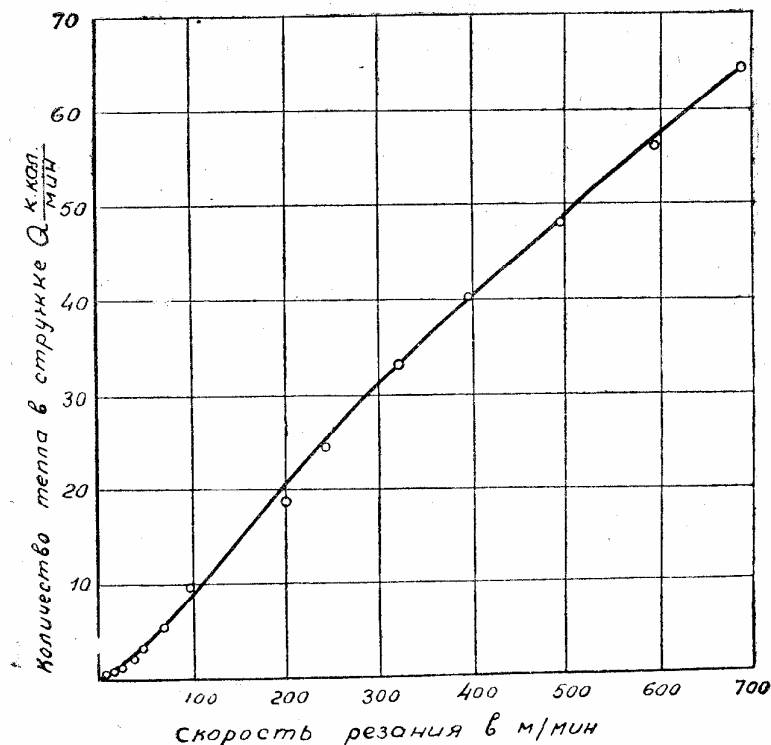
Таблица 1.

Относительное тепло (тепло в  $1 \text{ см}^3$  стружки) в зависимости от скорости резания.

Глубина резания $t$ в мм	Скорость резания $v$ в м/мин	Объем снимаемой стружки в $\text{см}^3/\text{мин}$	Относительное количество тепла
1,5	10,2	1,93	0,19
1,5	20,4	3,87	0,25
1,5	30	5,7	0,26
1,55	40,5	7,89	0,294
1,5	50,1	9,47	0,32
1,42	70	12,5	0,44
1,48	100,5	18,65	0,5
1,44	200	36	0,52
1,5	240	45,3	0,53
1,47	315	59,27	0,56
1,5	390	74,1	0,55
1,45	500	91	0,524
1,52	600	114,6	0,49

С увеличением скорости резания пропорционально возрастает количество тепла, но также пропорционально увеличивается объем снимаемой стружки, в результате чего должно остаться постоянным количество тепла в единице объема снимаемой стружки. Это рассуждение можно считать правильным, если количество тепла, переходящего из стружки в обрабатываемое изделие, одинаково при малых и больших скоростях резания, однако, как видно из дальнейшего, с увеличением скорости резания в указанных пределах (от 10 до 320 м/мин) количество тепла в обрабатываемом изделии уменьшается. Очевидно, чем больше скорость резания, тем меньше время контакта горячей стружки с обрабатываемым изделием, тем меньше теплоты успевает перейти из стружки в изделие. Можно предположить, что при достижении достаточно высокой скорости все тепло деформации останется в стружке, если отсутствуют факторы, действующие в противоположном направлении.

Изменение же характера зависимости процента тепла и относительного количества тепла от скорости резания в зоне скоростей более 320 м/мин в первом приближении можно объяснить следующим. Как известно, железоуглеродистым сплавам присуще явление синеломкости, которое заключается в том, что при температуре 250—400° сталь становится хрупкой и покрывается синим цветом побежалости. Чем выше исходная прочность стали, тем выше критическая температура синеломкости, т. е. наибольшей хрупкости. Кроме того, температура, вызывающая синеломкость, может изменяться в зависимости от скорости деформации. Как следует из раз-



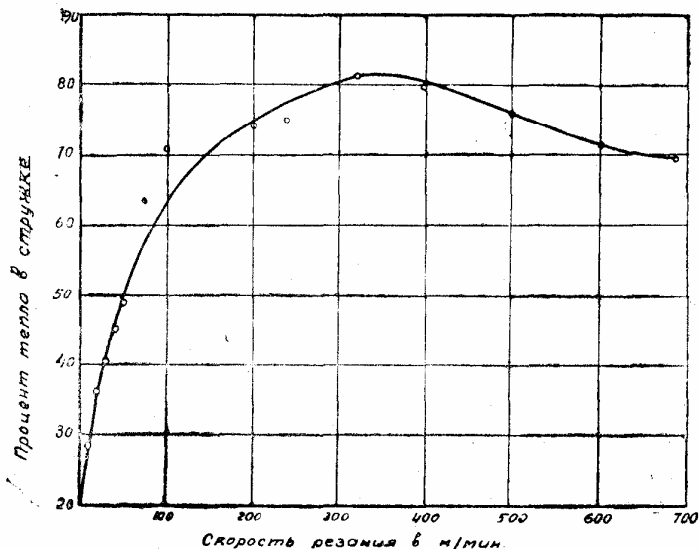
Фиг. 8. Влияние скорости резания на количество тепла в стружке.

личных источников, то же явление имеет место для малолегированных сталей. Можно предположить, что в нашем случае указанное явление имеет место при температуре деформации стружки около 400°. Если принять во внимание, что средняя температура стружки выше температуры деформации, а температура резания, в свою очередь, значительно выше средней температуры стружки, то явление синеломкости в нашем случае могло иметь место примерно при температуре резания около 850° (средняя температура стружки 450°). Как видно из фиг. 7 этой температуре соответствует скорость резания 300 м/мин. Таким образом, можно предположить, что при скорости резания выше 300 м/мин из-за явления синеломкости уменьшается объем пластической деформации стружки, в результате чего, уменьшается количество тепла в  $1 \text{ см}^3$  стружки.

Также можно предположить, что при работе в зоне высоких скоростей (более 320 м/мин) под воздействием высоких температур возрастает коэффициент трения, тем самым в общем балансе теп-

ла возрастает удельный вес теплоты трения, по этой причине в обрабатываемое изделие переходит больше тепла (фиг. 13).

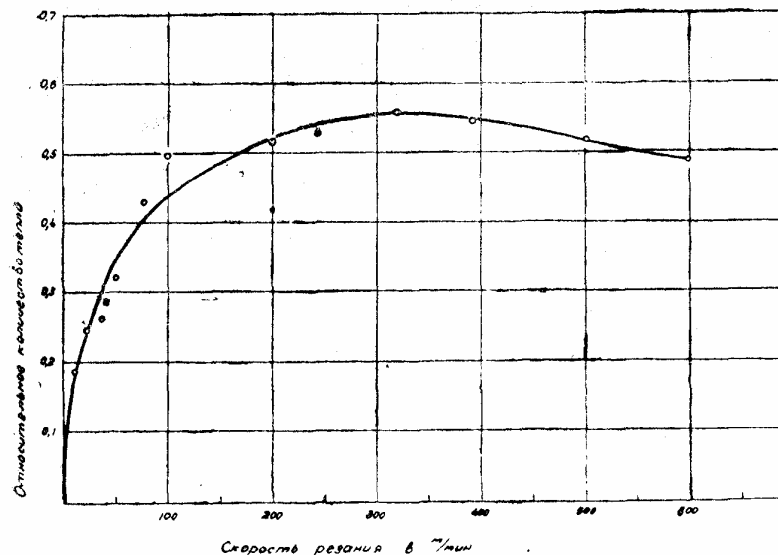
На графиках фиг. 11 представлена полученная в результате опытов зависимость процента тепла в обрабатываемой детали от скорости резания. Из этого графика видно, что при увеличении скорости от 10 до 350 м/мин процент тепла в обрабатываемой детали уменьшается. При этом наиболее интенсивное падение процента тепла наблюдается в зоне скоростей от 10 до 100 м/мин. При дальнейшем увеличении скорости (свыше 350 м/мин) процент тепла в обрабатываемой детали возрастает.



Фиг. 9. Влияние скорости резания на процент содержания тепла в стружке.

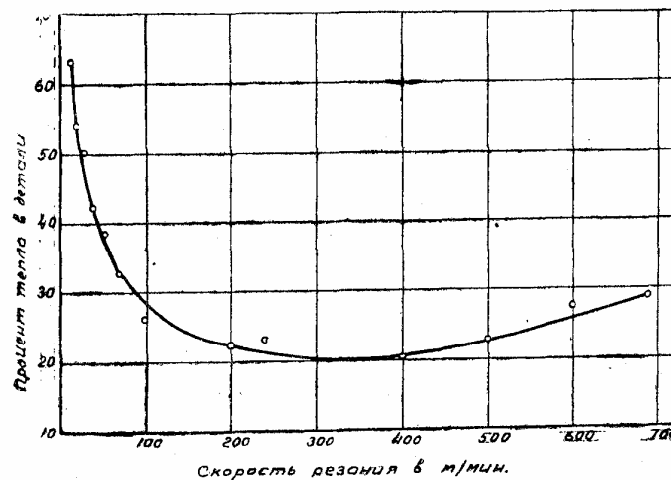
На фиг. 9, 13 и 14 показаны зависимости количества тепла в процентах в резце, а также средней температуры резца и температуры резания от скорости резания.

Из графиков 12 и 13 видно, что количество тепла в резце и средняя температура резца возрастает с увеличением скорости резания. Кроме того, из фиг. 13 также следует, что температура резания в 14—18 раз выше средней температуры резца. Из фиг. 14 следует, что при увеличении скорости резания от 10 до 600 м/мин процент тепла в резце уменьшается, при этом интенсивность уменьшения процента тепла в резце для различных зон скоростей различна. При увеличении скоростей от 10 до 100 м/мин процент тепла в резце резко падает. В зоне скоростей от 100 до 300 м/мин процент тепла в резце также уменьшается, но менее интенсивно, чем в пер-

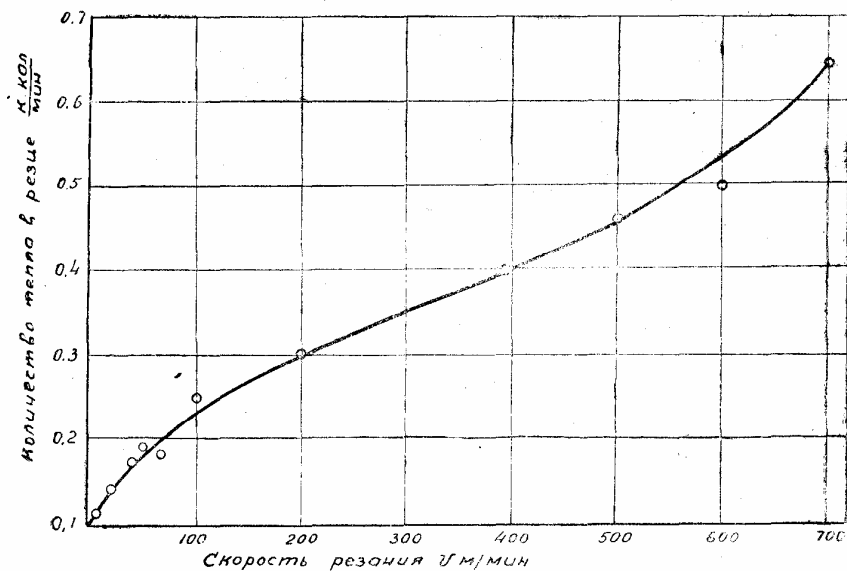


Фиг. 10. Влияние резания на тепло, содержащееся в 1 см<sup>3</sup> в стружке (относительное тепло).

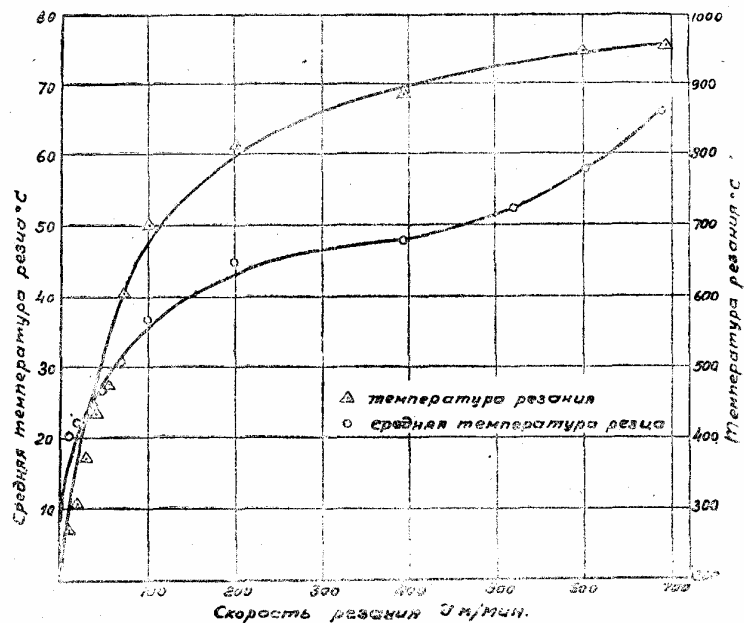
вой зоне. Дальнейшее увеличение скорости (от 300 до 600 м/мин) незначительно изменяет процент содержания тепла в резце, а при скоростях от 600 до 700 м/мин наблюдается даже небольшое повышение процента тепла в резце.



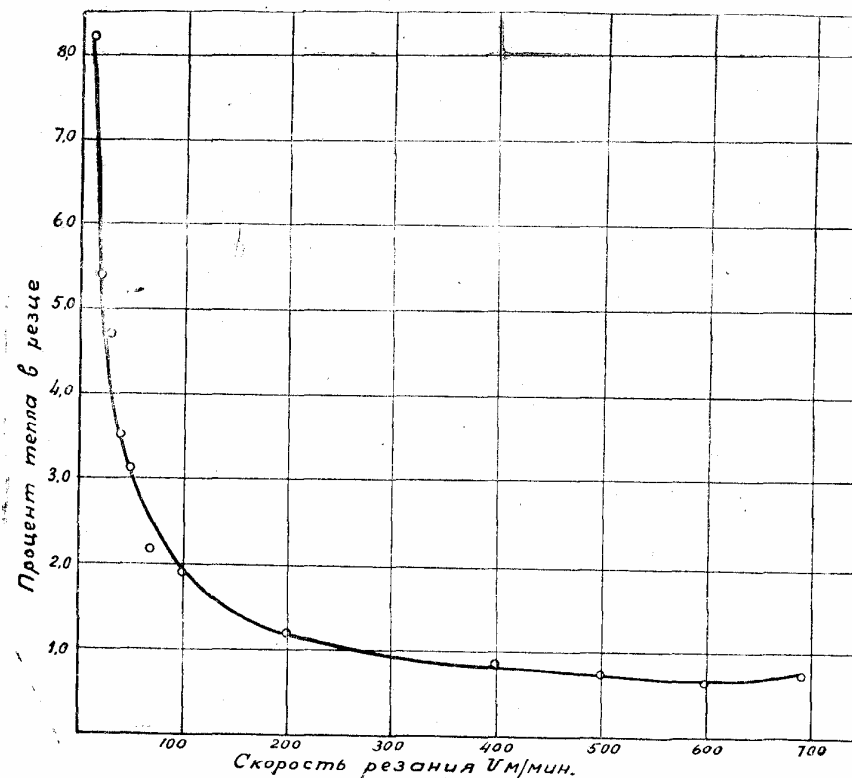
Фиг. 11. Зависимость количества тепла в детали в % от скорости резания.



Фиг. 12. Зависимость количества тепла в резце от скорости резания.



Фиг. 13. Зависимость средней температуры резца от скорости резания.



Фиг. 14. Зависимость количества тепла в резце от скорости резания в %.

При обработке стали 40X с  $s=0,125$  мм/об и  $t=1,5$  мм тепловой баланс характеризуется следующими процентами тепла, переходящего в резец, стружку и в обрабатываемую деталь (табл. 2).

Влияние глубины резания исследовалось при пяти значениях глубины. Постоянные величины  $v=200$  м/мин,  $s=0,13$  мм/об (фиг. 15). С увеличением глубины резания как общее количество тепла, так и количество тепла в стружке возрастает.

То же самое наблюдается при увеличении подачи (фиг. 16). Постоянные величины в опытах по подаче:  $v=200$  м/мин;  $t=1,5$  мм. Кроме того, те же опыты показали, что процент тепла в стружке не зависит от глубины резания и незначительно зависит от подачи.

### ВЫВОДЫ

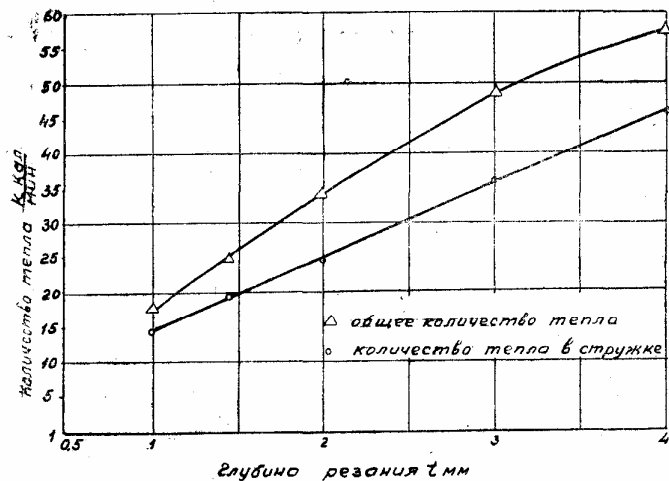
1. Приведенные в различных литературных источниках данные о тепловом балансе нуждаются в существенном исправлении<sup>1)</sup>.

<sup>1)</sup> Г. И. Грановский, П. П. Грудов, В. А. Кривоухов, М. Н. Ларин, А. Я. Малкин, Резание металлов, Машгиз, 1954.

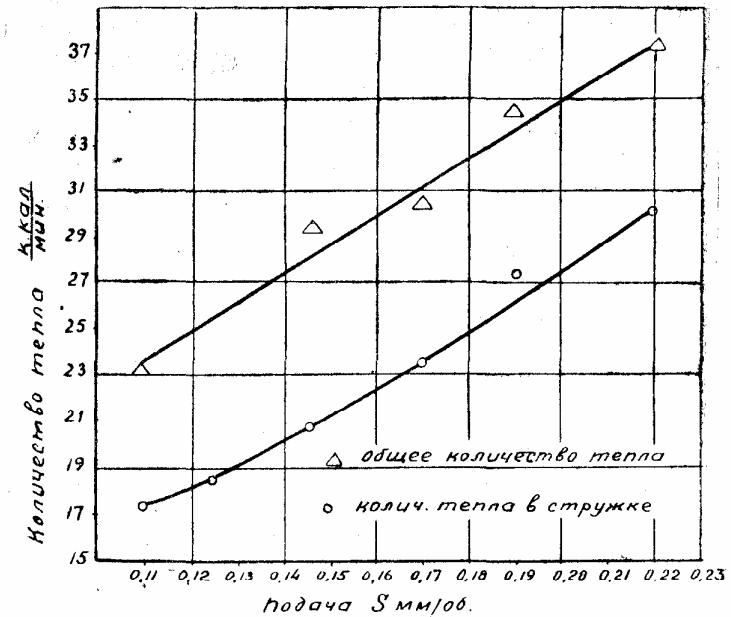
Таблица 2  
Тепловой баланс при точении стали 40X

Скорость резания $v$ в м/мин	Процент тепла		
	в стружке	в детали	в резце
10	27	63	8,2
20	38	54,5	5,4
30	41	50	4,7
40	46	42,5	3,5
50	50	37,9	3,1
70	63	32,5	2,2
100	71	26	1,9
200	74	22	1,2
240	75	23	—
395	80	20	0,8
500	76	22,5	0,73
600	71	27,5	0,63
690	70,7	28,8	0,7

2. Утверждение о том (Можаяев), что с увеличением скорости резания количество тепла в стружке непрерывно увеличивается, достигая 99% от общего количества теплоты при скорости резания 500 м/мин, нашими опытами не подтверждается. Прирост тепла в стружке в процентах наблюдается только в диапазоне скорости до 400 м/мин, составляя при этой скорости 82% от общего количества тепла. Дальнейшее увеличение скорости резания приводит к уменьшению процента тепла в стружке (при  $v=700$  м/мин процент тепла в стружке составляет 70%).



Фиг. 15. Зависимость общего количества тепла от глубины резания.



Фиг. 16. Зависимость общего количества тепла от подачи.

3. Также не подтверждаются данные о том, что процент теплоты, переходящей в изделие, непрерывно уменьшается с увеличением скорости резания, достигая 1% при скорости в 500 м/мин. На самом деле даже при работе со значительно более высокой скоростью (700 м/мин) в обрабатываемое изделие переходит 25—28% от общего количества тепла. Кроме того, непрерывное уменьшение количества тепла в изделии с увеличением скорости резания не наблюдается. Процент тепла в изделии уменьшается при увеличении скорости в пределах от 20 до 350 м/мин. При дальнейшем увеличении скорости резания (свыше 350 м/мин) процент тепла в обрабатываемой детали возрастает.

4. Наши опыты показали, что в резец переходит только незначительный процент (от 0,7 до 8%) от общего количества тепла. Кроме того, наши опыты показали, что при увеличении скорости резания до 10—600 м/мин процент тепла в резце уменьшается, при дальнейшем увеличении скорости резания процент тепла в резце несколько возрастает.

5. Характер зависимости относительного количества тепла, т. е. тепла, содержащегося в 1 см<sup>3</sup> стружки, от скорости резания такой же, как процент тепла в стружке от скорости резания.

6. Средние проценты, характеризующие тепловой баланс при точении стали 40X, следующие:

а) при обычном резании (скорость от 20 до 50 м/мин):

- в стружку — 45%;
- в изделие — 50%;
- в резец — 2,5%;
- в станок и окружающее пространство — 2,5%;

б) при скоростном резании (при скорости от 100 до 350 м/мин):

- в стружку — 75%;
- в изделие — 22%;
- в резец — 1,5%;
- в станок и окружающее пространство — 1,5%.

## ВОПРОСЫ ИЗМЕНЕНИЯ ТЕМПЕРАТУР ПРИ РЕЗАНИИ МЕТАЛЛОВ

При измерении температуры в процессе резания металлов чаще всего используют метод термопар. Процесс резания характеризуется наличием температур в зоне резания, превышающих 1000°. Измерение таких температур вообще в технике не является простой задачей, при резании же это особенно трудно. Методика измерения температуры при резании с помощью термопар является мало разработанной. Часто, именно вследствие этого, эксперименты, проведенные различными исследователями и касающиеся одной и той же области, противоречат друг другу, а результаты экспериментов обесцениваются.

Метод термопар применяется в различных вариантах. Для измерения температуры определенной точки режущего инструмента или изделия можно применять обычную термопару. Иногда в качестве одного компонента термопары применяют какой-либо проводник, например константан, в качестве другого материал резца (так называемая «полуискусственная» термопара). Наконец широко применяется термопара «инструмент-изделие» или «естественная» термопара.<sup>1)</sup>

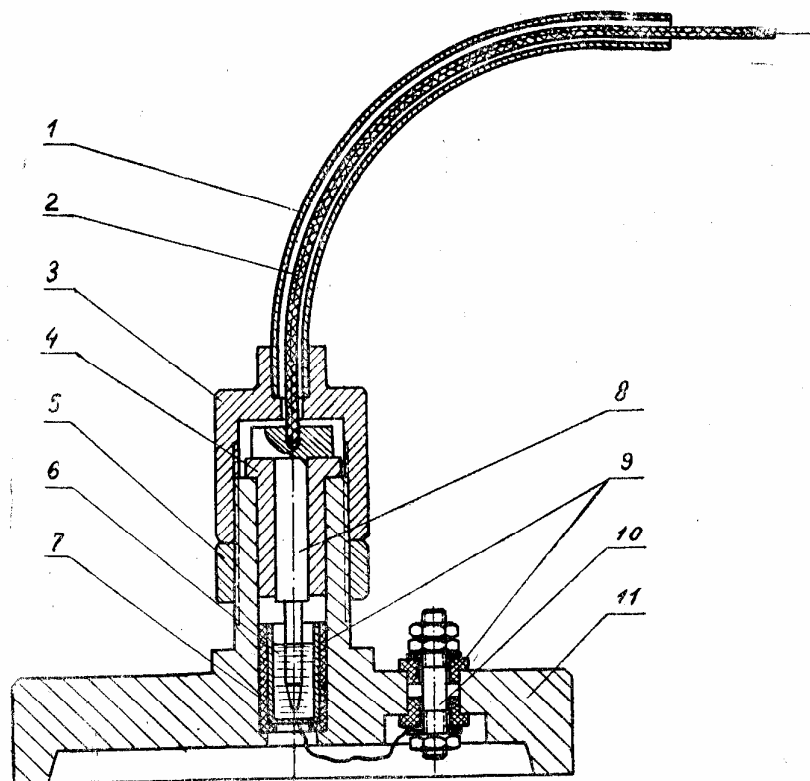
При использовании термопары «инструмент-изделие» для съема термоэлектродвижущей силы с вращающейся детали при точении или с вращающегося инструмента при фрезеровании и сверлении возникает необходимость применять скользящий контакт. Конструкция скользящего контакта должна отвечать определенным требованиям. Контакт не должен вносить паразитных токов в основную электрическую цепь, сопротивление его должно

<sup>1)</sup> Правильнее эту термопару называть термопарой «инструмент-изделие». Термин «естественная термопара» очевидно предусматривает понятие «неестественной» термопары. Между тем как «полуискусственная» и «искусственная» термопары столько же естественны, как и первая. Термопары применяются очень широко в технике и едва ли имеется необходимость в области резания металлов устанавливать особую терминологию, например обычную термопару называть «искусственной».

быть неизменным в процессе работы, а конструкция удобна в эксплуатации.

Для съема тока с вращающейся детали чаще всего применяют ртутный скользящий контакт. Обычно контакт выполняется в виде диска, опущенного в ванну с ртутью. Такая конструкция имеет недостатки. При периодическом соприкосновении с воздухом и ртутью диск загрязняется, что приводит к значительному изменению сопротивления скользящего контакта. При вращении диска с большими скоростями ртуть разбрызгивается и имеют место вредные ртутные испарения.

Указанные недостатки устранены в описываемой ниже конструкции ртутного скользящего контакта с гибким валиком. В корпус 11 (фиг. 1) вставлен стаканчик 7 с ртутью 6. В контакте находится игла 8, вращающаяся во втулке 4, и ртуть. В кожухе 1



Фиг. 1. Ртутный скользящий контакт с гибким валиком:  
1 — кожух гибкого валика; 2 — гибкий валик; 3 — колпачек; 4 — втулка; 5 — контргайка; 6 — ртуть; 7 — стаканчик; 8 — игла; 9 — изоляция; 10 — клемма; 11 — корпус.

помещен гибкий валик 2, который одним концом соединяется с иглой 8, другим — с вращающейся вокруг горизонтальной оси деталью. При работе на токарном станке приспособление целесообразно устанавливать сзади передней бабки, при этом на заднем конце шпинделя устанавливается специальная крышка, куда закрепляется конец гибкого валика. Между внутренним торцом колпачка 3 и головкой иглы 8 должен быть небольшой зазор. В таком положении колпачок контрится гайкой 5. Идущий к прибору провод присоединяется к клемме 10. Для предотвращения попадания посторонних токов в цепь необходимо изолировать с помощью текстолитовых втулок 9 стаканчик 7 и клемму 10, соединив их при этом специальным проводом. Направление резьбы корпуса выбирается в зависимости от направления вращения гибкого валика. Правильно изготовленный и отрегулированный контакт при числе оборотов шпинделя до 1200 можно не закреплять при работе.

Ртуть и игла должны периодически подвергаться очистке.

При замере температуры термодарой «резец-изделие» в случае применения составного резца, в частности с пластинкой твердого сплава, возникают затруднения в создании холодного спая термодары, так как в процессе резания нагревается вся пластинка. Наиболее простым выходом является применение цельного резца из твердого сплава. Однако такой способ не может быть рекомендован как типовой.

Известны конструкции резцов проф. Даниеляна, обеспечивающие наличие холодного спая резца [1].

Холодный спай на резце можно получить также применяя стандартные пластины. На фиг. 2 показана одна из конструкций резца с холодным спаем. Пластина твердого сплава 2 закрепляется на державке 1 резца с помощью болта и прижимной планки. К левой выступающей части пластины с помощью струбцины 4 крепится пластина твердого сплава 3 из того же материала, что и пластина 2. Точка А холодного спая получается после присоединения двух—трех пластин в зависимости от их размера. При этом желательно использовать крупные пластины.

Описанный принцип можно применить и для резцов с напаянной пластинкой, подводя цепь пластинок сверху резца. Конструкция такого резца показана на фиг. 3. В корпусе 5 впаивается пластинка 1. Цепь трех пластинок 2—4 берется из того же материала, что и пластина 1. Планка 6 прижимает посредством винтов 7 пластины к упору 3 и к рабочей пластинке 1. Холодным спаем в данном случае будет являться пластина 4. В случае опасности прогрева последней, от нее с помощью струбцинок можно отвести сколь угодно длинную цепь аналогичных пластинок.

Помимо описанных способов, измерение термоэлектродвижущей силы может производиться и без специальных приспособлений: холодным спаем термодары может служить наименее нагретая точка пластины обычного резца. При этом необходимо конт-

ролировать температуру «нагретого холодного спае» и вводить соответствующую поправку на показания прибора. Проводником, присоединяемым к холодному спаю, должен быть материал обрабатываемой детали, в виде пластины или тонкой отожженной стружки, снятой с детали.

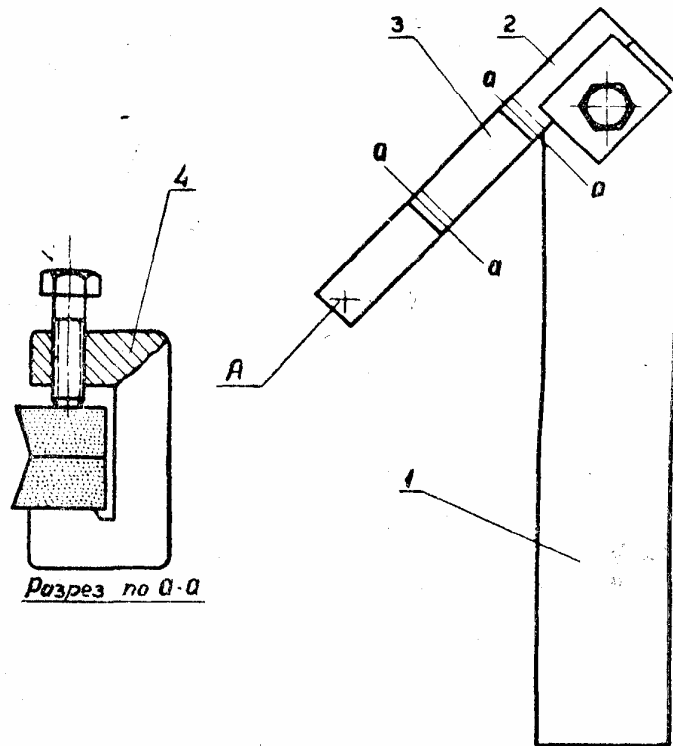
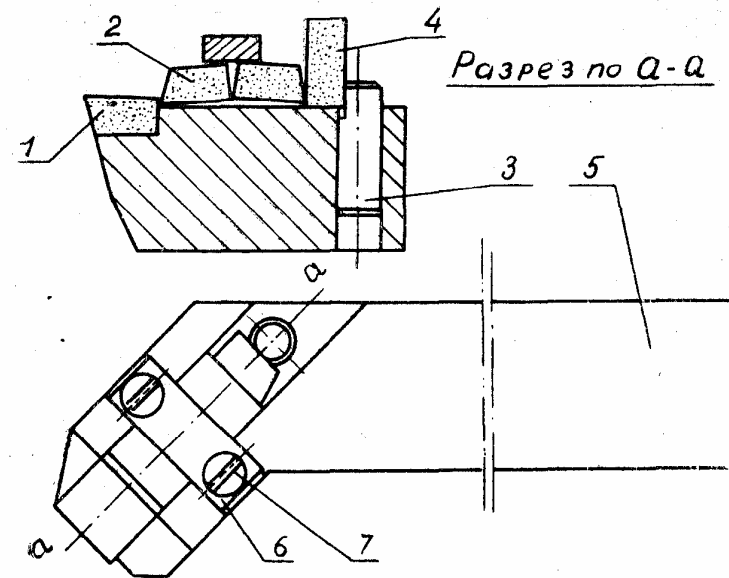


Рис. 2. Резец с «холодным спаем». 1 — державки; 2 и 3 — пластины твердого сплава, 4 — струбцина.

Для определения т. э. д. с., возникающей в цепи, воспользуемся уравнением (1).

$$E_{AB}(t^0; 0^0) = E_{AB}(t^0; t_0^0) + E_{AB}(t_0^0; 0^0), \quad (1)$$

где  $E_{AB}$  — термоэлектродвижущая сила, возникающая в цепи, составленной из проводников А (резец) и В (деталь) при температуре



Фиг. 3. Резец с «холодным спаем» с припаянной пластинкой: 1, 2 и 4 — пластины твердого сплава; 3 — упор; 5 — корпус; 6 — планки; 7 — винты.

горячего спае  $t^0$  и температуре холодного спае  $0^0$   $E_{AB}(t^0; t_0^0)$  — термоэлектродвижущая сила, возникающая в цепи, составленной из проводников А и В при температуре горячего спае  $t^0$ , холодного спае  $t_0^0$ .

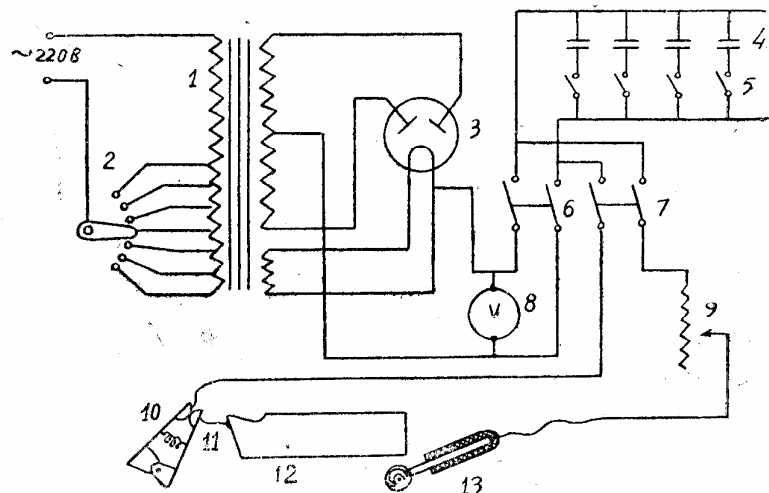
$E_{AB}(t_0^0; 0^0)$  — термоэлектродвижущая сила, возникающая в цепи, составленной из проводников А и В при температуре горячего спае  $t_0^0$ , холодного  $0^0$ .

Искомой величиной является  $E_{AB}(t^0; 0^0)$ . Последовательность измерения температуры при «нагретом холодном спае» такова: регистрируется, как обычно, величина электродвижущей силы  $E_{AB}(t^0; t_0^0)$ . Затем с помощью специальной термопары измеряется температура  $t_0^0$  точки холодного спае. По тарировочному графику термопары «материал детали — твердый сплав» находят термоэлектродвижущую силу  $E_{AB}(t_0^0; 0^0)$ , соответствующую температуре  $t_0^0$ ; после чего определяют величину  $E_{AB}(t^0; 0^0)$  по приведенному уравнению. По найденной величине  $E_{AB}(t^0; 0^0)$  находят по тарировочному графику температуру резания.

Метод термопар широко применяется для исследования тем-

пературных полей режущего инструмента. В этом случае трудность задачи состоит в изыскании способа подвода термопары к исследуемой точке. Предложенные в 1916 г. конструкции термопар Я. Г. Усачева [3] слишком сложны в изготовлении: за 40 лет, прошедших со времени его опытов, никто не использовал термопары в предложенном им виде. Их видоизменением являются термопары, которые вставляются в резец через канал и прижимаются к месту контакта пружиной [4]. Эти термопары более просты в изготовлении, однако они дают заниженное значение измеряемой температуры. Об этом говорит следующий опыт. Опустим термопару в тонкостенный (0,3 мм) латунный сосуд с кипящей водой. Термопара показывает 100°. Если затем термопару прижимать к наружной стенке сосуда, то показания колеблются в пределах 82—85° в зависимости от контакта. Если же термопару приварить к наружной стенке сосуда, то показания возрастают до 97,5°, т. е. по меньшей мере на 12,5°. Таким образом приварка термопары к исследуемому телу обеспечивает наилучший тепловой контакт.

Ниже описывается метод приварки термопар к резцу, основанный на использовании энергии разряда конденсаторов. На фиг. 4 показана электрическая схема установки, выполненная по типу установки для приварки термопар, применяемой проф. Н. Н. Рыкалинным [5]. Через трансформатор 1 посредством переключателя



Фиг. 4. Электрическая схема установки для приварки термопар: 1 — регулируемый трансформатор; 2 — переключатель трансформатора; 3 — лампа выпрямителя; 4 — конденсаторы; 5 — выключатели конденсаторов; 6 — рубильник зарядки конденсаторов; 7 — рубильник разрядки конденсаторов; 8 — вольтметр постоянного тока; 9 — реостат; 10 — пружинный держатель; 11 — привариваемая проволока термопары; 12 — резец; 13 — шаровой разрядник.

2 на лампу 3 выпрямителя подается различное напряжение, контролируемое на выходе вольтметром 8. Бумажные или электролитические конденсаторы 4 заряжаются постоянным током. Емкость блока конденсаторов регулируется выключателями 5, сила тока в цепи реостатом 9.

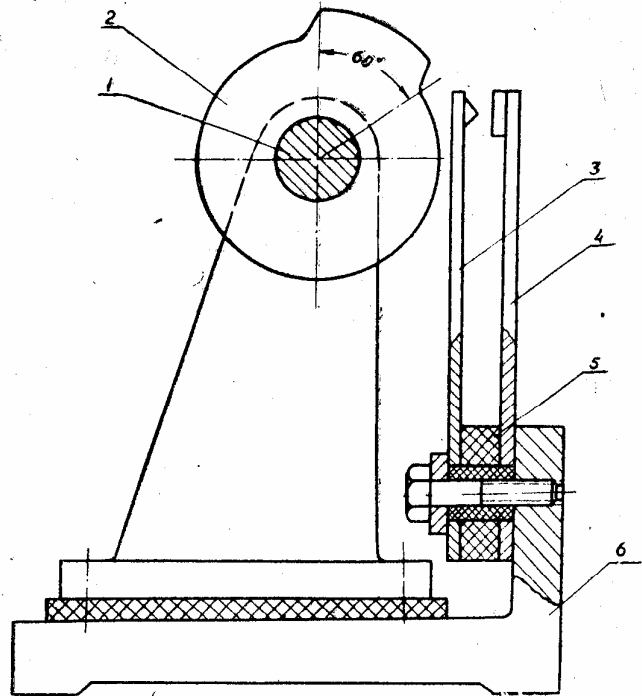
Перед приваркой устанавливаются режимы (напряжение, емкость, сопротивление цепи), заряжаются конденсаторы включением рубильника зарядки 6, после чего рубильник выключается. Затем включается рубильник разрядки 7, термопара 11, зажатая в пружинном держателе 10, подводится к резцу 12 и с помощью шарового разрядника 13 дается разряд конденсаторов. Термопара приваривается прочно к резцу. Электрические режимы зависят в основном от поперечного сечения привариваемых проволок. Примерные режимы для приварки проволоки диаметром 0,5 мм: напряжение — 200 в, емкость — 1000 мкф, сопротивление — 5 ом. Рубильники 6 и 7 надлежит блокировать или вместо них ставить специальный переключатель. Пружинный держатель 10, так же как и шаровой разрядник 13, для безопасности работы должен быть тщательно изолирован. Установка занимает немного места и для удобства эксплуатации ее следует монтировать переносной. Примерные габариты установки — 600×250×250 мм.

Если в опытах применяется цельный резец, то лучше приваривать лишь одну проволоку, вторым же компонентом термопары в этом случае может служить резец.

При исследовании теплового поля инструмента или изделия иногда имеется необходимость записи температуры 10—15 точек одновременно. Осциллограф МПО-2, например, имеет 8 вибраторов, из которых 3—4 при температурных испытаниях обычно заняты отметчиками времени, отметчиком числа оборотов и т. д.

Сравнительно медленно протекающие процессы, например, изменение температуры режущего инструмента с течением времени, можно записывать одним вибратором с помощью специального переключателя. Импульсы от отдельных термопар подаются к вибратору осциллографа последовательно через переключатель. В этом случае кривые изменения температуры будут не сплошными, а прерывистыми. Максимально возможное число переключений в единицу времени зависит от частоты собственных колебаний применяемого вибратора. На фиг. 5 показана конструкция шестиполусного переключателя (сечение дано по одному из контактов). На валике 1 вдоль его оси неподвижно закреплены кулачки, один из которых 2 изображен на фигуре. Кулачки имеют одинаковую форму и смещены друг относительно друга на 60°. При вращении валика кулачки последовательно включают пружинные контакты, закрепленные против кулачков. С контактами 3—4 соединены термопары. Контакты, а также стойка 7 изолированы прокладками 5 от корпуса переключателя 6.





Фиг. 5. Переключатель:

1 — валик; 2 — кулачок; 3 и 4 — пружинные контакты; 5 — изолирующая прокладка; 6 — корпус переключателя; 7 — стойка.

#### ЛИТЕРАТУРА

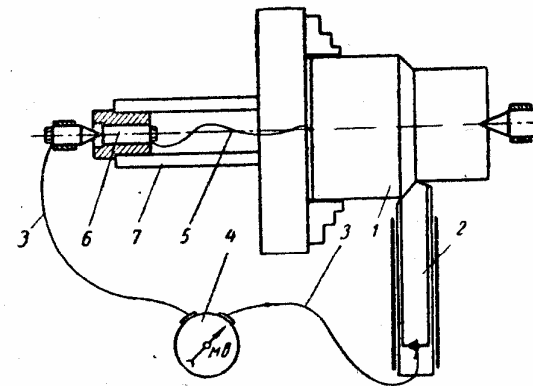
1. А. М. Даниелян, Теплота и износ инструментов в процессе резания металлов, Машгиз, 1954.
2. В. П. Преображенский, Теплотехнические измерения и приборы, Госэнергоиздат, 1953.
3. Я. Г. Усачев, Явления, происходящие при резании металлов, «Вестник инженеров» № 1—2, 1916.
4. И. М. Беспрозванный, Основы теории резания металлов, Машгиз, 1948.
5. Н. Н. Рыкалин, Тепловые основы сварки, АН СССР, 1947.

### ТЕМПЕРАТУРА РЕЗАНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ НА БОЛЬШИХ СКОРОСТЯХ

Определение температуры резания при обработке на высоких скоростях имеет большое значение для выяснения износостойкости инструмента и степени тепловых деформаций изделия.

Первое необходимо для выбора наиболее эффективных марок твердого сплава, второе необходимо для обеспечения заданной точности при обработке.

Для определения температуры в зоне резания нами был выбран из всех существующих методов измерения—метод естественной термопары (фиг. 1).



Фиг. 1. Схема естественной термопары для измерения температуры резания: 1 — обрабатываемый образец; 2 — пластинка твердого сплава; 3 — провод к гальванометру; 4 и 5 — провод, соединяющий обрабатываемый образец с токосъемником; 6 — через полый шпиндель станка 7.

Определение температуры резания производилось на быстрходном станке фирмы «Шерер». Мощность мотора станка 7,8 квт. Пределы изменения числа оборотов шпинделя—33—1500 об/мин.

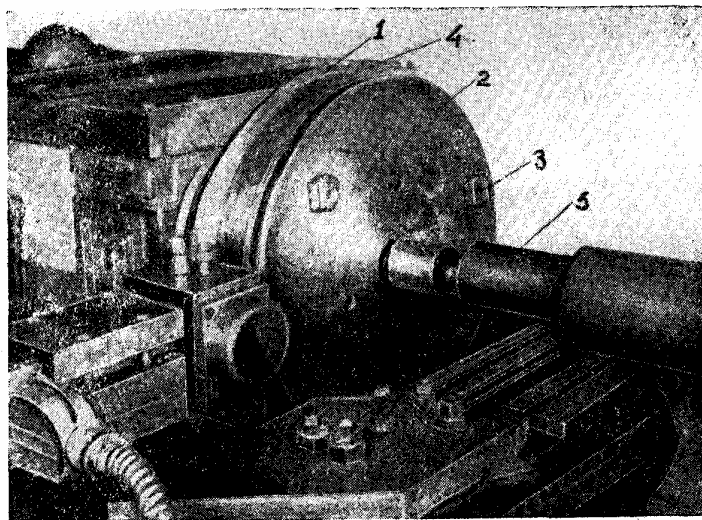
Измерение температуры резания производилось при точении колец, дисков и поршней—диаметром 480—450 мм, длиной 100—200 мм. Материал обрабатываемых деталей указан в табл. 1.

Таблица 1.

Механические свойства обрабатываемых металлов

Материал, марка	$\sigma_b$ в кг/мм <sup>2</sup>	$\sigma_s$ в кг/мм <sup>2</sup>	$\delta$ в %	$\psi$ в %	Температура плавления в град.
Цинк	4,47	4,58	2,15	—	419
Алюминий	10,84	—	2,50	—	660
Латунь Л 62	42,3	30,7	31,4	66	915
Чугун	14,75	—	—	—	1260
Сталь 40 X	72,8	35,3	14,4	33,3	1485
Сталь Ст-3	50,2	30,8	24,6	57,8	1520

Для крепления обрабатываемого материала на станке было сконструировано и изготовлено специальное приспособление (фиг. 2). На планшайбу станка крепились диски 1 и 2 при помощи специальных стяжек 3.



Фиг. 2. Устройство токосъемника:

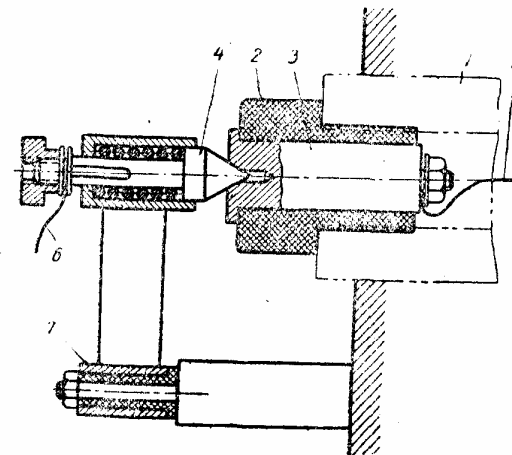
1 — полый шпindel станка; 2 — втулка из изоляционного материала; 3 и 4 — сердечник и конус из латуни одной и той же марки; 5 и 6 — провода, соединяющие обрабатываемую деталь с сердечником и конус с гальванометром; 7 — державка для крепления конуса к станку.

Между дисками 1 и 2 зажимался обрабатываемый материал 4. Для предотвращения проворачивания образца (дисков) последний поджимался вращающимся центром 5.

Резание производилось резцами с пластинками твердого сплава марок: Т15К6 и Т60К6. Державки резца изготовлялись из стали 45 сечением 16×20; пластинки твердого сплава изготовлялись по специальному заказу размером 16×20×100 мм, толщиной 6 мм. Применение пластин твердого сплава удлиненной формы позволило при резании сохранить температуру холодного спая резца не выше 20°.

Геометрия резцов с пластинками Т15К6 и Т60К6 была при всех опытах постоянна:  $\lambda=0^\circ$ ;  $\alpha=\alpha_1=10^\circ$ ;  $\lambda=3^\circ$ ;  $\psi=45^\circ$ ;  $\psi_1=10^\circ$ ;  $r=0,8 \div 1$  мм.

Для съема термотока при резании применялся специальный токосъемник<sup>1)</sup> (фиг. 3).



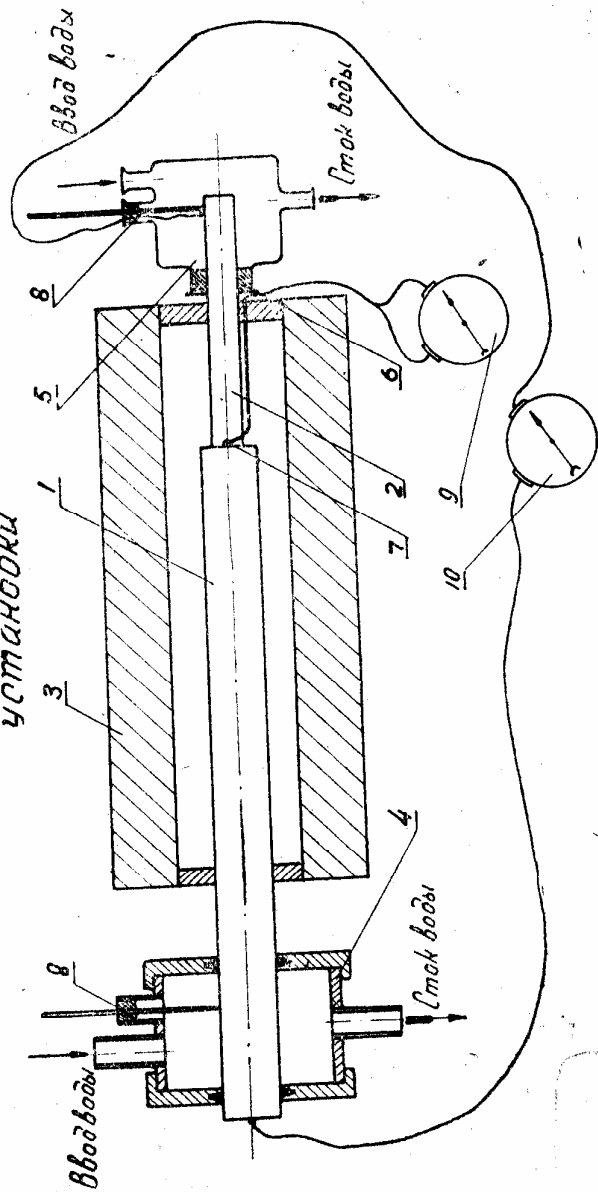
Фиг. 3. Устройство токосъемника:

1 — полый шпindel станка; 2 — втулка из изоляционного материала; 3 и 4 — сердечник и конус из латуни одной и той же марки; 5 и 6 — провода, соединяющие обрабатываемую деталь с сердечником и конус с гальванометром; 7 — державка для крепления конуса к станку.

Градуирование терморезца (пластинка твердого сплава) — изделие производилось в трубчатой печи (до температуры 1200°) и в специальной печи сопротивления с графитовой трубкой (до температуры 1600°). При градуировании применялись пластинки твердого сплава тех же размеров марок, что и при резании (фиг. 4). Для градуирования из обрабатываемого материала изготовлялись стержни длиной 300 мм.

<sup>1)</sup> См. литературу — Московский Автомеханический институт, диссертация Б. Я. Борисова.

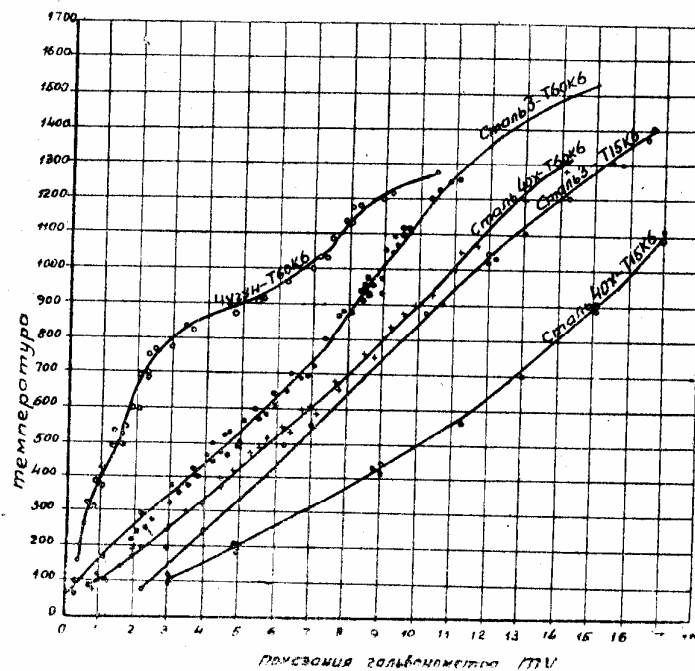
Схема градуировочной установки



Фиг. 4. Схема градуировочной установки:  
 1 — обрабатываемая деталь; 2 — резец (пластинка твердого сплава);  
 3 — грубая печь; 4 и 5 — холодильник для охлаждения холодного спая  
 резца и изделия; 6 — замазка для крепления холодильников; 7 — контрольная  
 термopapa; 8 — термометры; 9 — контрольный гальванометр; 10 — градуире-  
 мый гальванометр.

Место горячего спая резца и изделия для предохранения от окисления сплавлялось с помощью обрабатываемого материала. Холодный спай резца и изделия для сохранения постоянной температуры (не выше 20°) непрерывно охлаждался водой. Величина термотока фиксировалась гальванометром. Температура измерялась термopарой.

Градуировочные кривые  $mW=f(T^\circ)$  для обрабатываемых материалов и резцов приведены на фиг. 5—7.



Фиг. 5. Градуировочные кривые

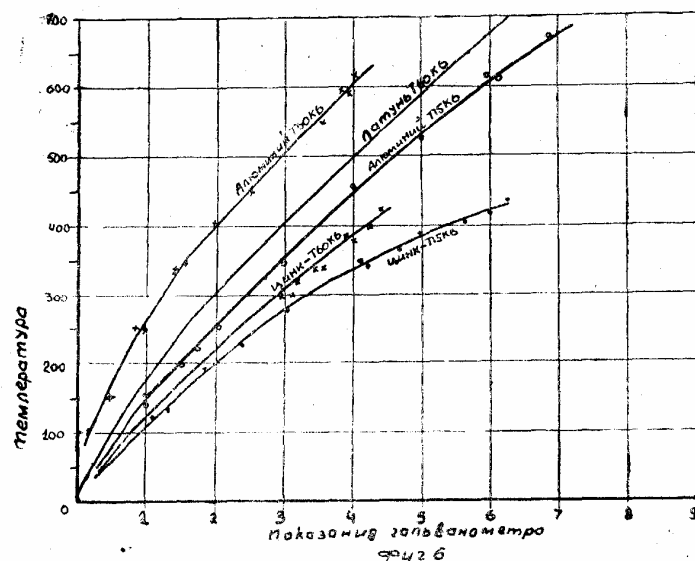
Следует указать, что градуировочные кривые для резцов марки Т15К6 и Т60К6 с различными материалами различны. Резцы с пластинками Т60К6 дают, как правило, значительно более высокую температуру при той же величине т. э. д. с.

Режимы резания при обработке были постоянны: глубина резания — 1 мм; подача — 0,12 мм/об; скорость резания изменялась в пределах от 40 до 2100 м/мин.

Кривые  $\tau = f(v)$  для различных материалов приведены на фиг. 8—12.

Интересно отметить, что при резании влияния материала инструмента на температуру резания обнаружить не удалось. Точ-

ки зависимости  $\tau = f(v)$  при обработке одного материала резцами из разных материалов располагаются так, что не дают возможности выявить четко влияние материала резца.



Фиг. 6. Градуировочные кривые:

Кривая температура — скорость резания, построенная в координатах с логарифмическими масштабами, может быть разделена на три участка. Эти три участка характеризуются различной интенсивностью подъема температуры резания в зависимости от скорости.

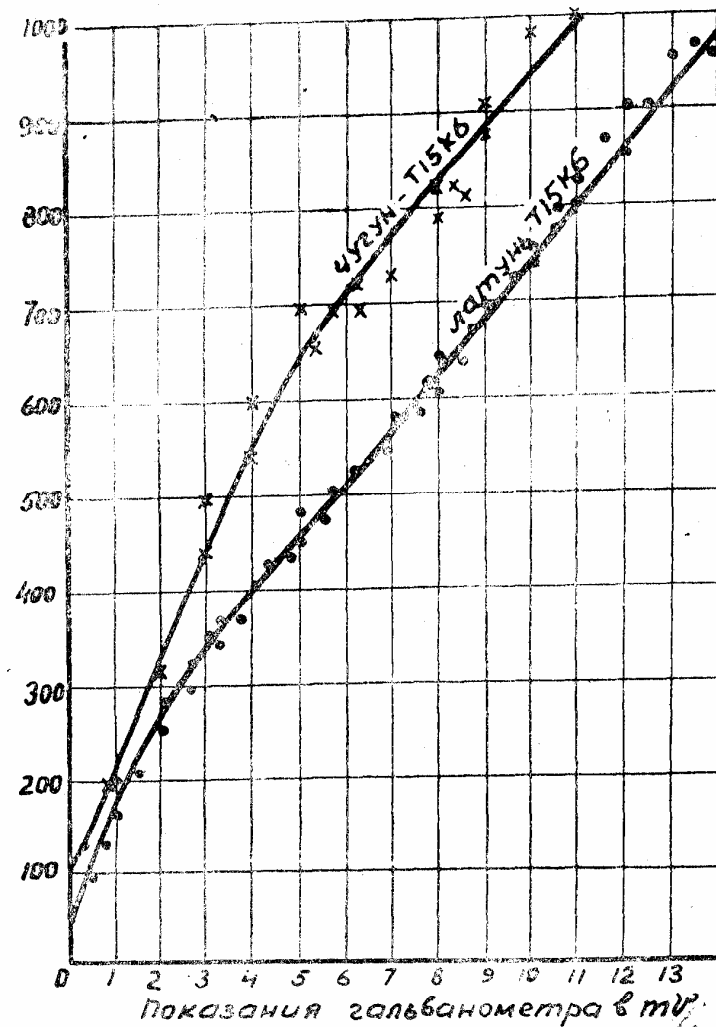
Так, например, для стали 40X при обработке ее резцом Т15К6, с режимами  $t=1$  мм,  $s=0,12$  мм/об и скоростью резания от 40 до 2100 м/мин, отдельные участки кривой  $\tau = f(v)$  характеризуются следующим образом (фиг. 8):

1) при скорости от 15 до 70 м/мин зависимость температуры резания от скорости может быть выражена уравнением:

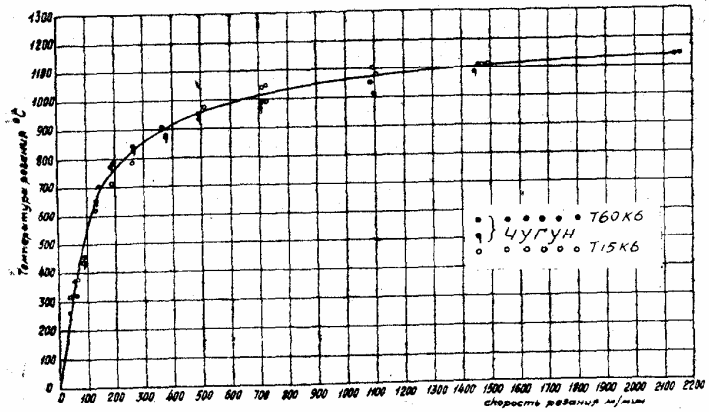
$$\tau_{15-70}^0 = C_1 v^{0,78} \quad (1)$$

2) при скорости от 70 до 750 м/мин рост температуры резания заметно замедляется и кривая  $\tau = f(v)$  на этом участке может характеризоваться уравнением:

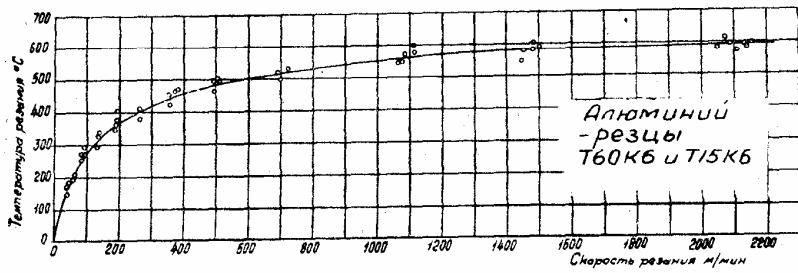
$$\tau_{70-750}^0 = C_2 v^{0,39} \quad (2)$$



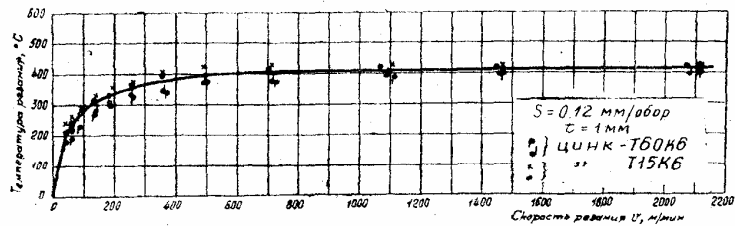
Фиг. 7. Градуировочные кривые:



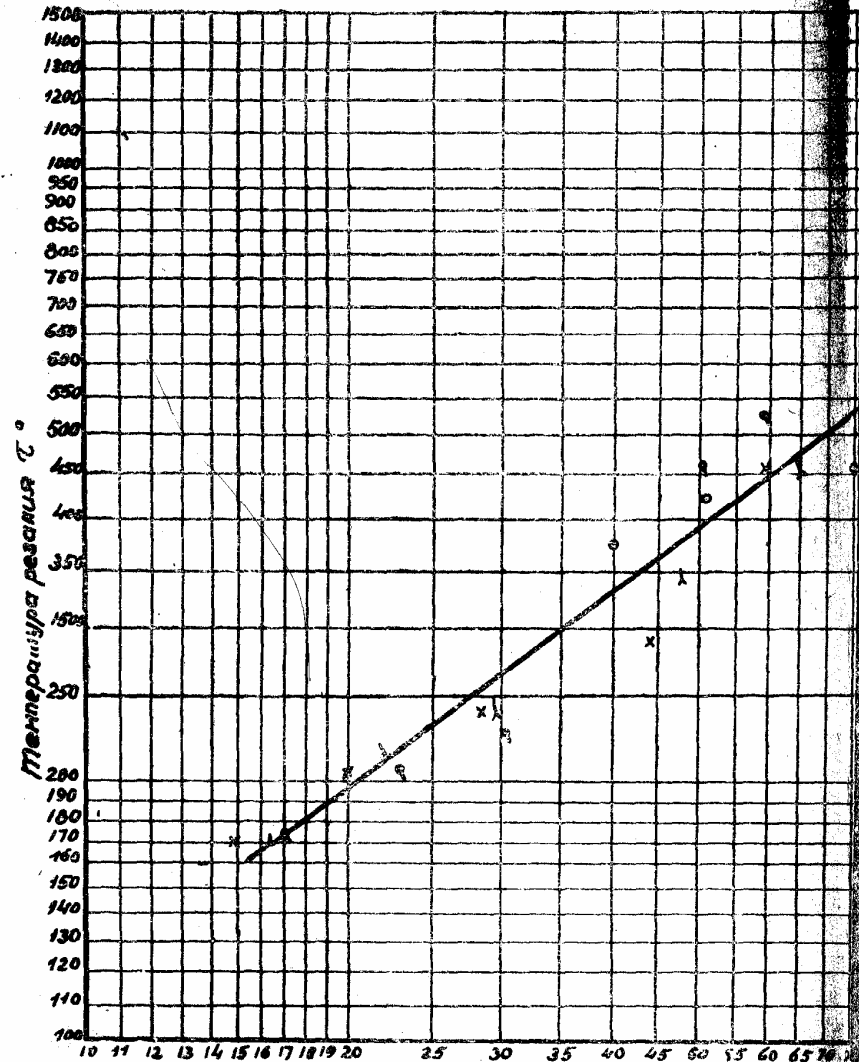
Фиг. 9. Зависимость температура — скорость при обработке чугуна резцами Т60К6 и Т15К6.



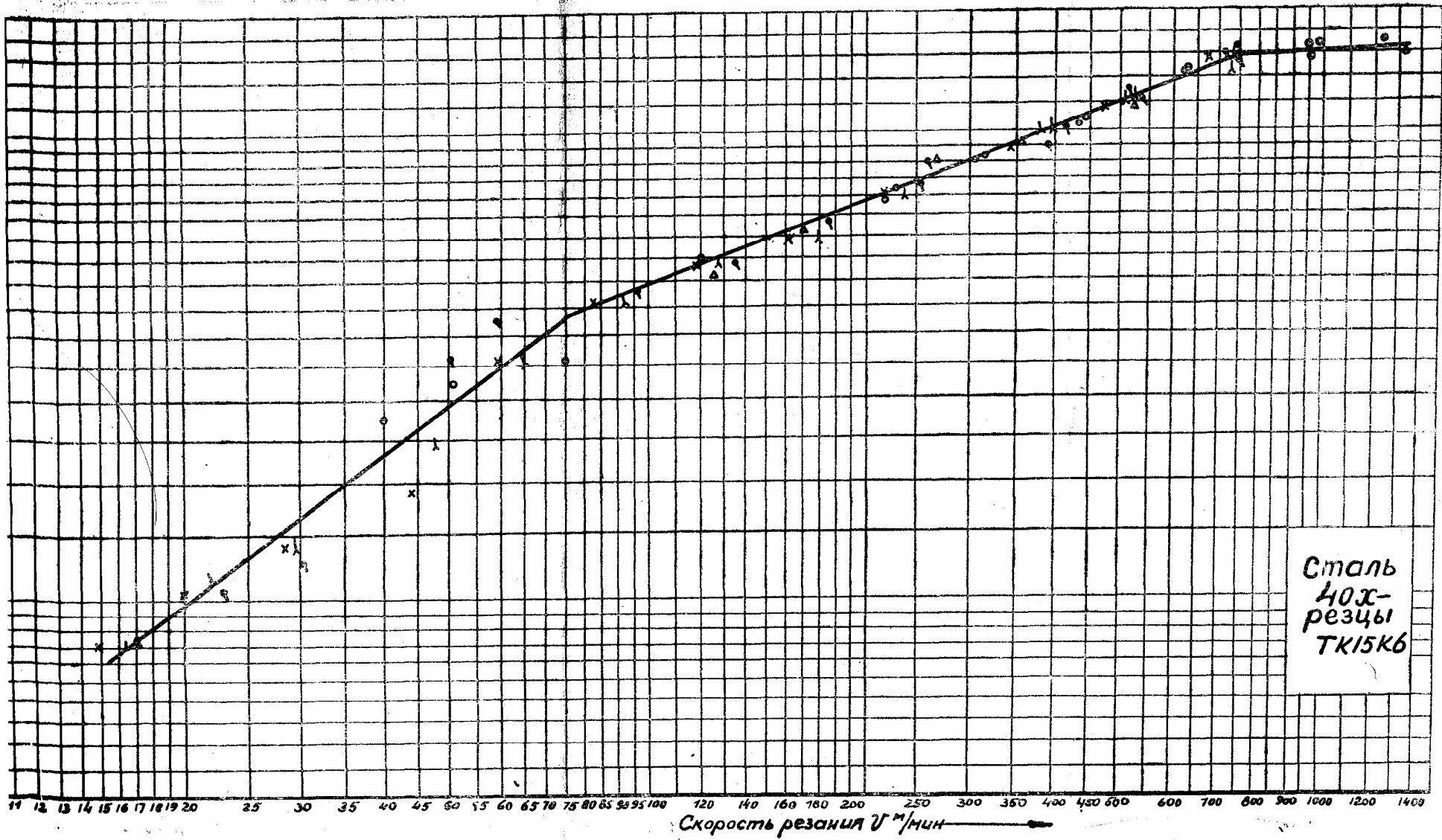
Фиг. 10. Зависимость температура — скорость при обработке алюминия резцами Т60К6 и Т15К6.



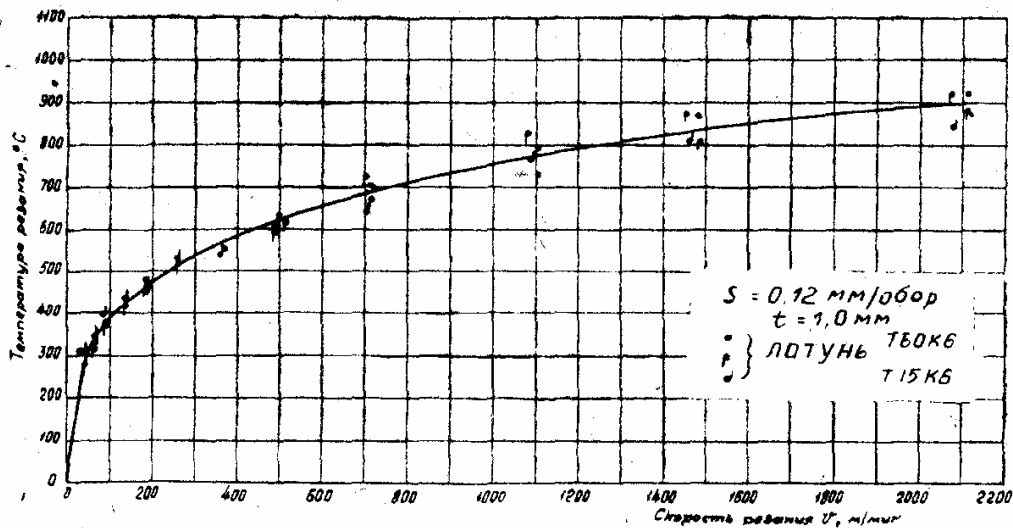
Фиг. 11. Зависимость температура — скорость при обработке цинка резцами Т60К6 и Т15К6.



Фиг. 8. Зависимость температура — скорость при обработке цинка резцами Т60К6 и Т15К6.



Фиг. 8. Зависимость температура — скорость при обработке стали 40X резцом ТК15К6.



Фиг. 12. Зависимость температура — скорость при обработке латуни резками Т60К6 и Т15К6.

3) при скоростях свыше 750 м/мин рост температуры резания резко снижается и асимптотически стремится к некоторой постоянной величине; зависимость  $\tau = f(v)$  на данном интервале скорости резания может быть выражена уравнением:

$$\tau_{750-1300}^0 = C_3 v^{0.06} \quad (3)$$

При обработке цветных металлов (алюминий, цинк, латунь) интервалы скорости рассматриваемых участков кривой  $\tau = f(v)$  иные, так же как и показатели степени в уравнениях (1), (2) и (3). Алюминий:  $v$  до 150 м/мин; 150—600 м/мин; 600—2100 м/мин.

$$\tau = C v^{0.885} \quad \tau = C v^{0.284} \quad \tau = C v^{0.148}$$

Цинк:  $v$  до 200 м/мин; 200—600 м/мин; 600—2100 м/мин.

$$\tau = C v^{0.7} \quad \tau = C v^{0.18} \quad \tau = C v^{0.042}$$

Латунь:  $v$  до 400 м/мин; 400—2100 м/мин.

$$\tau = C v^{0.317} \quad \tau = C v^{0.268}$$

### ВЫВОДЫ

1. Влияние материала инструмента на температуру резания при обработке различных сталей при высоких скоростях резания не обнаружено.

2. С увеличением скорости резания температура резания растет; при малых скоростях рост температуры значительный; при больших скоростях — замедленный.

3. Для цветных металлов (температура плавления 419—915°) интенсивный рост температуры наблюдается до скорости резания 100—200 м/мин. С дальнейшим увеличением скорости резания 200—400 м/мин температура растет значительно медленнее и при скорости порядка 600—1000 м/мин температура резания приближается к температуре плавления материала.

### КОМПЛЕКСНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ЯВЛЕНИЙ В ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЯХ МЕТАЛЛА ПРИ ТРЕНИИ И РЕЗАНИИ

Теплота, возникшая в поверхностных слоях металла при трении, износе и резании, оказывает существенное влияние на свойства металлов и на характеристики указанных процессов.

От температуры твердого тела зависят его физические свойства: линейные размеры, плотность, твердость, теплоемкость, электропроводность и др.

Под действием нагрева поверхностных слоев металла резко изменяются качественные и количественные характеристики трения и износа; понижаются износостойкость режущего инструмента; изменяются свойства обработанной поверхности изделия.

Несмотря на то, что исследование тепловых явления при трении и резании металлов имеет большое значение для теории и практики, измерение температуры поверхности твердых тел наименее разработано в пирометрии, а предложенные специальные методы измерения температуры поверхности не получили общего признания и широкого развития.

Специальные методы исследования температуры нагрева металла при трении, износе и резании металла разделяются на следующие основные группы:

- 1) измерение температуры нагрева металла с помощью искусственной, полусинтетической и естественной термопар;
- 2) определение температуры нагрева поверхностных слоев металла по результатам изменений микроструктуры, микротвердости и макротвердости;
- 3) определение теплоты резания и средней температуры стружки с помощью калориметра;
- 4) теоретические работы по исследованию температуры резания и температуры поверхности трения.

Каждый из перечисленных выше методов, применяемый отдельно, не позволяет осуществить с достаточной полнотой и надежностью исследования тепловых явлений в поверхностных слоях металла при трении и резании.

Анализ всех известных нам методов определения температуры и теплового поля при резании металлов и трении, и результаты исследований, полученных с помощью этих методов, а также важность данного вопроса, привели к выводу о необходимости проведения специальной экспериментальной работы по разработке метода исследования тепловых явлений при трении, износе и резании металлов.

Для исследования тепловых явлений в поверхностных слоях металла при трении и резании был разработан комплексный метод, основанный:

- 1) на непосредственном измерении температуры нагрева металла с помощью усовершенствованного метода искусственной термопары;
- 2) на структурном анализе и измерении микротвердости металла;
- 3) на установлении связи между температурой нагрева металла, микроструктурой и микротвердостью одной и той же зоны образца.

Предложенный метод комплексного исследования позволяет определить температуру тончайших поверхностных слоев металла, удаленных от максимальной поверхности нагрева на 0,25 мм.

Для определения теплового поля образца и максимальной температуры нагрева поверхностного слоя металла, требуется не менее 15—20 образцов.

Для проведения комплексного исследования тепловых явлений в поверхностном слое металла применялись:

- 1) микротермопары (фиг. 1), образцы специальной конструкции (фиг. 2); специальное приспособление для крепления термопары в образце (фиг. 3);
- 2) приборы для определения микроструктуры и измерения микротвердости.

При разработке и испытании конструкции термопары и образца было установлено, что измеряемая температура зависит:

- 1) от диаметра проводников, составляющих микротермопары;
- 2) от диаметра образца.

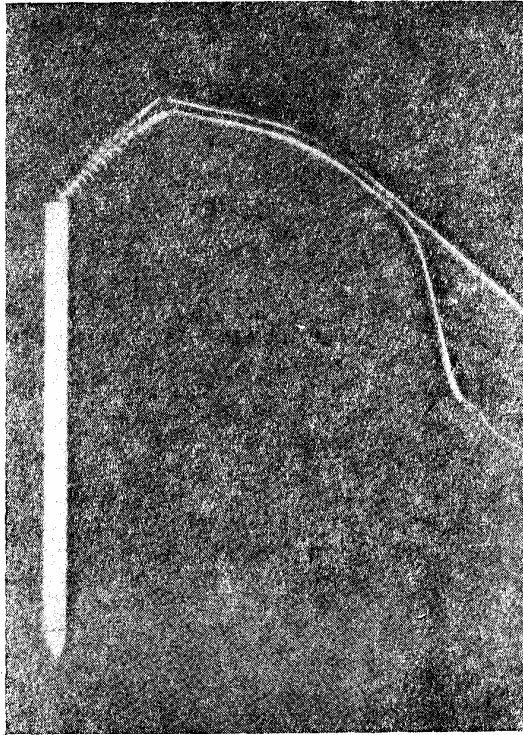
Так, при одних и тех же условиях испытания термопара с диаметром проводников 0,5 мм показывает температуру примерно на 40% меньшую, чем термопара с диаметром проводников 0,1 мм.

Увеличение диаметра образца (при сухом трении скольжения) приводит к повышению температуры нагрева поверхностного слоя металла (фиг. 4).

В нашей работе метод комплексного исследования тепловых явлений в поверхностных слоях металла был применен:

- 1) для исследования зависимости: температура-расстояние, температура-время;
- 2) для измерения температуры и изучения микроструктуры и





Фиг. 1. Общий вид микротермопары:

микротвердости поверхностного слоя металла образцов, подвергавшихся скоростному фрезерованию и шлифованию.

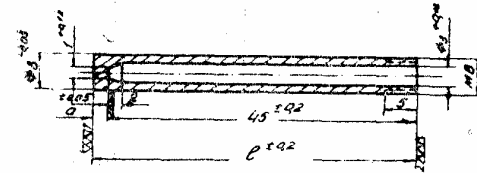
Измерение температуры слоев металла, расположенных на различных расстояниях от поверхности, производилось при сухом трении скольжения закаленных образцов дисками трения. Три серии образцов для испытаний были изготовлены из стали У10А. Диски трения изготовлялись из стали 10.

Первая серия образцов испытывалась при скорости скольжения 4,31 м/сек и удельном давлении 7 кг/мм<sup>2</sup>. Температура поверхностных слоев металла, микротвердость их и микроструктура приведены в табл. 1.

Зависимость температуры нагрева металла от расстояния до поверхности трения показана на фиг. 5.

Таблица 1.  
Температура нагрева слоев образца металла в зависимости от расстояния до поверхности трения при  $v = 4,31$  м/сек,  $p = 1$  кг/мм<sup>2</sup>

Расстояние до поверхности трения в мм	Температура в град.	Микротвердость в кг/мм <sup>2</sup>	Микроструктура
0,1	800	960	Структура вторичной закалки
0,1	—	364	
0,25	570	402	Троостит
0,5	540	452	"
0,75	500	489	"
1	475	502	Троостомартенсит
2	—	594	"
3	—	690	"
4	—	794	Мартенсит



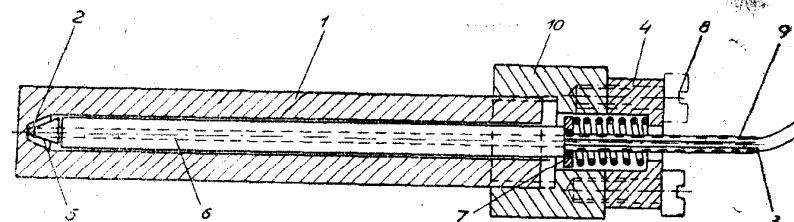
DR- ∇, кроме мест указанных особа  
Материал Ст У10А

Таблица размеров а и в

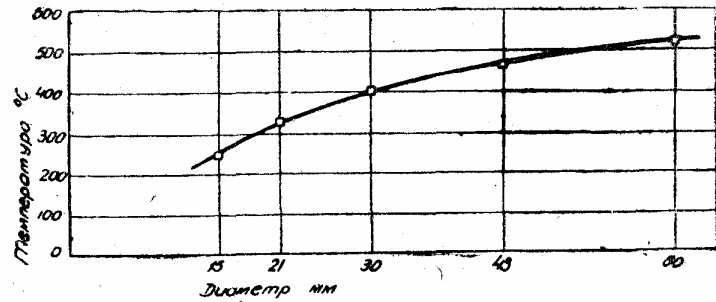
а	0,25	0,5	1	2	4	6	8	10	12	14	16	18	20	30	50	
в	45	45,5	46	46	47	49	51	53	55	57	59	61	63	65	75	95

Фиг. 2. Чертеж испытуемого образца:

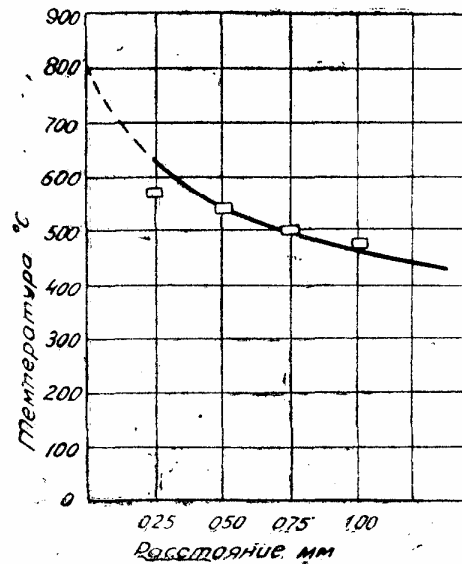
Схема крепления термопары в образце



Фиг. 3. Схема крепления термопары:  
1 — образец; 2 — слай термопары; 3 — элемент термопары; 4 — прижимающий колпачок; 5 — фарфоровый конус; 6 — фарфоровая трубка; 7 — пружина с шайбой; 8 — винт; 9 — кембриковая изоляция; 10 — соединительная гайка.



Фиг. 4. Зависимость температуры от диаметра образца.



Фиг. 5. Зависимость средней температуры поверхностных слоев образца металла от расстояния до поверхности трения при  $V=3,41$  м/сек. и  $p=1$  кг/мм<sup>2</sup>.

Вторая серия образцов испытывалась при скорости скольжения 4,31 м/сек и удельном давлении 25 кг/мм<sup>2</sup> (табл. 2 фиг. 6)

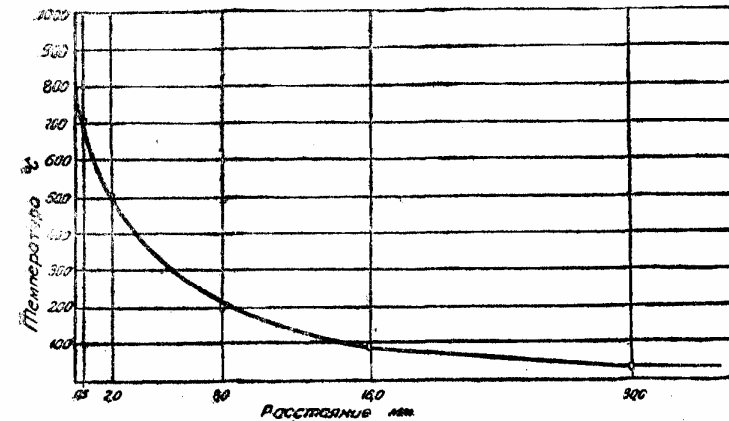
Резкое падение температуры в поверхностных слоях происходило на расстоянии 100 мм от поверхности трения. При дальнейшем увеличении расстояния до поверхности трения температура изменялась незначительно (фиг. 7).

Микроструктура образцов первой серии (фиг. 8) дала возможность установить, что нагрев поверхностного слоя металла на глу-

Таблица 2

Температура нагрева слоев образца металла в зависимости от расстояния до поверхности трения при  $v=3,41$  м/сек,  $p=25$  кг/мм<sup>2</sup>.

Расстояния до поверхности трения в мм	Температура в град	Микротвердость в кг/мм <sup>2</sup>	Микроструктура
0,01	800	263	Сорбит
0,1	—	263	·
0,25	—	297	·
0,5	700	308	·
0,75	—	318	·
1	—	336	·
2	500	358	Троостит
3	—	415	·
4	—	509	Троостомартенсит
6	—	772	Мартенсит
8	200	722	·



Фиг. 6. Зависимость средней температуры поверхностных слоев образца металла от расстояния до поверхности трения при  $V=3,41$  м/сек. и  $p=25$  кг/мм<sup>2</sup>.

бине 15—25 мк превышал температуру критической точки  $A_{c3}$ , причем скорость охлаждения достаточна для осуществления вторичной закалки металла.

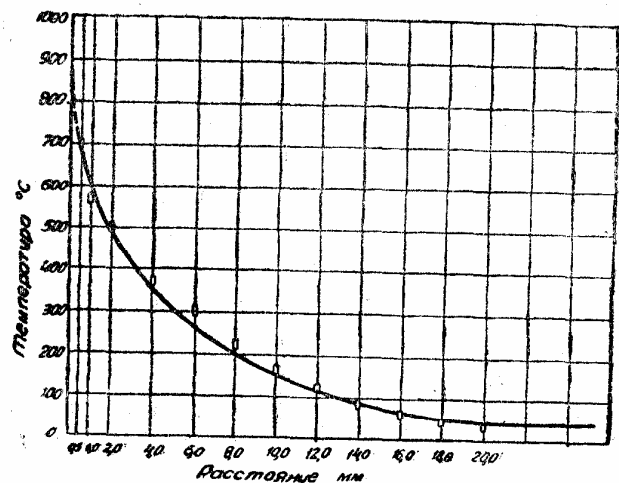
Изучение микроструктуры образцов третьей серии (фиг. 9) показало, что поверхностный слой металла на глубине до 159 мк нагревался до температуры, превышающей температуру критической точки  $A_{c3}$ . Скорость охлаждения и в этом случае была достаточной для осуществления вторичной закалки металла.

По микроструктуре поверхностного слоя металла образцов второй серии (фиг. 10) видно, что температура нагрева на глубине

Таблица 3

Температура нагрева слоев металла образцов в зависимости от расстояния до поверхности трения при  $v=6,9$  м/сек,  $p=15$  кг/мм<sup>2</sup>

Расстояние до поверхности трения в мм	Температура в град.	Микротвердость в кг/мм <sup>2</sup>	Микроструктура
0,01	870	876	Структура вторичной закалки
0,1	—	924	То же
0,25	—	293	Сорбит
0,5	700	340	"
0,75	—	382	Троостит
1	570	401	"
2	500	436	"
3	—	458	"
4	360	482	Троостомартенсит
6	300	663	"
8	230	780	Мартенсит

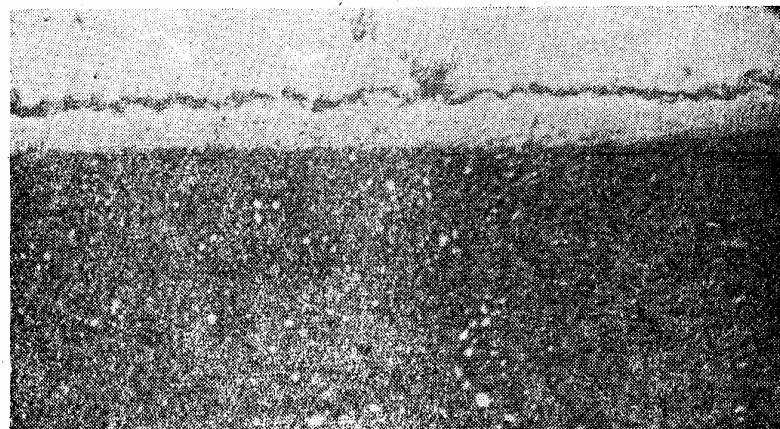


Фиг. 7. Зависимость средней температуры поверхностных слоев образца металла от расстояния до поверхности трения при  $V=0,9$  м/сек;  $p=15$  кг/мм<sup>2</sup>

до 20 мк также превышала температуру критической точки  $A_{сз}$ , однако из-за недостаточной скорости охлаждения поверхностного слоя металл этого слоя подвергался нормализации.

При исследовании зависимости температуры нагрева поверхностного слоя металла от продолжительности испытания образцов было установлено, что в первые 15—20 сек испытаний температура образца резко повышается, а затем, несколько понизившись, остается постоянной (продолжительное время) (фиг. 11).

Для изучения тепловых явлений в поверхностных слоях образца при скоростном фрезеровании применялась отожженная сталь 45.



Фиг. 8. Микроструктура образцов первой серии. Увеличение.

Обрабатываемая часть образца для фрезерования имела поперечное сечение  $55 \times 53$  мм<sup>2</sup> (фиг. 12). Фрезерование производилось торцовой трехзубой фрезой. Зубья фрезы оснащены пластинками твердого сплава марки Т15К6. Режим фрезерования:

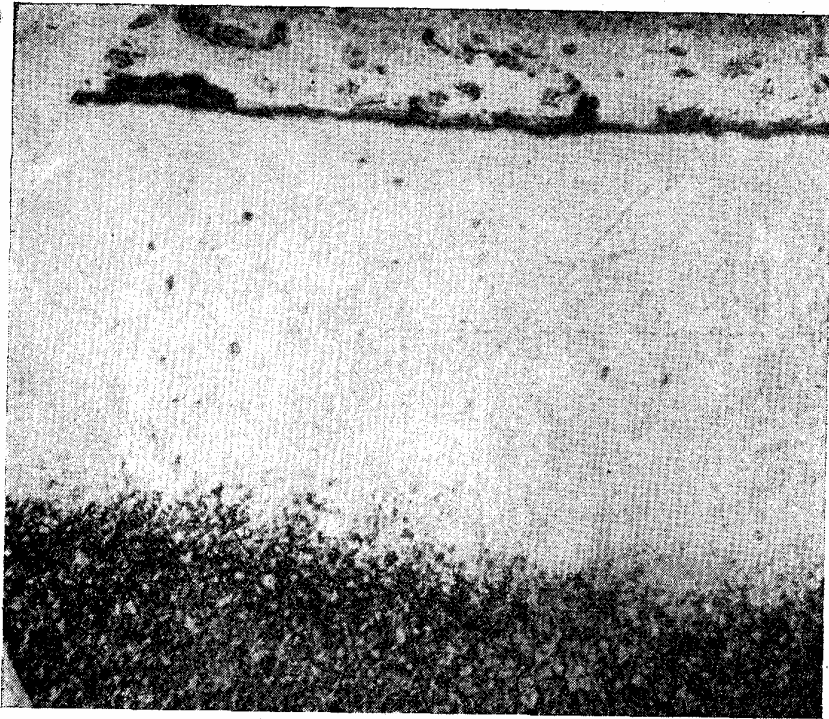
Скорость резания 240 м/мин  
 Подача 0,027 мм/об  
 Глубина резания 1,5 мм

Измерение температуры на расстоянии 1,5 мм от обработанной поверхности производилось микротермопарой. Результаты измерения температуры образцов при фрезеровании приведены в табл. 4.

Микроструктура (фиг. 13) и микротвердость поверхностного слоя испытанных образцов свидетельствуют о том, что температура в тончайшем поверхностном слое достигала при фрезеровании температуры рекристаллизации стали, т. е. примерно 450°.

Изучение тепловых явлений при шлифовании производилось на термически обработанных образцах из стали У10. Размер образцов: диаметр 15 мм, длина 35 мм (фиг. 14). Резание производилось шлифовальным кругом диаметром 174 мм, шириной 20 мм. Характеристика круга К360, СТК.

Режим шлифования  
 Окружная скорость круга 35 м/сек  
 Продольная подача образца 0,045 м/мин  
 Поперечная подача 0,25 мм/ход

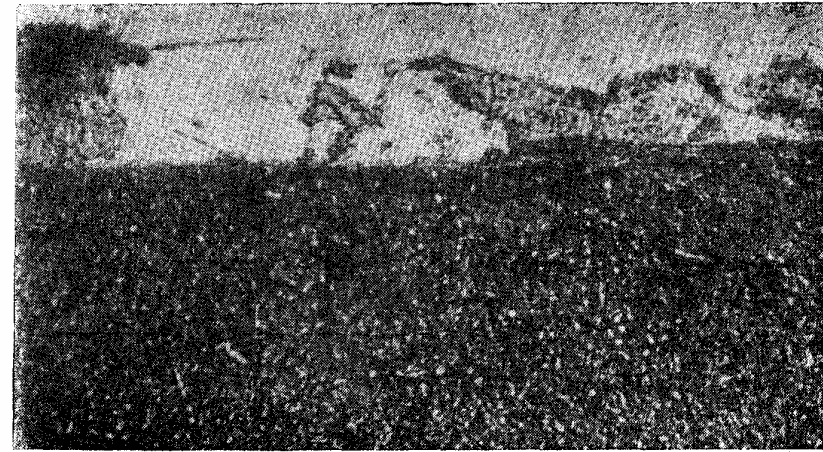


Фиг. 9. Микроструктура образцов третьей серии. Увеличение.

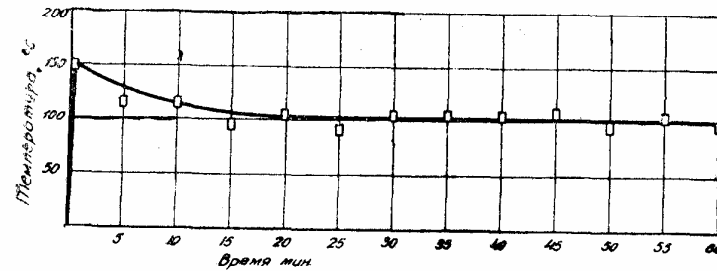
Таблица 4

Температура при фрезеровании образцов из отожженной стали 45.

Время фрезерования в сек.	Температура в град.				Средняя температура
	образец № 193	образец № 104	образец № 105	образец № 106	
15	—	35	35	30	33
30	—	50	60	55	55
45	120	100	120	120	115
50	100	100	100	100	100
60	100	90	95	95	94
75	90	80	90	75	84
90	80	80	80	75	78
100	80	80	80	75	78
113	80	80	80	75	78



Фиг. 10. Микроструктура образцов второй серии. Увеличение.



Фиг. 11. Зависимость средней температуры поверхностного слоя от времени испытания.

Температура на расстоянии 2 мм от поверхности шлифования измерялась с помощью микротермопары. (табл. 5).

Поверхностный слой образца глубиной до 0,15 мм имеет после шлифования микроструктуру троостомартенсита (фиг. 15); твердость этого слоя равна 640 кг/мм<sup>2</sup>. Превращение первоначальной структуры образца (мартенсит) в троостомартенсит произошло в результате нагрева поверхностного слоя металла при шлифровании до температуры 300° (температура отпуска стали У10).

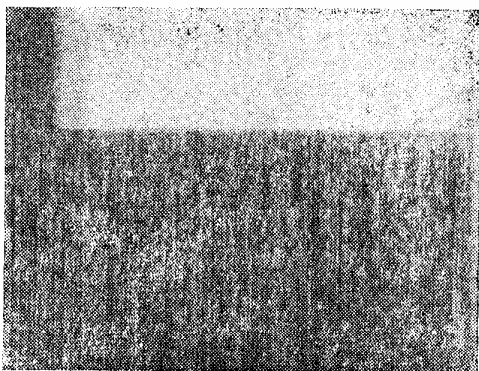
Разработка метода и рассмотренные примеры применения комплексного метода исследования тепловых явлений в поверхностных слоях металла при сухом трении скольжения, скоростном фрезеровании и шлифовании позволило установить следующее:

Таблица 5

Температура при шлифовании образцов из термически обработанной стали У10.

Температура в град.				
образец № 2	образец № 3	образец № 4	образец № 5	образец № 6
90	90	70	80	80
120	120	100	100	120
150	130	125	130	145
110	100	90	100	110
100	80	80	70	90

1. Размеры проводников, составляющих термопару, спая термопары, оказывают существенное влияние на результаты измерений температуры нагрева поверхностных слоев металла. Для измерения температуры поверхностей твердых тел диаметр проводников термопары должен быть минимальным.

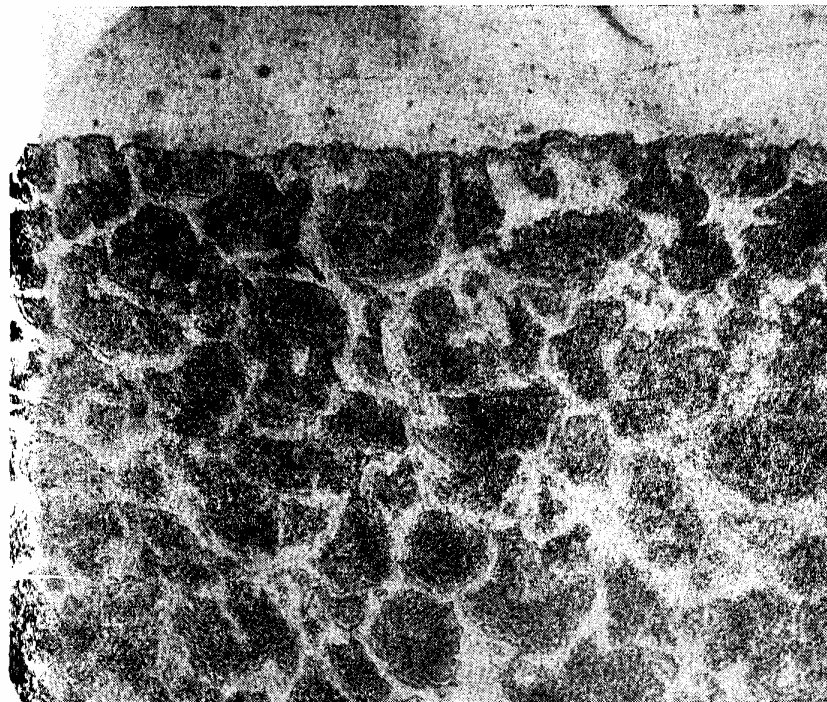


Фиг. 12. Образец из стали 45 (отожженной) для измерения температуры при скоростном фрезеровании.

2. Диаметр и площадь трения образца (при трении скольжения) оказывает существенное влияние на результаты измерений температуры.

Для получения сравнимых результатов исследования тепловых явлений в поверхностных слоях металла при трении и износе необходимо унифицировать размеры образца или учитывать влияние масштабного фактора.

3. Усовершенствованный метод искусственной термопары позволяет производить замеры температуры точек тела образца, расположенных на расстоянии не менее 0,25 мм от поверхности трения.

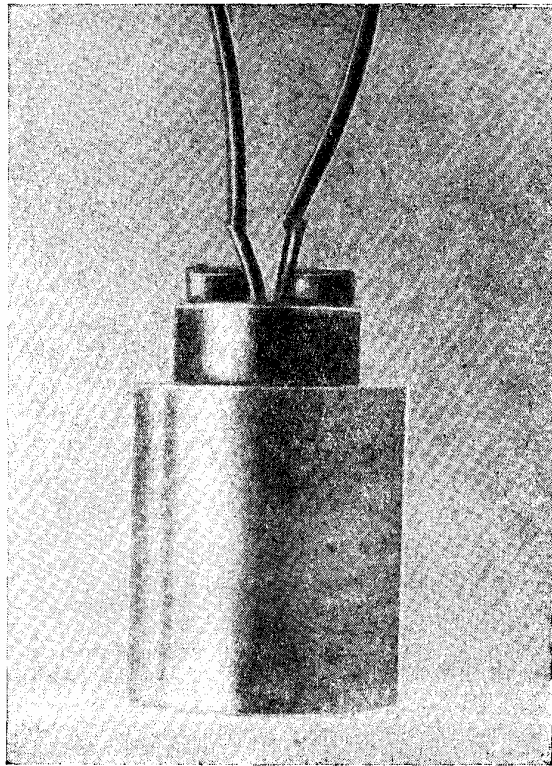


Фиг. 13. Микроструктура поверхностного слоя образца при фрезеровании. Увеличение.

4. Метод комплексного исследования тепловых явлений, в отличие от других методов, позволяет определить температуру образца в процессе испытаний, а также устанавливать характер изменений свойств поверхностного слоя металла, происходящих в результате нагрева при резании металлов или при трении.

5. Применение метода комплексного исследования тепловых явлений в поверхностных слоях металла при одновременном изучении других характеристик позволит значительно полнее исследовать процессы трения, износа и резания металлов.

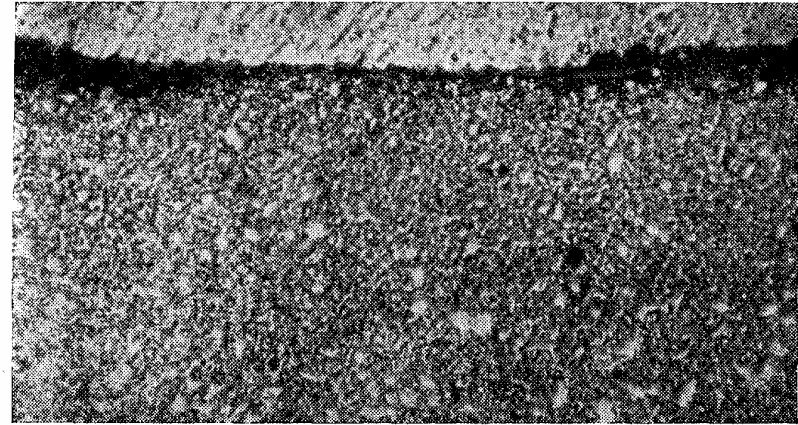
Данная работа является лишь первым этапом экспериментального исследования.



Фиг.14. Образец из термически обработанной стали У10 для измерения температуры при шлифовании.

В дальнейшем необходимо продолжить развитие метода комплексного исследования тепловых явлений в поверхностных слоях металла образцов как при постановке специальных опытов, так и при одновременном исследовании различных характеристик трения и резания металлов.

Необходимо также в дальнейшем перейти к определению температуры и теплового поля в реальных деталях машин; режущих инструментах и обрабатываемых деталях при резании металлов.



Фиг. 15. Микроструктура поверхностного слоя образца при шлифовании. Увеличение.

## ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ИЗДЕЛИЯ ПРИ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКЕ УГЛЕРОДИСТОЙ СТАЛИ И ДЮРАЛЮМИНА

### I. Цель исследования

Исследование вопроса о распределении температур в поверхностных слоях обрабатываемых деталей имеет большой практический и теоретический интерес. В частности, определение хотя бы усредненных температур в поверхностных слоях изделия может облегчить задачу подсчета температурных деформаций деталей при их обточке.

Известные из литературы работы [1], [2] и [3], касающиеся свободного резания с радиальной подачей, дают лишь примерный порядок величин и характер распределения температур в изделии. В указанных работах совершенно не изучено влияние подачи, скорости резания, глубины резания, охлаждения, отжига материала на температуру изделия. Последние при несвободном резании с продольной подачей совершенно не изучены.

В настоящей работе рассматривается:

- 1) влияние размеров (веса) образцов на температуру поверхностных слоев изделия;
  - 2) распределение температуры изделия в осевом и радиальном направлениях;
  - 3) влияние подачи ( $s$ ), глубины резания ( $t$ ) и скорости резания ( $v$ ) на температуру изделия;
  - 4) влияние сорта материала и отжига его на температуру изделия;
  - 5) влияние охлаждения на температуру изделия.
- Всего было проведено свыше 450 опытов.

### II. Обрабатываемый материал, инструмент оборудование и аппаратура

Исследования проводились на материалах: сталь 20, 40, 45 и дюралюмине Д-1. Механические свойства этих материалов приведены в табл. 1.

Исследуемые образцы при обточке на сверлильном станке были двух форм: полые с размерами диаметров 45/35 мм и длиной 0,55 мм и сплошные с размерами  $d=50$  мм и длиной 55 мм.

Таблица 1.

Наименование материалов и марка	Сопротивление разрыва $\delta_b$ в кг/мм <sup>2</sup>	Относительное удлинение $\delta$ в %	Относительное сужение $\psi$ в %
Углеродистая сталь:			
20	46—47	30,1—30,9	64,3 — 64,6
45	71—73	16,4—18,6	30,8 — 31,3
40	67—68	18,9—21,11	41,85 — 45,5
Дюралюмин. Д-1	37—38	18,8—20,2	20 — 30,78

В сплошных образцах просверливались сквозные отверстия  $d=3$  мм для помещения в них термодпары. Образцы из стали отжигались в электрической печи при температуре 780°.

Образцы для обточки на токарном станке имели размеры:  $d$  от 30 до 80 мм и длину от 60 до 150 мм. Образцы испытывались в отожженном и неотожженном состояниях.

**Инструмент.** При испытаниях на сверлильном станке был использован подрезной резец из быстрорежущей стали, имевший углы  $\gamma=15^\circ$ ;  $\alpha=8^\circ$ .

На токарном станке были использованы обычные токарные резцы из быстрорежущей стали и с пластинкой из твердого сплава Т15К6 с углами:  $\gamma=15^\circ$ ;  $\alpha=10^\circ$  и  $\psi=45^\circ$ ; размеры сечения резцов  $20 \times 30$  мм.

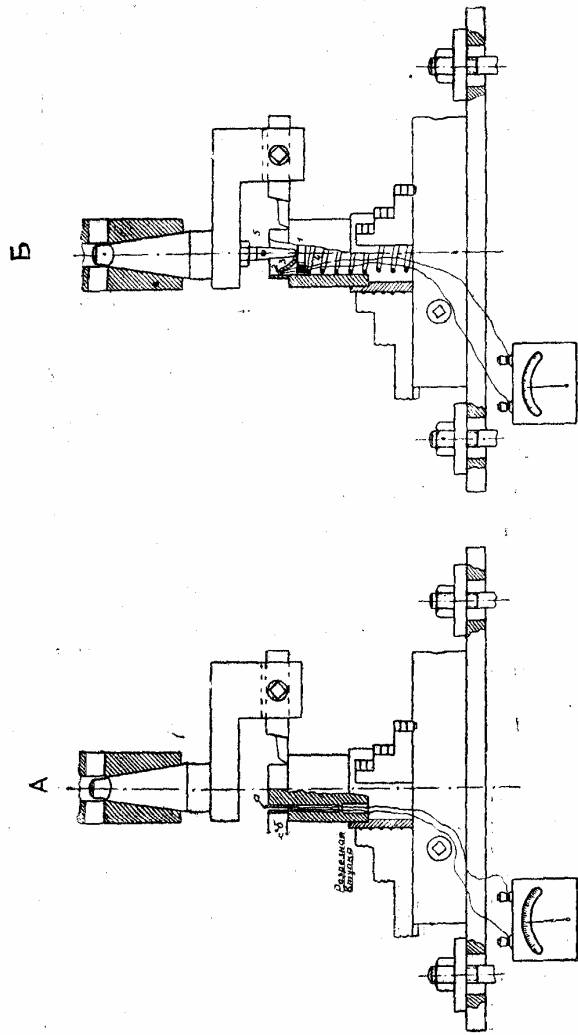
**Оборудование и аппаратура.** Измерение температуры в намеренной точке образца производилось термодпарой из нихром-константана. Регистрация показаний термодпары производилась гальванометром  $\psi$ .

Опыты производились на сверлильном станке СВ-35 и на токарно-винторезном станке ДИП-300.

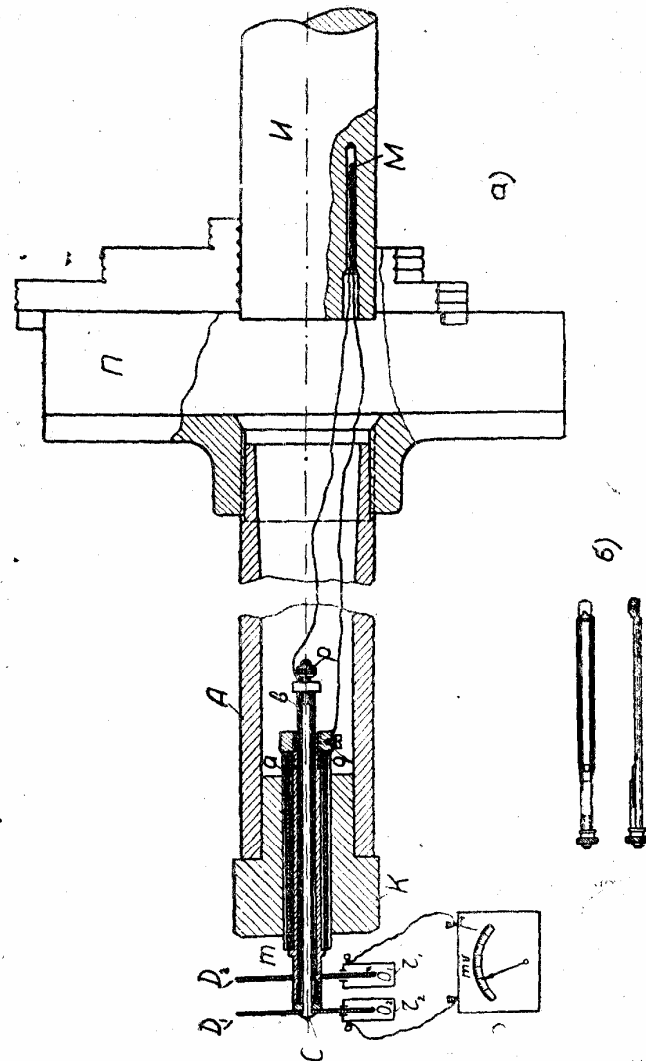
При испытаниях на сверлильном станке изделие закреплялось неподвижно в патроне на столе станка. При этом термодпара, проходя через специально просверленное отверстие в сплошном образце, закреплялась в различных точках по высоте его, оставаясь неподвижной во время опыта (фиг. 1, а).

Опыты с полыми образцами проводились как с неподвижными, так и с подвижными термодпарами. В первом случае термодпара крепилась к внутренней стенке образца деревянной распорной планкой. В опытах, где термодпара была подвижной, в полости образца помещалась пружина 4 с диском 1, через который проходила подвижная термодпара 2, прижимаемая к стенке образца плоской пружинкой 3 (фиг. 1, б).

На (фиг. 2, а, б) показано устройство, примененное автором для измерения температуры изделия И на токарном станке. Это



Фиг. 1. *a* — установка неподвижной термопары для измерения температуры изделия (сплошной образец) на сверлильном станке; *б* — установка подвижной термопары для измерения температуры изделия (полый образец) на сверлильном станке.



Фиг. 2: *a* — устройство для измерения температуры изделия при обработке на токарном станке; *б* — прижимное приспособление для термопары



устройство позволяет измерять температуру изделия в заранее выбранной точке изделия вдоль оси и в радиальном направлении. Контакт термопары  $M$  с изделием хорошо обеспечивался специальным прижимным приспособлением (фиг. 2, б), вводимым совместно с термопарой в просверленное отверстие изделия.

От места контакта один из проводов термопары присоединялся к латунному стержню  $p$ , а другой — к втулке  $m$  винтом  $q$ . Латунная втулка и стержень изолированы от шпинделя станка и друг от друга фибровыми трубками  $a$  и  $b$ .

На стержень  $p$  и втулку насажены неподвижно латунные диски  $D_1$  и  $D_2$ , которые вращаются в латунных коробочках, наполненных ртутью. Цепь замыкалась гальванометром, присоединенным к чашечкам  $r_1$  и  $r_2$ .

### III. Результаты проведенных опытов по обточке стали и дюралюмина на сверлильном станке

Ниже приведены результаты опытов по измерению температуры изделия подвижными и неподвижными термопарами в полых и сплошных образцах из стали С-45 и дюралюмина.

В дальнейшем изложении приняты обозначения:

- $T_1$  — время работы резца до момента установления постоянной температуры;
- $T$  — время опыта в сек.;
- $\tau$  — температуры в измеряемой точке изделия;
- $\Delta$  — толщина слоя металла, отделяющего термопару от поверхности резания в мм;
- $h$  — расстояние от горячего спая термопары до торца образца;
- $s$  — подача на один оборот изделия или на один оборот резца (на сверлильном станке) в мм/об;
- $t$  — глубина резания в мм;
- $n$  — число оборотов шпинделя станка в мин.;
- $D$  — наружный диаметр образца;
- $l$  — длина образца;
- $l_0$  — путь, пройденный резцом до момента установления стационарного теплопотока;
- $v$  — скорость резания в м/мин.

1. Обточка полого образца изделия из стали 45 и измерение температуры изделия подвижной и неподвижной термопарами.

а) Измерение температуры изделия подвижной термопарой. Термопара устанавливается против вершины резца на внутренней поверхности образца.

Для выяснения влияния подачи на температуру изделия опыты проводились при постоянных значениях: глубины резания  $t=4,6$  мм, скорости резания  $v=11,9$  м/мин, длины прохода  $l=30$  мм. Толщина стенки полого образца изделия после опыта

равнялась  $\Delta=0,4$  мм. Подача изменялась в пределах от 0,15 до 0,38 мм/об.

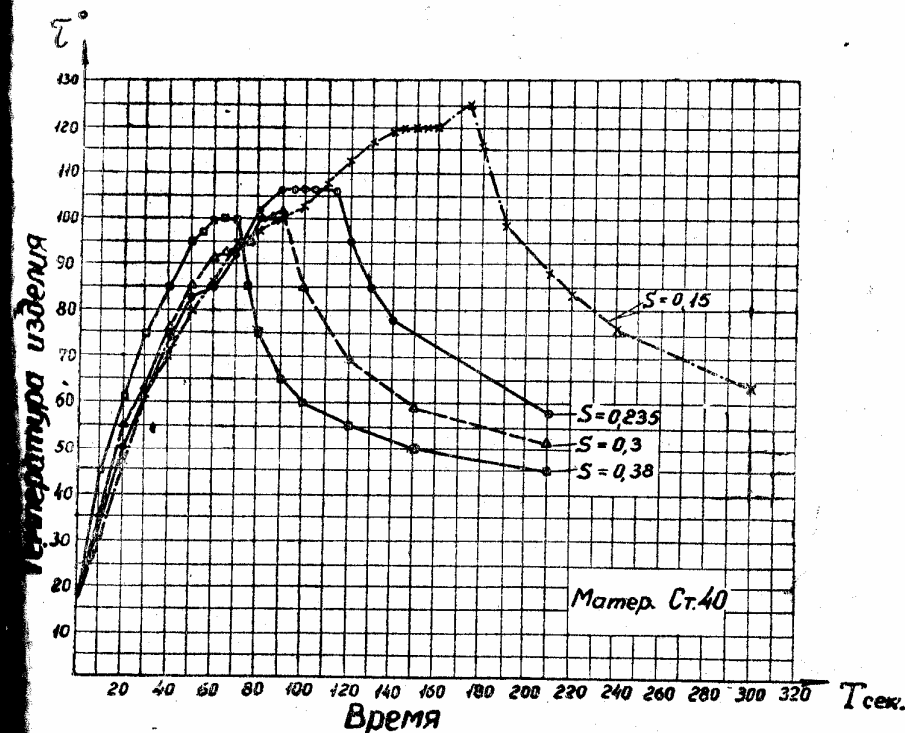
Время опыта определялось по формуле

$$T = \frac{l \cdot 60}{n \cdot s} \text{ сек.}$$

Время, определяющее наступление постоянства температуры в изделии, вычислялось:

$$T_1 = \frac{l_0 \cdot 60}{n \cdot s} \text{ сек.}$$

На основании опытов удалось выявить, что для каждого значения подачи в измеряемой точке изделия устанавливается на короткое время постоянная температура, которой соответствует и стационарный теплопоток (табл. 2, фиг. 3).



Фиг. 3. Температура изделия, измеренная подвижной термопарой при обработке на сверлильном станке полого образца из стали 40.

Таблица 2.

Влияние подачи на температуру изделия.

Подача в мм/об	Время $T_{сек}$	Время $T_1_{сек}$	Скорость резания м/мин	Температу- ра изделия в град.
0,15	158	140	11,9	125
0,235	101	90	11,9	107
0,38	63	60	11,9	100

Снижение температуры изделия при увеличении подачи происходит вследствие того, что теплота от трения задней поверхности резца об изделие целиком уходит в изделие, а эта теплота играет значительную роль в нагреве изделия. В этом случае, при стационарном теплотокте и постоянной скорости резания, теплота, уходящая в изделие за период  $T_1$  (до момента установления стационарного теплотокта), может быть определена:

$$Q_1 = \frac{N (\mu_1 \cos \alpha - \sin \alpha) \cdot v \cdot T}{60 \cdot 427}$$

$N_1$  — нормальное усилие, действующее на заднюю грань резца;

$\mu$  — коэффициент трения резца об изделие;

$\alpha$  — задний угол;

$v$  — скорость резания в м/мин;

$T_1$  — время работы резца до момента установления стационарного теплотокта.

Так как

$$T_1 = \frac{l_0}{n \cdot s},$$

где  $l_0$  — путь, пройденный резцом до момента установления стационарного теплотокта, то

$$Q_1 = \frac{N_1 (\mu_1 \cos \alpha - \sin \alpha) \cdot v \cdot l_0}{427 \cdot 60 \cdot s \cdot n}$$

По нашим исследованиям [4] и по исследованиям Н. Н. Зорева [5] и А. М. Розенберга [6], величина подачи либо вовсе не влияет на нормальную силу  $N_1$ , либо влияет в очень слабой степени.

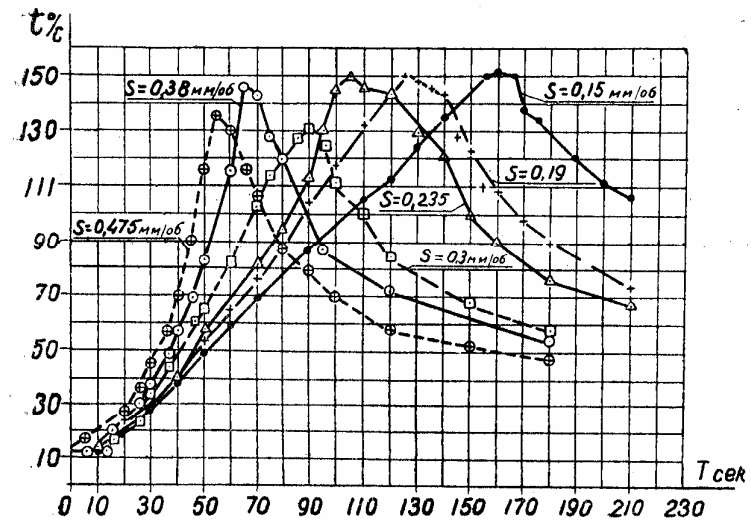
Поэтому  $N_1 = K \cdot s$ , где  $K < 1$ .

При постоянных значениях  $n$ ,  $l_0$ ,  $\alpha$ ,  $\mu$ ,  $d$  количество теплоты, идущее в изделие со стороны задней грани, будет равно:

$$Q_1 = \frac{K_0}{s^{1-x}}$$

и будет уменьшаться с увеличением подачи (фиг. 3, 4).

Кроме того, снижению температуры изделия при увеличении подачи способствует также и снижение длительности воздействия движущегося «теплоисточника». Наконец, с увеличением подачи в незначительной мере уменьшается также и теплота, выделяемая за счет деформации  $1 \text{ мм}^3$  снимаемого слоя, что также ведет к некоторому уменьшению температуры изделия.



Фиг. 4. Температура изделия, измеренная неподвижной термопарой при обработке полых образцов из стали 45 с различной подачей.

б) Измерение температуры неподвижной термопарой.

Опыты производились на полых образцах из стали 45, при постоянных значениях: глубины резания  $t=4,55 \text{ мм}$ , скорости резания  $v=11,9 \text{ м/мин}$  и длине прохода  $l=30 \text{ мм}$ . Толщина стенки изделий после опыта равнялась  $\Delta=0,55 \text{ мм}$ .

Подача изменялась в пределах от 0,15 до 0,475 мм/об.

Кривые температура — время работы резца имеют максимум, соответствующий температуре изделия в момент прохождения резца под исследуемой точкой (фиг. 4).

При измерении температуры неподвижной термопарой, также установлено, что с увеличением подачи температура измеряемой точки в изделии несколько понижается (табл. 3).

2. Обточка сплошных образцов из дюралюмина Д-1 и измерение температуры изделия неподвижными термопарами (по схеме фиг. 1, а).

При проведении опытов исследовалось влияние глубины, подачи и скорости резания на температуру изделия.

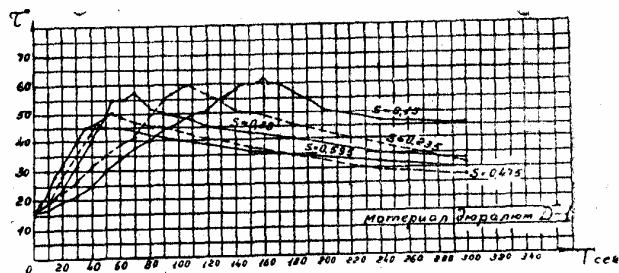
$$\tau = f(s, v, t).$$

Таблица 3.

Изменение температуры изделия в зависимости от подачи

Подача в мм/об	Время опыта Тсек	Температура изделия в точке в град.
0,15	155	150
0,19	125	150
0,235	105	148
0,3	90	136
0,38	65	145
0,475	55	135

При обработке дюралюмина Д-1, так же как и при обработке стали, с увеличением подачи температура изделия уменьшается (фиг. 5), табл. 3. Подача изменялась от 0,15 до 0,475 мм/об.



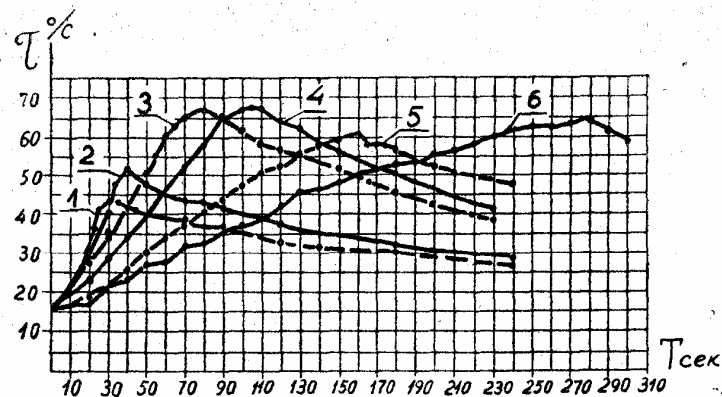
Фиг. 5. Температура изделия при разных подачах. Обработка дюралюмина на сверлильном станке.

Увеличение скорости резания (числа оборотов) также приводит к снижению температуры изделия (фиг. 6) вследствие сокращения длительности воздействия движущегося нагревателя и снижения количества деформаций, приходящихся на 1 мм<sup>2</sup> стружки. Число оборотов в минуту изменялось от 475 до 46.

Глубина резания оказывает значительное влияние на температуру изделия. С увеличением глубины резания примерно в 5,5 раз температура изделия возрастает, достигая максимума (табл. 4, фиг. 7).

Работа, затрачиваемая на деформацию снимаемого слоя  $A_p$ , и работа упругих деформаций, действующих со стороны изделия на заднюю грань  $A_y$ , будет прямо пропорциональна глубине реза-

1) Здесь не рассматривается работа сил трения на передней грани, так как температура изделия от них практически не зависит.



1.— $n=475$ ;  $\Delta=0,3-0,35$ ; 4.— $n=120$ ,  $\Delta=0,25$   
 2.— $n=305$ ;  $\Delta=0,36$ ; 5.— $n=76$ ;  $\Delta=0,3$   
 3.— $n=185$ ;  $\Delta=0,3-0,35$ ; 6.— $n=46$ ;  $\Delta=0,35$

Фиг. 6. Температура изделия в зависимости от скорости резания. Обработка дюралюмина на сверлильном станке.

Таблица 4.

Влияние глубины резания на температуру изделия при обработке дюралю

Глубина резания в мм	Время в сек. $T_1$	Температура изделия в град.
6,1	160	75
5,0	160	65
4,3	160	58
2,85	160	43
1,9	160	37
1,15	160	30

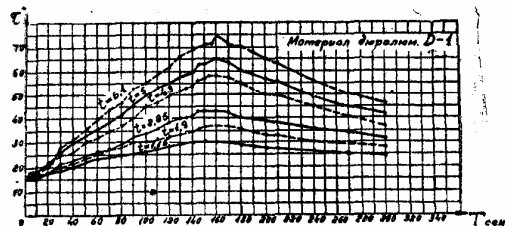
ния. Можно считать, что и количество теплоты, поступающее в изделие, будет равно

$$Q = Q_g + Q_y,$$

где  $Q_g = K \cdot t$  и  $Q_y = K_1 t$ .

Здесь  $K < 1$ , так как нормальные силы, действующие на заднюю грань, очень слабо зависят от глубины резания. Следует иметь также в виду и то обстоятельство, что с увеличением глубины резания центр теплового очага удаляется от обработанной поверхности изделия.

Учитывая совместное действие  $Q_x$  и  $Q_y$  на интенсивность повышения температуры изделия и удаление теплого очага от обработанной поверхности, следует ожидать, что температура изделия будет прямо пропорциональна глубине резания в степени  $< 1$ .



Фиг. 7. Температура изделия в зависимости от глубины резания. Обработка дюралюмина на сверлильном станке.

Результаты опытов, обработанные соответствующим образом, позволили получить уравнение для определения температуры изделия на расстоянии  $A=0,4$  мм от обработанной поверхности при установившемся теплотоке и при обработке образцов с размерами  $d \geq 50$  мм и  $l \geq 30$  мм.

$$T = \frac{K \cdot t^{0,52}}{80,185 \cdot v^{0,32}} \quad (1)$$

#### IV. РЕЗУЛЬТАТЫ ПРОВЕДЕННЫХ ОПЫТОВ ПРИ ОБТОЧКЕ СТАЛИ НА ТОКАРНОМ СТАНКЕ

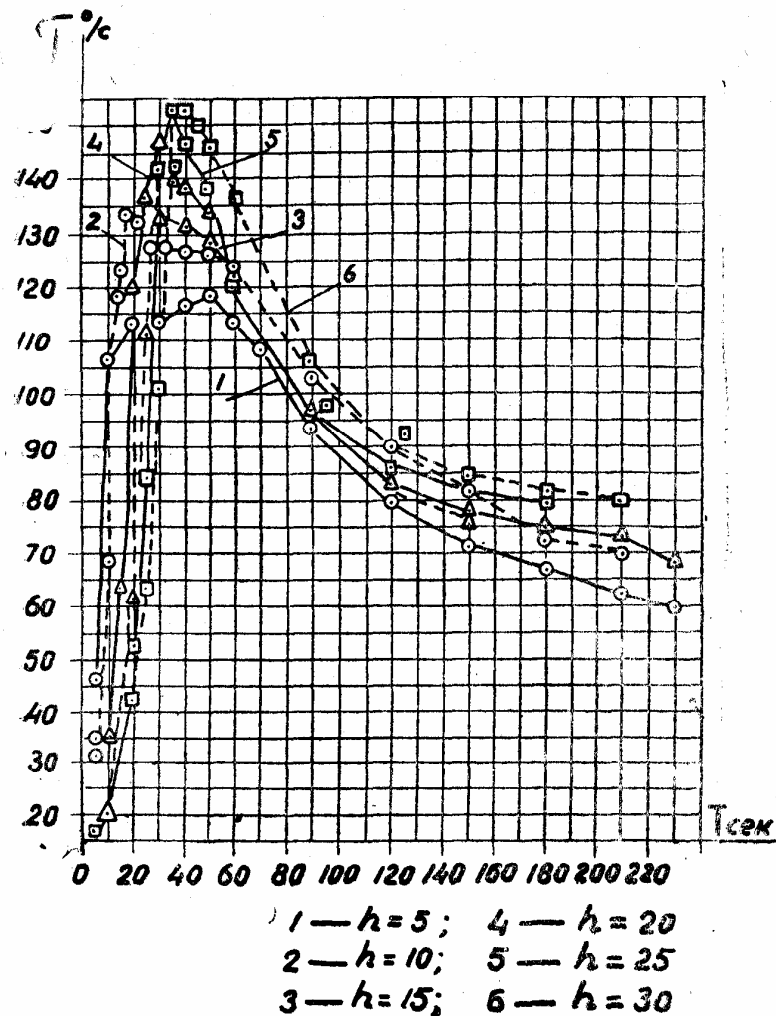
##### 1. ВЫБОР РАЗМЕРА ОБРАЗЦА

На токарном станке опыты проводились при обточке сплошных образцов из стали 20. Измерение температуры в различных точках изделия производилось неподвижной термопарой посредством специально сконструированного автором приспособления (фиг. 2).

Предварительно были проведены серии испытаний по выяснению влияния размеров образцов на температуру изделия и по выяснению расположения зоны с одинаковой температурой изделия, т. е. зоны с установившимся стационарным теплотокком.

Для этой цели были проведены опыты по измерению температуры вдоль оси изделия на различных расстояниях  $h$  от торца изделия (начала резания), причем эти опыты производились на образцах с различными  $d, l$  ( $d$  от 30 до 80 мм;  $l$  от 60 до 150 мм) при постоянных  $s, t, u, n$ .

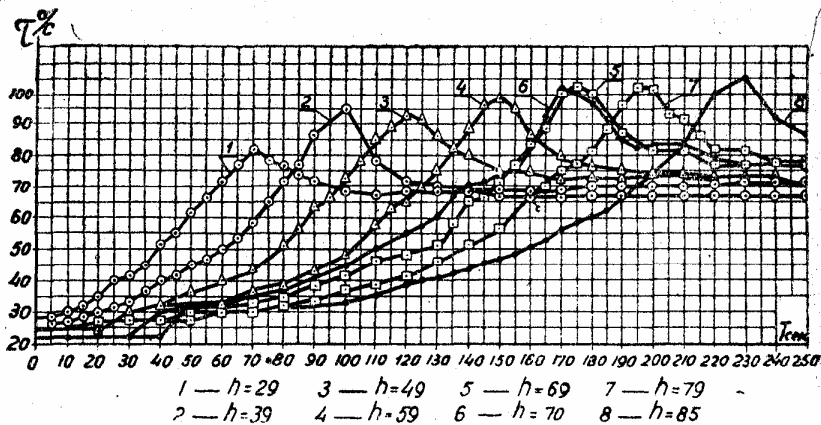
На фиг. 8 даны кривые температуры изделия — вдоль оси изделия для образцов малых размеров:  $d = 30$  мм,  $l = 60$  мм и весом  $G = 0,3$  кг.



Фиг. 8. Температура вдоль оси изделия (для образцов из стали — 20 весом до 0,3 кг):

На фиг. 9 представлены кривые: температуры изделия — вдоль оси, для образцов наибольших размеров:  $d = 80$  мм,  $l = 150$  мм,  $G = 5,6$  кг.

На основании анализа кривых (фиг. 8 и 9 и табл. 5) можно сделать следующие заключения:



Фиг. 9. Температура вдоль оси изделия (для образцов из стали 20 весом до 5,6 кг):

1) В процессе испытания в точках, расположенных на различных расстояниях от торца образца, устанавливается более или менее постоянная температура.

2) Температура в точках изделия тем выше, чем меньше размеры образцов.

3) С увеличением  $h$  температура в измеряемой точке изделия повышается.

Таблица 5.

Зависимость температуры изделия от размера, веса образца и от расстояния до торца заготовки

Условия резания	Толщина стенки изделия $\Delta$ в мм	Вес заготовки в кг	$h$ в мм	$\tau$
$t = 4,5$ $s = 0,27$ $v = 23,5$	0,5—0,6	0,3	10—15	130—135
			25—30	155
	0,5—0,6	5,6	25—30	80
			60—80	100—105

Обработка опытов и построение кривых  $\tau - G$  в координатах с логарифмическими масштабами позволило получить следующие зависимости для образцов весом от 1 до 10 кг:

Для стали 20

$$\tau \Delta = 0,25 = \frac{130}{G^{0,3}}$$

где  $G$  в кг.

Для стали 45

$$\tau \Delta = 0,55 = \frac{130}{G^{0,3}}$$

Как показали опыты, рост температур происходит более интенсивно при уменьшении диаметра образца и постоянной длины образца, чем при уменьшении длины и постоянном диаметре образца. Поэтому для последующих опытов нами был выбран образец короткий ( $l = 60$  мм) и с наибольшим диаметром из имевшихся образцов ( $d = 80$  мм).

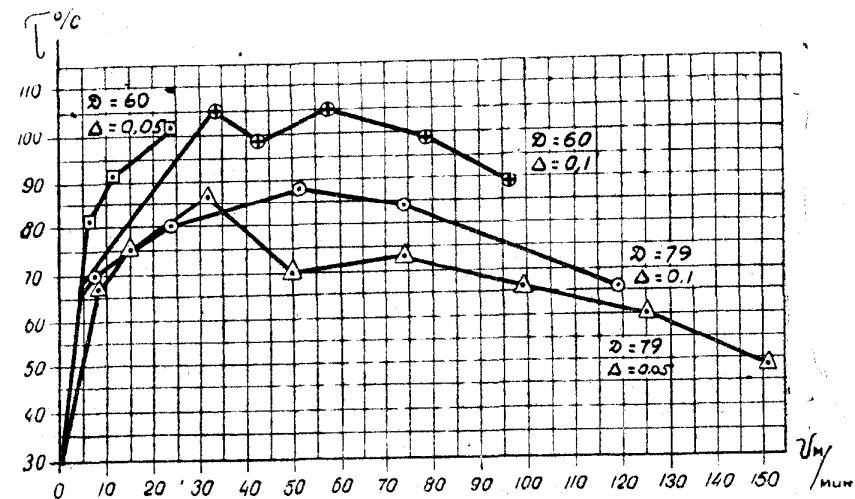
## 2. ЗАВИСИМОСТЬ ТЕМПЕРАТУРЫ ИЗДЕЛИЯ ОТ СКОРОСТИ РЕЗАНИЯ

Исследование зависимости температура изделия  $T^\circ$  — скорость резания  $v$  производилось при постоянных значениях глубины и подачи:  $t \cdot s = 4,5 \cdot 0,27$ . Температура измерялась при разных значениях толщины слоя металла, отделяющего термopару от поверхности резания:

для изделий  $d = 60$  мм  $\Delta = 0,05$  и  $0,1$  мм,

для изделий  $d = 79$  мм  $\Delta = 0,01$  —  $0,5$  мм.

Температура изделия при различной толщине слоя металла, отделяющего термopару от поверхности изделия, с увеличением скорости резания сначала (до  $v = 30$  м/мин) возрастает, а затем при дальнейшем увеличении скорости резания непрерывно падает (фиг. 10.) Характер кривой температур аналогичен кривой изме-



Фиг. 10. Температура изделия в зависимости от скорости резания при различных значениях  $\Delta$  и  $d$ .

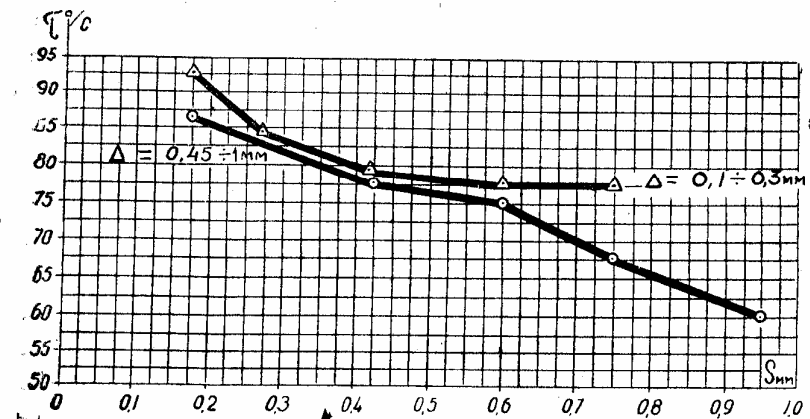
нения коэффициента трения в зависимости от скорости резания [7]. Понижение температуры изделия может быть объяснено тем, что с увеличением скорости резания повышается процент теплоты, остающейся в стружке от работы деформации снимаемого слоя.

Падение температуры изделия с повышением скорости резания вполне закономерно и хорошо подтверждается также практикой скоростного резания.

### 3. ЗАВИСИМОСТЬ ТЕМПЕРАТУРЫ ИЗДЕЛИЯ ОТ ПОДАЧИ ( $s$ ) И ГЛУБИНЫ РЕЗАНИЯ ( $t$ )

Исследования зависимости температуры от глубины и подачи производились на стали 20. Работа велась резцами из стали Р18. Образцы изделия — сплошные, диаметром 80 мм. Измеренная температура относится к толщине слоя материала  $\Delta = 0,5-1$  мм и  $\Delta = 0,1-0,3$  мм, скорость резания  $v = 23,6$  м/мин. Длина образца  $l = 60$  мм. Расстояние от горячего слая образца до торца изделия  $h = 35$  мм.

При увеличении подачи температура изделия уменьшается, главным образом, вследствие сокращения длительности контакта движущегося «нагревателя» (резца) с обрабатываемым материалом (фиг. 11).

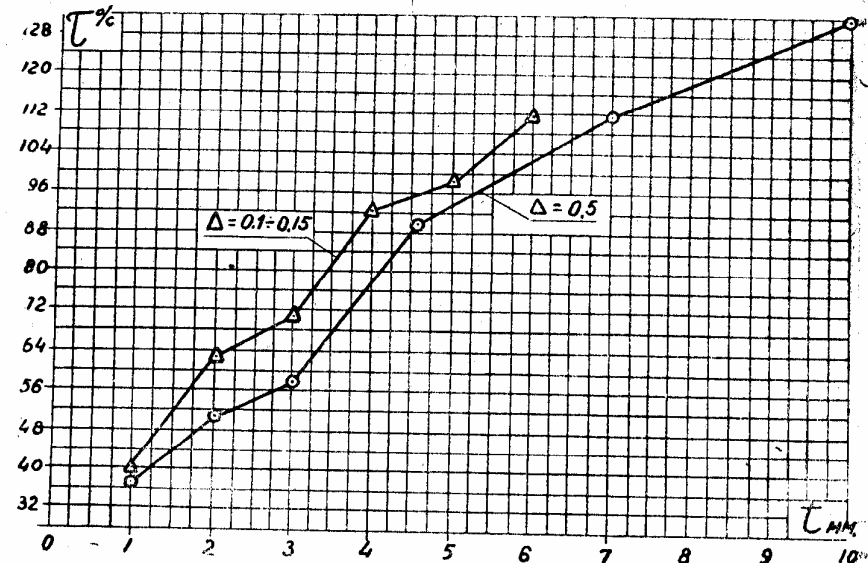


Фиг. 11. Температура изделия в зависимости от подачи, при разных значениях  $\Delta$ .

Глубина резания также значительно влияет на температуру изделия (фиг. 12), как это было уже выяснено в разделе работы.

Обработка экспериментальных данных и построение кривых  $\tau = f(s)$  и  $\tau = f(t)$  в координатах с логарифмическими масштабами позволяют получить следующую зависимость:

$$\tau = \frac{Ct^{0,57}}{S^{0,19}} \quad (2)$$



Фиг. 12. Температура изделия в зависимости от глубины резания при разных значениях  $\Delta$ .

Сравнивая уравнения (1) и (2), мы видим, что показатели степеней при  $s$  и  $t$  в обоих уравнениях очень близки друг к другу. Это дает основание полагать, что характер влияния  $s$  и  $t$  на температуру изделия является общим для всех материалов и мало зависит от физико-механических свойств обрабатываемого материала.

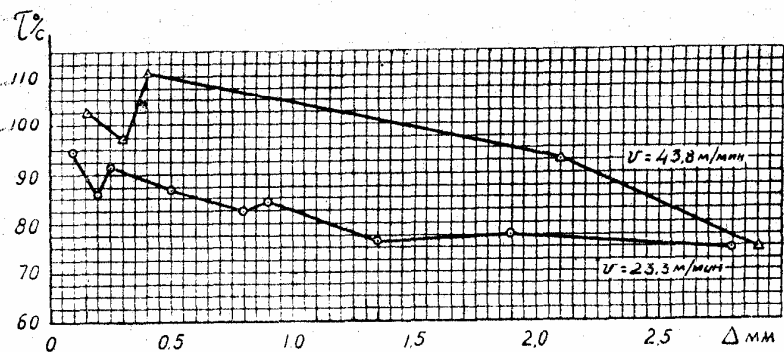
### 4. ЗАВИСИМОСТЬ ТЕМПЕРАТУРЫ ИЗДЕЛИЯ ОТ ТОЛЩИНЫ СЛОЯ МЕТАЛЛА, ОТДЕЛЯЮЩЕГО ТЕРМОПАРУ ОТ ПОВЕРХНОСТИ РЕЗАНИЯ

Температура изделия измерялась при различной толщине слоя металла от поверхности резания:

$$\Delta = 0,05 - 2,8 \text{ мм.}$$

Кривые  $\tau = f(\Delta)$  (фиг. 13) показывают, что температура изделия падает по мере удаления вглубь от поверхности резания. Однако темп падения температуры изделия невелик.

Следует отметить, что применяемый в этой работе метод для измерения температуры в тонких поверхностных слоях дает наиболее стабильные и достоверные показания термометра при  $\Delta = 0,4$  мм. При значениях  $\Delta$ , меньших 0,4 мм, наблюдается деформация стенки отверстия в образце, куда вводится термометр, что приводит часто к нарушению контакта между термометром и изделием.



Фиг. 13. Температура изделия в зависимости от  $\Delta$  при различных значениях скорости резания.

Зависимость  $\tau = f(\Delta)$  при  $v = 23,3$  м/мин может быть описана уравнением

$$\tau = \frac{K}{\Delta^{0,08}}$$

#### 5. ВЛИЯНИЕ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛА (ОТЖИГ) НА ТЕМПЕРАТУРУ ИЗДЕЛИЯ

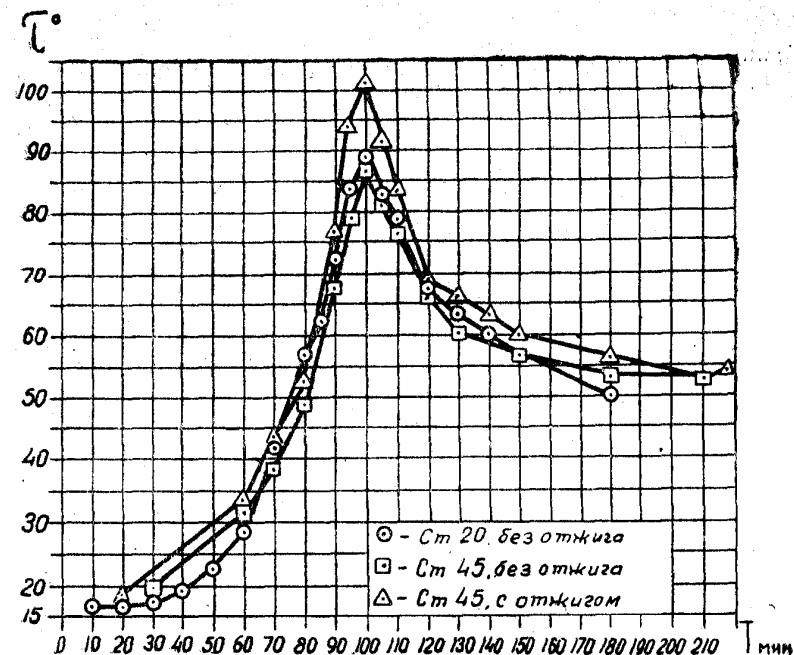
Для выяснения влияния термической обработки металла (отжиг) на температуру изделия были испытаны два сорта стали — 20 и 45. Из рассмотрения (фиг. 14) следует, что температуры изделий из стали 20 и стали 45 при прочих равных условиях мало разнятся между собой.

Влияние отжига стали 45 на температуру изделия более значительно. Разность между максимальными температурами изделия из отожженной и неотожженной стали 45 достигает 25°.

#### 6. ВЛИЯНИЕ ОХЛАЖДАЮЩЕЙ ЖИДКОСТИ ПРИ РЕЗАНИИ НА ТЕМПЕРАТУРУ ИЗДЕЛИЯ

Применение охлаждения при резании металлов сильно понижает температуру изделия. Кривые изменения температуры изделия в зависимости от охлаждения показывают, что температура изделия может быть снижена примерно в 2,5 раза (фиг. 15). При этом, чем меньше размеры образца, тем значительнее эффект от охлаждения.

В заключение следует отметить, что ввиду сложности тепловых явлений, происходящих в процессе нагревания тела движущимся теплонагревателем, публикуемые нами результаты исследования следует рассматривать, как первое приближение к более точному решению сложных тепловых явлений, происходящих в обрабатываемом изделии.



Фиг. 14. Влияние термической обработки на температуру изделия.

### ВЫВОДЫ

1. При токарной обработке в изделии (на весьма короткое время — 10—20 сек.) через определенное время работы устанавливается постоянная температура, свидетельствующая об установившемся равновесии между подводом тепла к изделию и его отводом от изделия в атмосферу.

Период установившегося стационарного теплотока будет зависеть от режимов резания и размеров деталей. Чем массивнее деталь, тем медленнее устанавливается стационарный теплоток.

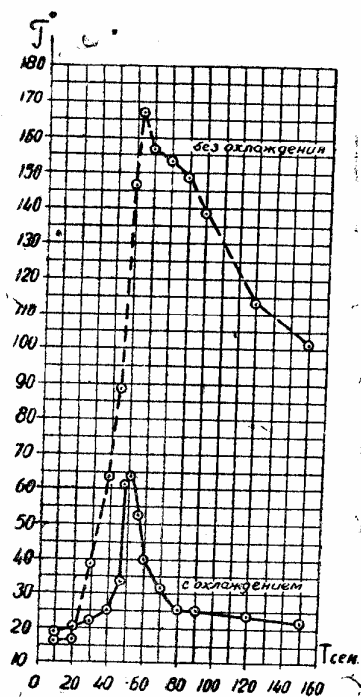
2. Обрабатываемое изделие имеет наивысшую температуру поверхностного слоя в момент прохождения резца по рассматриваемому месту.

3. Несмотря на некоторую тепловую инерцию примененной термометры, использование ее для целей измерения температур изделия, начиная с толщины слоя металла  $\Delta = 0,4$  мм, можно считать вполне надежным.

4. При обработке цилиндрических деталей весом свыше 2—3 кг в поверхностных слоях изделия устанавливается стационарный

теплопоток. Средняя температура теплопотока по мере удаления от наружной поверхности обработанного изделия понижается.

5. Средняя температура в поверхностных слоях цилиндрических изделий весом  $G = 3$  кг резко возрастает.



Фиг. 15. Влияние охлаждения на температуру изделия.

6. С увеличением подачи и скорости резания температура поверхностных слоев изделия понижается. Увеличение же глубины резания приводит к увеличению температуры изделия.

7. Термическая обработка (отжиг) обрабатываемого материала вызывает увеличение температуры изделия.

8. Влияние подачи, глубины резания и скорости резания на температуру поверхностных слоев ( $\Delta = 0,4$  мм) изделия с достаточной для практики точностью могут быть подсчитаны при обработке дюралюмина по формуле (1), при обработке углеродистой стали по формуле (2).

9. Все марки углеродистой стали при прочих равных условиях имеют одну и ту же температуру изделия.

10. Применение охлаждающе-смазывающих жидкостей при резании металлов резко понижает температуру изделия.

## ЛИТЕРАТУРА

1. W. Reichl, Das Temperaturfeld bei zer spannen «Maschinenbau» № 17/18, 1936.
2. F. Schwerd, Über die Bestimmung des Temperaturfelds beim Spannablauf, Zd. VDI, 1933, S. 214.
3. Kramer, «Maschinenbau», 1939, S. 17—18.
4. М. Э. Иткин, Стружкообразование и явления, сопровождающие процесс резания при токарной обработке металлов и сплавов, отчет по законченной работе за 1952—1953 гг.
5. Н. Н. Зорев, Исследование элементов механики процесса резания, Машгиз, 1952.
6. А. М. Розенберг, Определение сил на задней грани резца. Вопросы машиноведения и машиностроения, Западно-Сибирский филиал АН СССР, Новосибирск, 1951.
7. И. М. Клушин, Резание металлов, Машгиз, 1953.



## УСКОРЕННЫЙ МЕТОД УСТАНОВЛЕНИЯ ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ ПУТЕМ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ СВЯЗИ ИЗНОСНЫХ, ТЕМПЕРАТУРНЫХ И ЭКОНОМИЧЕСКИХ КРИТЕРИЕВ

### 1. СТАНДАРТНЫЙ МЕТОД ПОЛУЧЕНИЯ СКОРОСТНО-СТОЙКОСТНЫХ ЗАВИСИМОСТЕЙ

Установление оптимальных режимов резания является заключительной задачей учения о резании металлов. Под термином режимы резания разумеют зависимость между основными факторами резания: скоростью резания, размерами среза (глубиной резания, подачей) и периодом стойкости инструмента. Для точения эти зависимости, как известно, таковы:

$$v = \frac{Cv}{T^{1/m}}; \quad (I)$$

$$v = \frac{Cv}{t^x \cdot sy^y}; \quad (II)$$

$$v = \frac{Cv}{T^{1/m} t^x sy^y}; \quad (III)$$

Эти зависимости получают экспериментальным путем. Эксперименты производятся на основе определенного критерия затупления или износа резца. Время работы резца до выбранной степени затупления называют периодом стойкости резца.

Меняя скорость, глубину резания и подачу, при обработке определенного материала, инструментом заданной марки, фиксируют каждый раз период стойкости инструмента.

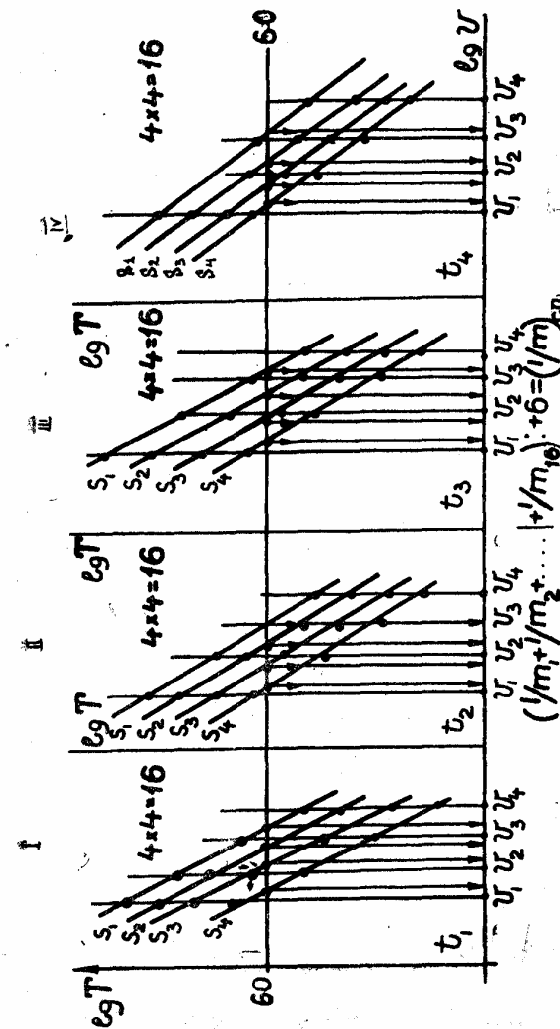
Результаты опытов (цифровые данные) обрабатывают методом выпрямления кривых. В прямоугольной системе координат на оси абсцисс и ординат откладываются цифровые значения переменных ( $v$ ,  $t$ ,  $s$ ,  $T$ ) в логарифмическом масштабе.

Пользуясь этим графо-аналитическим методом, находят степенные зависимости. Показатели степени в степенных зависимостях определяются, как тангенсы углов наклона экспериментальных

прямых к оси абсцисс. Коэффициенты  $C$  определяются вычислением.

Показатели степени и коэффициенты в формулах (I), (II), (III) можно получить чисто аналитическим путем, используя теорию наименьших квадратов (метод Лагранжа).

На фиг. 1. изображена последовательность проведения опытов для получения уравнения (III).



Фиг. 1. Последовательность проведения стойкостных опытов для получения уравнений (I) — (III).

ПЕРВАЯ СЕРИЯ ОПЫТОВ. При постоянной глубине резания  $t_1$  изменяют скорость резания, давая ей четыре значения  $v_1, v_2, v_3$  и  $v_4$ , и для определенной подачи  $s_1$  получают зависимость  $v-T$  (4 опыта).

Работая при том же значении глубины резания  $t_1$  и тех же значениях скорости ( $v_1 - v_4$ ) для подач  $s_2, s_3, s_4$  определяют зависимости  $v-T$  (12 опытов).

ВТОРУЮ, ТРЕТЬЮ И ЧЕТВЕРТУЮ СЕРИЮ ОПЫТОВ производят аналогично первой, но при значениях глубины резания  $t_1, t_2$  и  $t_3$ .

Всего в каждой серии 16 опытов. При четырех значениях скорости резания, четырех значениях подачи и четырех значениях глубины резания нужно произвести:

$$4 \times 4 \times 4 = 64 \text{ опыта.}$$

Так как опыты дают значительный разброс точек, то приходится делать до 50% повторных опытов.

Таким образом, приходится проделать около 100 опытов для получения зависимости

$$v = \frac{Cv}{T^{1/m} \cdot t^x \cdot s^y}$$

Из четырех графиков (фиг. 1) можно получить уравнение (I) и определить значение показателя степени над стойкостью ( $1/m$ ). Показатель степени  $1/m$  представляет собой тангенс угла наклона прямой  $v-T$  к оси абсцисс.

Из графиков получается 16 значений  $1/m$ .

Значение  $1/m$  определяется, как среднее.

Определение показателя степени  $x$  и  $y$  над глубиной резания и подачей в уравнении (II) и (III) при постоянном периоде стойкости производится следующим образом (фиг. 1, 2, 3). Проводят прямую линию, параллельную оси абсцисс, через определенное значение стойкости (например,  $T = 60$  мин.).

Из точек пересечения прямой  $T = 60$  с линиями подачи опускают перпендикуляры на ось скоростей и определяют соответствующие численные значения  $v$  (фиг. 1).

Из графиков I — IV (фиг. 1) получают 4 пары значений  $v$  и  $s$  (скорости и подачи) при одном постоянном значении глубины резания ( $t_1$ ).

При изменении значений глубины резания с  $t_1$  на  $t_2, t_3, t_4$  получают:

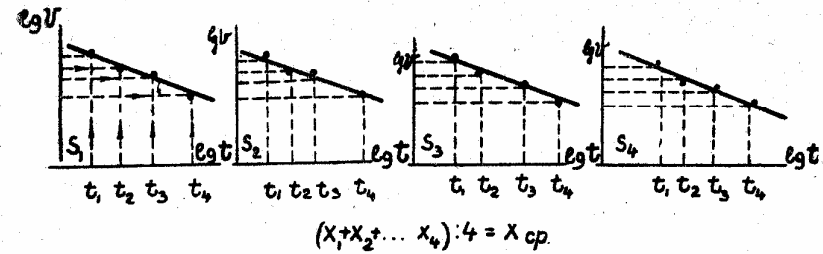
при  $t_1$

$$v_1 - s_4; v_2 - s_3; v_3 - s_2; v_4 - s_1;$$

при  $t_2$

$$v_1 - s_4; v_2 - s_3; v_3 - s_2; v_4 - s_1 \text{ и т. д. для } t_3 \text{ и } t_4.$$

На основании полученных значений  $v$  и  $s$  строят четыре графика  $v=f(s)$  и определяют из них тангенсы углов наклона кривых — показатели степени ( $y$ ) над  $s$  (фиг. 2)



Фиг. 2. Получение показателя степени над подачей в уравнениях (II) и (III).

$$y = \frac{y_1 + y_2 + y_3 + y_4}{4}$$

Из графиков I — IV (фиг. 1) также можно получить по четыре значения  $v$  и  $t$  при подаче  $s_1, s_2, s_3, s_4$  так:

при  $s_1$ :

$$v_1 - t_4; v_2 - t_3; v_3 - t_2; v_4 - t_1;$$

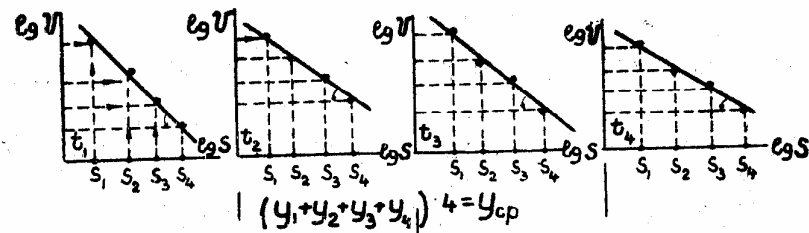
при  $s_2$ :

$$v_1 - t_4; v_2 - t_3; v_3 - t_2; v_4 - t_1 \text{ и т. д. для } s_3 \text{ и } s_4$$

По этим данным строят четыре графика  $v=f(t)$  (фиг. 3), определяют тангенсы угла наклона кривых — показатели степени  $x$  над  $t$

$$x = \frac{x_1 + x_2 + x_3 + x_4}{4}$$

Д-р. техн. наук проф. Рудник С. С., проф. Даниелян А. М. и другие советские исследователи строили кривые износа (по передней или задней грани резца) в зависимости от времени работы, меняя при этом скорость, подачу и глубину резания.



Фиг. 3. Получение показателей степени над глубиной резания в уравнениях (II) и (III).

Подобные эксперименты показали, что кривые износа с течением времени плавно возрастают, но в конце работы резца имеют резкий подъем. Если считать, что величины износа  $h$ , соответствующие началу этих резких подъемов, являются функциями ско-

рости резания, глубины резания, подачи и времени работы резца, то можно получить зависимость (фиг. 4)

$$h = f(v, t, s, T).$$

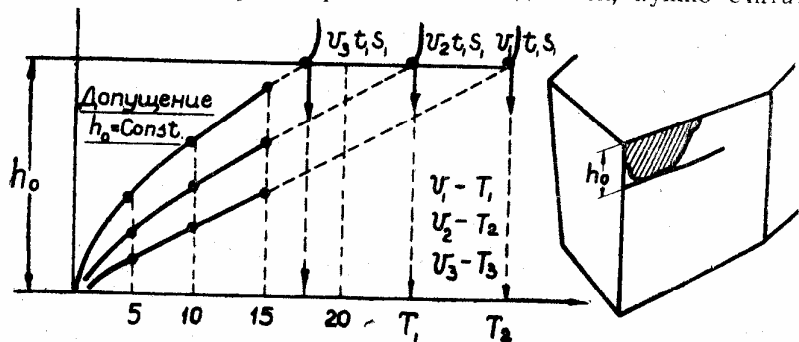
Если такие подъемы кривых  $h-T$  (получены при различных значениях  $v, t$  и  $s$ ) лежат на одной прямой, ордината которой соответствует по величине  $h_0$ , то из этих кривых

$$\left. \begin{aligned} h_0 &= f(v_1, t_1, s_1, T_1) \\ h_0 &= f(v_2, t_2, s_2, T_2) \\ h_0 &= f(v_3, t_3, s_3, T_3) \end{aligned} \right\} h_0 = \text{const}$$

где  $h_0$  — износ по задней поверхности резца, можно получить скоростно-стойкостную зависимость (III)

$$v = \frac{C}{T^{1/m} \cdot t^x \cdot s^y}$$

Переход от визуальных критериев к критериям износа, количественно поддающимся измерениям и связанным с принятыми допусками в размерах обрабатываемых деталей, нужно считать



Фиг. 4. График износо-стойкостных испытаний.

значительным, методическим усовершенствованием. Действительно, формулы, полученные методами предельного визуального износа, не были количественно связаны с физическими явлениями резания; визуальный износ заключал много условного (появление белой полоски и т. п.), или был слишком запоздалым явлением (срыв кончика резца).

Количественное измерение износа, связанное с технологическим допустимым износом, несомненно давало твердую физическую опору формулам, получаемым тем же методом математической статистики.

Работы канд. техн. наук доц. П. П. Грудова и д-ра техн. наук проф. А. М. Даниеляна доказали, что скоростные зависимости, полученные на основе количественного износа, дают почти те же самые показатели, какие получались комплексным приме-

нием нескольких визуальных износов. Оказалось также, что метод количественного измерения износа имеет смысл применять не только при обдирке, но также и при чистовой обработке

Как следует из изложенного, метод получения скоростно-стойкостных зависимостей для каждого обрабатываемого материала и одной определенной марки инструментального материала требует около 100 опытов. Продолжительность каждого опыта от 10 до 60 мин. Расход материала на опыты составляет 1—1,5 т, расход инструмента 10—15 резцов из быстрорежущей стали или твердого сплава. Затрата времени на производство опытов 150—200 час. В стоимость опытов войдут также и накладные расходы (на электроэнергию и пр.). Общая стоимость опытов для получения экспериментальных формул (I), (II), (III) для одного материала и одного вида инструмента составит значительную сумму.

В результате более точных опытов оказывается, что коэффициенты и показатели меняются в зависимости от абсолютных значений всех факторов резания. Все эти величины  $C, m, x, y$  могут быть приняты постоянными только для узкого диапазона скорости, глубины резания и подачи. При изменении, например, скорости вдвое, втрое показатель  $1/m$  меняет свое значение.

Кроме того, полученные статистическим методом выпрямления кривых, коэффициенты и показатели не имеют прямого фактического смысла, они не связаны непосредственно с физическими и механическими свойствами режущих сплавов и обрабатываемых материалов, потому что при получении их исходили из формально-математических соображений без связи с какими-либо законами или гипотезами.

Имелись и имеются попытки дать некоторое физическое истолкование полученным коэффициентам и показателям. Однако их нельзя признать удовлетворительными, так как связи этих величин с физическими свойствами обрабатываемых материалов и режущих сплавов весьма сложны.

Таким образом, с экономической и с научной точки зрения скоростно-стойкостные зависимости не могут удовлетворить современных исследователей и не могут быть положены в основу физической теории резания.

Естественно, дороговизна и длительность стойкостно-скоростных опытов породили попытки изыскания так называемых ускоренных методов установления режимов резания. Из таких методов можно указать два, обративших на себя внимание исследователей: метод ускоренных износо-скоростных методов и метод торцевой обточки.

## 2. МЕТОД УСКОРЕННЫХ ИЗНОСНО-СКОРОСТНЫХ ОПЫТОВ.

Известно, что кривые износ-время, довольно круто поднимаясь в начале, затем идут почти прямолинейно (установившаяся интенсивность износа). Тангенс угла наклона кривой износа, рав-

ный отношению величины износа (ордината) к времени (абсцисса), представляет постоянную величину — износ в 1 мин. Этот параметр будет служить мерой интенсивности износа вплоть до резкого скачка кривой износа вверх.

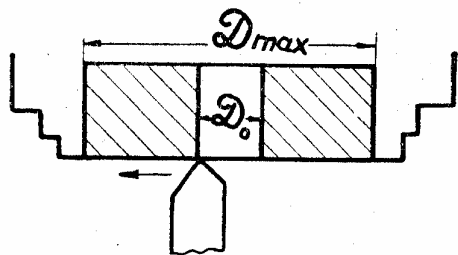
Д-р техн. наук проф. И. М. Беспрозванный после получения нескольких точек кривой износа и построения по ним кривой, предложил, не продолжая опытов, экстраполировать прямую, продолжив ее до пересечения с горизонтальной прямой предельного износа (фиг. 4 — пунктир).

Самый метод построения кривых износов содержит столько же кривых, сколько имеется комбинаций  $v, t, s$ .

Экстраполяция же прямых износа уменьшает только число наблюдений точек износа, но не уменьшает числа комбинаций.

### 3. МЕТОД ТОРЦОВОЙ ОБТОЧКИ (фиг. 5).

Метод торцовой обточки состоит в обточке торца заготовки, которая имеет вид шайбы диаметром до 300 мм с отверстием 50—100 мм. Работа ведется от центра с повышающейся скоростью резания.



Фиг. 5. Заготовка для проведения испытаний методом торцовой обточки.

Авторы Ван-Донген и Стегве предложили следующее математическое оформление этому методу. Определяется среднее значение  $V^m$  из равенства:

$$v_{\text{средн}}^m = \int_{v_0}^{v_n} \frac{v_m \cdot dv}{v_n - v_0} = \frac{v_n^{m+1} - v_0^{m+1}}{(m+1)(v_n - v_0)}$$

Из формулы  $v = \frac{C}{T^{1/m}}$  найдем  $T = \frac{C^m}{(v^m)_{\text{средн}}}$

подставляя сюда  $(v^m)_{\text{средн}}$ , получим

$$T = \frac{C^m (m+1) (v_n - v_0)}{v_n^{m+1} - v_0^{m+1}}$$

Напишем обычное выражение машинного времени:

$$T = \frac{L}{n \cdot s} = \frac{d - d_0}{2ns} = \frac{1000(v_n - v_0)}{2\pi n^2 s}$$

Приравняв оба выражения для  $T$ , найдем:

$$\frac{1000(v_n - v_0)}{2\pi n^2 s} = \frac{C^m (m+1) (v_n - v_0)}{v_n^{m+1} - v_0^{m+1}}$$

Так как  $\frac{d_n}{d_0} = \frac{v_n}{v_0} > 2$ , то можно пренебречь величиной  $v_0^{m+1}$ ,

тогда

$$1000 v_n^{m+1} = 2\pi n^2 s (m+1) C^m$$

Произведя опыты для двух значений  $n_1$  и  $n_2$  и прологарифмировав отношение предыдущих зависимостей, получим:

$$m+1 = \frac{2 \lg \frac{n_1}{n_2}}{\lg \frac{v_{n1}}{v_{n2}}}; \quad C = \sqrt[m]{\frac{1000 v_n^{m+1}}{2\pi n^2 s (m+1)}}$$

Зная  $(m+1)$  и  $C$ , мы определим зависимость

$$v = \frac{C}{T^{1/m}}$$

т. е. получим возможность найти период стойкости по заданной скорости.

Математические и физические обоснования метода подлежат критике. Прежде всего  $m$  при интегрировании авторы считают постоянным, в то же время как при изменении скорости резания в 2—3 раза наклон прямой  $T-v$  резко меняется.

Метод требует изготовления заготовки особой формы, которую получают ковкой под молотом. При этом механические свойства заготовки меняются, меняется также и структура. Термической обработкой не удастся вернуть заготовку к ее первичному состоянию.

### 4. ОБОСНОВАНИЯ УСКОРЕННОГО ТЕМПЕРАТУРНОГО МЕТОДА

Теории резания металлов содержат три основные проблемы:

а) проблему пластических деформаций снимаемого слоя металла с учетом влияния возникающей в процессе резания температуры на свойства обрабатываемого металла;

б) проблему деформаций поверхностных слоев обрабатываемого металла, а также проблему структурного изменения поверхностного слоя под влиянием действующих сил и температур;

в) проблему износа режущего сплава как под влиянием трения на поверхностных слоях соприкосновения инструмента с от-

ходящей стружкой, так и под влиянием поверхностного и объемного температурного поля, охватывающего вершину режущего инструмента. В первом случае образуется тонкий аморфный слой металла, который непрерывно удаляется под влиянием громадных нормальных и касательных сил. Во втором — количество образующего тепла так велико, что высокая температура захватывает некоторый объем металла у вершины резца, изменяет его структуру и снижает его твердость настолько, что может происходить механическое отделение некоторого объема металла.

Таким образом, все основные проблемы резания включают температуру, как главный фактор, влияющий многосторонне на все явления при резании металлов. Исследователи Усачев, Поленов и другие подтвердили, что температура является основным фактором резания, определяющим период стойкости режущего инструмента.

Опыты многих исследователей, измерявших температуру резания в конце процесса резания, когда она делает скачок вверх вместе с износом, показали, что для различных комбинаций  $v$ ,  $t$ ,  $s$  можно получить тем же методом выпрямления экспериментальных кривых в прямоугольных осях координат степенные зависимости:

$$T^0 = f(v, t, s);$$

$$T^0 = C_{T_0} v^a t^b s^c,$$

причем показатели степени при  $v$ ,  $t$ ,  $s$  близки к показателям, полученным при изучении износа на задней и передней грани режущего инструмента.

Если установить критерий предельной температуры, то, считая  $T^0 = \text{const}$ , мы можем получить скоростно-стойкостную зависимость для назначения оптимальных режимов резания.

Если связать полученные многими исследователями зависимости:

$$T^0 = C_1 v^{0,5} t^{0,15} s^{0,3}, \quad (IV)$$

$$v \left[ \frac{C_0}{T^{1/m}} \right] = \frac{C_1}{T^{1/n}}, \quad (I)$$

то при постоянных значениях  $t$  и  $s$ , получим:

$$T^0 = C_2 v^{0,5}; T^0 = \frac{C_3}{T^{1/n}}.$$

Эта зависимость указывает на однозначную связь температуры и периода стойкости.

Эта зависимость показывает также, что при незначительном изменении температуры период стойкости резко падает и, наоборот, при колебании периода стойкости в широких пределах температура остается почти неизменной. Из этого следует, что су-

ществует такая предельная температура, которая является температурным критерием для данного рода режущего сплава.

Однако полученные температурные зависимости заключают ряд неопределенностей.

Во-первых, в целом ряде опытов было неясно, каким способом измерялась температура и когда она была измерена.

Измерение температуры производилось методом Усачева путем установки термопары в теле резца, так называемая искусственная термопара, и методом естественной термопары, «резец—изделие» едва ли удачны эти термины. Ясно, что как одна, так и другая термопары с физической точки зрения естественны, а не искусственны. Правильнее было бы назвать термопару Усачева «введенной в тело резца», а вторую термопару — термопарой «резец—заготовка» (резец—изделие).

Многочисленные опыты советских исследователей установили, что вставленная в тело резца термопара показывает температуру более низкую, чем термопара резец — изделие. Вставленная термопара измеряет температуру в одной точке. Вставить термопару в место наибольшего давления и наибольшей температуры на резце весьма трудно. Следует помнить, что в весьма малых расстояниях от передней поверхности (1—2 мм) температура падает до 100—200°. Усачеву удалось после многих попыток с помощью термопары, выведенной на рабочую поверхность резца и расклепанной на ней, получить температуру около 580°. Опыты проф. Безпрозванного со вставленными термопарами дали температуры всего лишь 200—300°.

Изучение и измерение температурных полей рядом исследователей подтвердило, что кривая температуры у поверхности пластины режущего сплава резко падает (Райхель и др.). Поэтому большинство исследователей производило опыты с термопарой резец—изделие. На основании ряда физических положений и опытных данных было установлено, что температуры, возникающие на передней и задней поверхности режущих инструментов вследствие разности давления и деформаций, — различны. Термопары, возникающие в разных точках контакта резца с изделием и стружкой, следует рассматривать как параллельно включенные термоэлементы.

На этом основании можно считать, что термопара резец—изделие показывает некоторую осредненную температуру контакта резец—изделие, которую называют температурой резания.

Опыты многих исследователей (М. Ф. Семко, А. М. Даниелян и др.) показали, что эта средняя температура выше температур, показываемых вставленными термопарами. Особенно убедительны опыты инж. Уротадзе, определявшем температуры в различных местах тормозной колодки на бандажах паровозных осей. Показания термопары бандаж—колодка во всех случаях показали более высокие температуры, чем вставленные термопары.

Наиболее трудным при использовании термопары резец—изде-

лие для измерения температур являлась тарировка термомпары. Однако, за последнее время вопрос об тарировании разнообразных термомпар был практически решен.

Итак, метод термомпары резец—изделие может быть положен в основу измерения температуры резания, средней для работающих поверхностей режущих инструментов, причем эта температура является максимальной из температур, получаемых другими известными методами.

В температурном уравнении имеется существенная неопределенность, заключающаяся в том, что исследователи не указывают точно, когда определялась температура резания. Мало того, некоторые из них утверждают, что температура, измеряемая термомпарой резец—изделие, в течение процесса резания поднимается.

Между тем опыты М. Ф. Семко, многочисленные опыты автора (1937—1945 гг.), Е. А. Панкиной (1942—1950 гг.), Е. С. Гиршовича (1949—1951 гг.), В. А. Парижского (1950—1952 гг.), Г. Б. Мартиросова и других показывают, что в течение всего периода стойкости при обработке широкой гаммы стали 25; 30; 35; 45; ЭУ8; ЭУ10; ЭУ12, а также легированных сталей — температура процессов резания, определенная термомпарой резец—изделие, остается постоянной. Незначительные колебания ее (3—5%) происходят главным образом вследствие образования и срыва наростов.

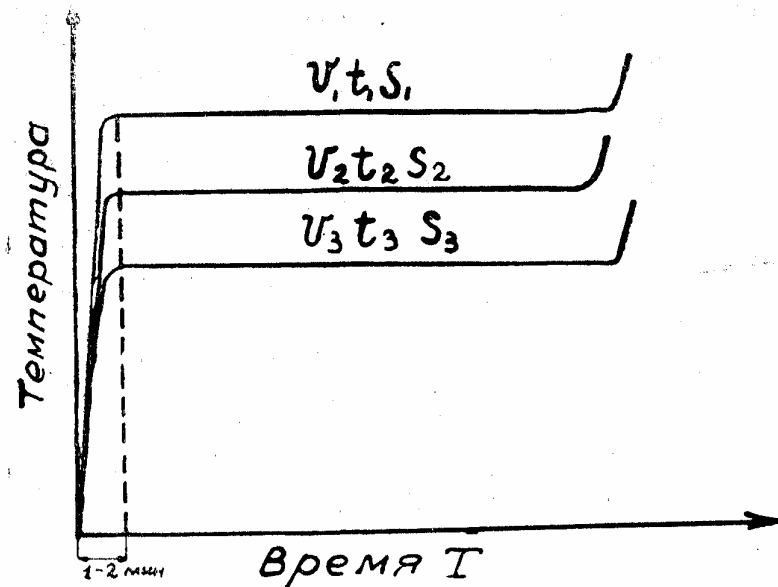
Несмотря на возрастающий износ задней и передней поверхности режущего инструмента, температура резания остается неизменной в течение всего процесса резания. Температура делает резкий скачок вверх только тогда, когда теплоотводящее сечение на кончике резца резко изменится местным прорывом режущего лезвия или сгоранием и срывом вершины резца.

Постоянство температуры в течение всего периода стойкости свидетельствует об установившемся тепловом процессе, в котором количество тепла, образующегося в единицу времени, равно количеству отводимого тепла.

Постоянство температуры в процессе резания зависит от размеров резца (державки). Размеры резца должны определяться режимами резания, связанными соотношениями объемов, теплоемкостей и теплопроводностей режущего инструмента и обрабатываемого материала. Если работать резцом малого размера, не соответствующего режимам резания, то можно наблюдать во время работы постепенное повышение температуры резания.

Опыты М. Ф. Семко, автора (1937—1945 гг.) и особенно многочисленные опыты Е. А. Панкиной (1940—1950 гг.), затем Е. С. Гиршовича, В. А. Парижского показали, что температура процесса резания устанавливается через 10—20 сек. после начала резания и далее остается постоянной до критического износа резца. Следовательно, для получения температурных зависимостей нет надобности ве-

сти опыт до критического износа резца (20—60 мин.). Каждый опыт может длиться не более 1—2 мин. (фиг. 6).



Фиг. 6. Зависимость температура—время.

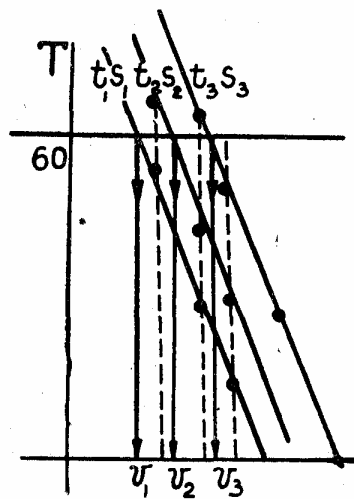
Второй неопределенностью является вопрос, какому периоду стойкости отвечает температурная формула.

И, наконец, третья задача, которая должна быть разрешена, какой температуре соответствуют наивыгоднейшие режимы резания.

Температуру, отвечающую заданному периоду стойкости, можно определить, проделав небольшое количество скоростно-стойкостных опытов при определенных комбинациях  $t$  и  $s$ . Например, при  $t=5$  мм,  $s=1$  мм (обдирка) берут три, четыре скорости и определяют соответственные периоды стойкости. Можно проделать те же опыты при  $t=1$  мм и  $s=0,2$  мм/об (чистовая обработка) и для тех же скоростей определить периоды стойкости. Наконец, подобные же опыты можно проделать для полустивовой обработки:  $t=2,5$  мм и  $s=0,5$  мм. Всего достаточно проделать 9—12 стойкостных опытов.

Построив графически зависимости  $T = f(v)$  (фиг. 7), получим три прямые. Проведем прямую, параллельную оси абсцисс, через значение экономического периода стойкости, например,  $T=60$  мин. Опустив из точек пересечения прямой  $T$  с линиями  $ts$  перпендикуляры на ось скоростей, получим соответствующие скорости реза-

ния. Это построение даст нам три комбинации  $v_1 t_1 s_1$  (обдирка),  $v_2 t_2 s_2$  (чистовая обработка) и  $v_3 t_3 s_3$  (получистовая обработка). Используя положение, что комбинации, соответствующие одному и тому же периоду стойкости, отвечают



Фиг. 7. Зависимость стойкость—скорость для разных режимов резания.

одной и той же температуре, мы, проделав далее температурные опыты, найдем температуру, отвечающую заданному периоду стойкости:

$$T_1^0 = C_T v_1^x t_1^y s_1^z;$$

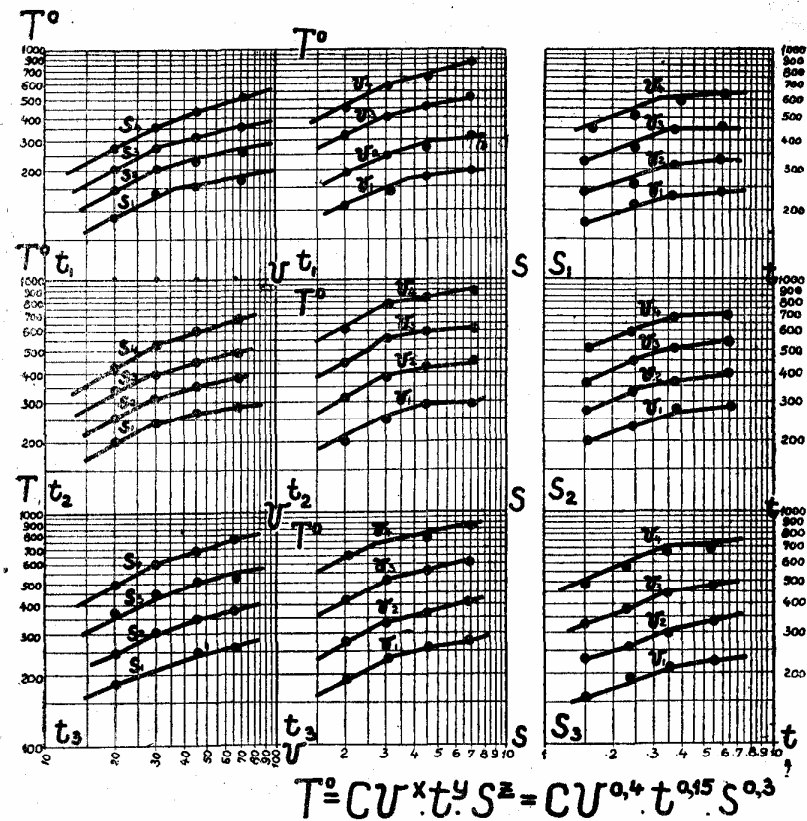
$$T_2^0 = C_T v_2^x t_2^y s_2^z;$$

$$T_3^0 = C_T v_3^x t_3^y s_3^z.$$

Большое количество опытов подтверждает каждый раз близость величины  $(T^0)_1$ ,  $(T^0)_2$ ,  $(T^0)_3$ . Взяв среднеарифметическую полученных величин, найдем  $T^0_{\text{ср}}$  для заданного периода стойкости. Проведя температурные опыты и некоторое небольшое количество стойкостных, можно определить, какую температуру нужно вставить в температурную зависимость, чтобы получить скоростную зависимость, отвечающую заданному периоду стойкости (фиг. 8):

$$T^0 = C_T v^x t^y s^z = \text{const}$$

$$v_{T^0} = \left( \frac{T^0}{C_T} \right)^{1/x} \cdot \frac{1}{t^{y/x} s^{z/x}};$$



Фиг. 8. Схема температурных опытов для получения зависимости  $T^0 = f(v, t, s)$ .

$$v_{T^0} = \frac{C}{t^{y/x} s^{z/x}};$$

$$\frac{y}{x} = x^1;$$

$$\frac{z}{x} = y^1.$$

Эта зависимость позволит нам назначать режимы резания, отвечающие заданному периоду стойкости.

Остается найти ту максимальную температуру, которая будет соответствовать оптимальным режимам резания.

Для определения наибольшей температуры процесса резания, соответствующей заданным периодам стойкости, были произведе-

ны многочисленные опыты канд. техн. наук доц. Е. А. Панкиной с гаммой углеродистых и легированных сталей, канд. техн. наук Е. С. Гиршовичем с гаммой автомобильных сталей при обработке инструментом из быстрорежущей стали, В. А. Парижским при обработке сталей резцами, оснащенными твердыми сплавами различных марок.

При обработке разнообразных марок сталей инструментом из быстрорежущей стали для всех комбинаций скорости резания, глубины и подачи, соответствующих периоду стойкости 60—90 мин., температура резания, измеренная термопарой резец—изделие, получилась равной 600° с отклонениями 5—8%.

При обработке разных марок сталей резцами с твердыми сплавами, для всех комбинаций скорости резания, глубины и подачи, соответствующих периоду стойкости 60—90 мин., температура резания достигает 800—900°.

Предположим, что разложение мартенсита быстрорежущей стали и троостит и сорбит происходит на рабочей поверхности инструмента при той же температуре и в те же периоды выдержки под этой температурой, как и его образование при отпуске 580—600°.

Тогда следует, что наибольшая температура, допустимая резцами из быстрорежущей стали, при резании металлов равна температуре отпуска этой стали.

Подобные же соображения можно высказать и о наибольшей температуре, допускаемой при резании металлов твердыми сплавами. Эта температура соответствует размягчению структуры твердого сплава — выгоранию кобальта и дальнейшему интенсивному износу сплава на контактных поверхностях.

Итак, чтобы найти период стойкости инструмента из быстрорежущей стали, нужно обратиться к времени образования и стойкости мартенсита. Известно, что при однократном отпуске время образования мартенсита равно 1—1,5 часа, причем в мартенсит переходит 85—90% аустенита. Для более полного перехода аустенита в мартенсит рекомендуют трехкратный отпуск по 20—40 мин. Таким образом можно утверждать, что период разложения мартенсита равен 1—1,5 час.

На контактной поверхности резца со стружкой при температуре 600° в тонких слоях металла под действием высоких давлений и сил трения начинается разложение мартенсита инструмента. При работе происходит смывание этих слоев с рабочей поверхности инструмента. Во все время работы под температурой 600° будет находиться некоторый объем металла у вершины резца. В этом объеме с течением времени происходит объемное превращение мартенсита в сорбитообразные мягкие структурные формы. Под влиянием давления этот размягчившийся объем металла может быть сразу оторван от тела резца, что и наблюдается при работе инструментом из быстрорежущей стали.

При работе твердыми сплавами размягчение тонких слоев (выгорание кобальта) идет более равномерно. Однако и здесь наблюдаются отрывы, выкрашивания на лезвии резца.

Таким образом, если остановиться на температуре начала разложения режущего сплава, как на максимально допустимой, то отпадает надобность в производстве 9—12 стойкостно-скоростных опытов, предложенных выше. Они могут быть произведены как контрольные для новых обрабатываемых материалов и новых режущих сплавов. Если считать, что для получения температурных зависимостей необходимо произвести 100 опытов, каждый длительностью 1 мин., то температурные зависимости требуют, по крайней мере, в 30 раз меньших затрат обрабатываемого материала и времени, причем все 100 опытов могут производиться одним резцом и на одной заготовке. Следовательно, при температурном методе устраняются те отклонения, которые вызываются разностью качеств заготовок и резцов, которые неизбежны при обычных стойкостно-скоростных испытаниях. Для получения температурных зависимостей практически нужно 3—5 кг стали и 6—8 час. затраты времени, считая и тарировку термопары резец—изделие.

Установление наивыгоднейших режимов методом температурного критерия можно по справедливости назвать ускоренным методом назначения оптимальных режимов резания.

Экспериментальные точки при температурных измерениях ложатся настолько закономерно, что отклонения их указывают на те или иные ошибки или упущения экспериментатора.

В стойкостно-скоростных опытах мы вынуждены вести опыты в узких пределах изменения скорости резания  $v=1,26 v_0$  чтобы, с одной стороны, при малых периодах стойкости получить устойчивые показания и чтобы, с другой стороны, при очень больших стойкостях не тратить большого количества металла. При температурных исследованиях мы не стеснены узкими пределами скоростей. Скорость может быть изменена в пределах нескольких ступней чисел оборотов станка. Это обстоятельство позволяет установить, что показатели над глубиной резания и подачей меняются с абсолютной величиной скорости. Показатели степени над глубиной резания и подачей падают до весьма малых величин при скорости, стремящейся к некоторой максимальной величине. Полученные кривые можно разделить на две зоны, в одной из них (большие  $t$  и  $s$  и малые скорости) показатели над скоростью будут больше показателей в другой зоне, зоне больших скоростей (малые  $t$  и  $s$ ). Изменение показателей над  $t$  и  $s$  указано также в нормативах БТН и, именно, в сторону их уменьшения при малых подачах и глубинах резания (фиг. 8).

Предложенный метод имеет следующие преимущества:

1. Метод является ускоренным, так как каждый опыт длится не более 1—2 мин. При опытах, имеющих широкий диапазон скоростей (при 100 и более опытов), потребное время для полу-



чения режимов занимает не более 6—8 час. Температурная тарировка требует около часа.

2. Метод требует небольшого количества обрабатываемого материала и инструмента для проведения исследований. Чаще всего можно обойтись одной болванкой или одним резцом.

Результаты опытов имеют устойчивость и однообразие, так как исключаются отклонения и погрешности, вследствие разнобразия свойств болванок и резцов, неизбежных при износостойких опытах.

3. Метод связывает температурный критерий короткими износо-скоростными опытами, так как период стойкости определяется совокупным действием температурного и износного критерия.

4. Кроме этих критериев, используется экономический критерий — экономический период сменности режущего инструмента, исчисляемый на основании наивыгоднейших затрат на режущий инструмент. Таким образом, метод основан на связи износных, температурных и экономических критериев.

5. Метод использует два основных физических фактора резания металлов: температуру и износ увязанных между собой.

6. Метод не требует приспособлений для непрерывного или малого изменения чисел оборотов или специального привода к станкам для бесступенчатого их регулирования.

Канд. техн. наук, доц. Д. Т. ВАСИЛЬЕВ.

## ВЛИЯНИЕ ОХЛАЖДЕНИЯ НА ТЕМПЕРАТУРУ РЕЗАНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ

Высокие напряжения в контактной поверхности резца и стружки<sup>1)</sup> характерны для обработки заготовок из жаропрочных сплавов. Это обстоятельство вынуждает применять в качестве режущего материала быстрорежущую сталь типа P18; инструмент из твердого сплава выкрашивается.

В контактной поверхности резца с изделием и стружкой возникает значительная работа трения, которая является одной из причин образования большого количества тепла.

Вследствие плохой теплопроводности жаропрочных сплавов инструмент из стали P18 сильно нагревается даже при низких режимах резания. Обычными для сплава ЭИ437 и ему подобных являются скорости резания  $v=4 \div 6$  м/мин при  $s \times t=2 \times 0,2$  мм<sup>2</sup>.

Для снижения температуры резания и повышения стойкости инструмента обычно применяют смазывающе-охлаждающие жидкости, цианирование, нитроцементацию, упрочнение твердым сплавом, химическую обработку резцов и т. д.

Хорошим показателем эффективности проводимых мероприятий является величина температуры резания, определяемая методом резец-изделие (естественная термопара). Термоэлектродвижущая сила (т. э. д. с.) в контакте резца с изделием (и стружкой) может быть измерена шлейфовым осциллографом, катодным осциллографом с усилителем постоянного тока и гальванометром. Техника измерений т. э. д. с. при резании металла всухую общеизвестна. Измерение т. э. д. с. в случае применения охлаждения режущего инструмента представляет некоторую сложность.

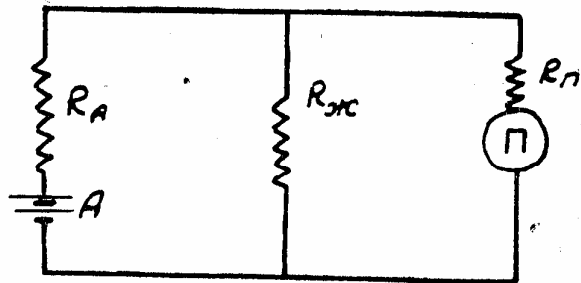
### 1. МЕТОДИКА ИЗМЕРЕНИЯ Т. Э. Д. С. ПАРЫ РЕЗЕЦ-ИЗДЕЛИЕ ПРИ ОХЛАЖДЕНИИ ЖИДКОСТЯМИ

Измерение т. э. д. с. пары резец-изделие при охлаждении жидкостями представляет затруднения по двум причинам:

<sup>1)</sup> Определялись по методике, опубликованной в журнале «Станки и инструмент» № 4, 1954.

- 1) электропроводящие жидкости шунтируют источник т. э. д. с., снижая показания приборов;
- 2) жидкости являются источниками э. д. с. гальванического происхождения.

В случае применения электропроводящей жидкости, не дающей гальванической пары, общая схема может быть представлена (фиг. 1) как система последовательных и параллельных включений сопротивлений приборов и источников тока.



Фиг. 1.

Предполагается, что источник тока  $A$  имеет внутреннее сопротивление (включено последовательно)  $R_A$ . Т. э. д. с. измеряется прибором  $\Pi$ , имеющим сопротивление  $R_{\Pi}$  (включено последовательно). При наличии охлаждающей жидкости сопротивление охлаждающей жидкости  $R_{ж}$  шунтирует прибор  $\Pi$ . Следовательно, ток будет течь не только в прибор, но и через жидкость в шунт  $R_{ж}$ . В этом случае прибор будет показывать меньшую э. д. с.

$$E_{\Pi} = E_A - i_A R_A, \quad (1)$$

$E_{\Pi}$  — т. э. д. с. указываемая прибором;

$E_A$  — т. э. д. с. термопары резец-изделие;

$i_A$  — сила тока, проходящего от источника через шунт и прибор;

$R_A$  — сопротивление термопары.

Шоу в соавторстве с Пигготом и Ричардсоном,<sup>1)</sup> пользуясь в своей работе в качестве прибора потенциометром, упрощает схему; поскольку потенциометр сбалансирован и следовательно через него ток не идет, то величина  $i$  будет равна

$$i = \frac{E_A}{R_{ж} + R_A}, \quad (2)$$

<sup>1)</sup> М. С. Shaw, I. D. Piggot, L. P. Richardson, Transation of ASME № 1, 1951, p. 45.

тогда

$$E_{\Pi} = E_A \left( 1 - \frac{R_A}{R_{ж} + R_A} \right) \text{ или } \frac{E_{\Pi}}{E_A} = \frac{R_{ж}}{R_{ж} + R_A}.$$

Ошибка в процентах, получаемая при измерении потенциометром, будет равна

$$\delta = 100 \frac{E_A - E_{\Pi}}{E_A} = \frac{1}{1 + \frac{R_{ж}}{R_A}} 100.$$

Для того, чтобы ошибка вследствие шунтирования термопары жидкостью была меньше 1%, необходимо, чтобы

$$\frac{R_{ж}}{R_A} > 99.$$

Авторы указанной работы определили сопротивления жидкости на водной основе и нашли, что при толщине слоя 0,0125 мм  $R_{ж} = 1,000$  ом, сопротивление термоэлектрической цепи  $R = 2,2$  ом.

Следовательно погрешность, вносимая слоем жидкости толщиной больше 0,0125 мм, будет менее 0,22%.

Упрощение, допущенное М. С. Shaw, I. D. Piggot и L. P. Richardson, не может претендовать на универсальность; оно справедливо для случая измерения т. э. д. с. потенциометром при точной балансировке последнего. Однако т. э. д. с. редко измеряют потенциометром вследствие трудоемкости этой операции. При прерывистом резании измерения т. э. д. с. потенциометром вообще невозможно.

При пользовании шлейфовым осциллографом и гальванометром для фиксации т. э. д. с. при непрерывном и прерывистом резании следует учитывать сопротивление  $R_{\Pi}$  (фиг. 1), в которое входит внутреннее сопротивление прибора и сопротивление подводящих к нему проводов.

Тогда

$$i_A = \frac{E_A}{R_A + R_{ж} + \frac{R_{\Pi}}{R_{ж} + R_{\Pi}}} \quad (3)$$

и из (1) получаем

$$E_{\Pi} = E_A \left[ 1 - \frac{R_A}{R_A + \frac{R_{ж} \cdot R_{\Pi}}{R_{ж} + R_{\Pi}}} \right]$$

и после упрощений (2) и (3) получаем величину погрешности измерения, равную

$$\delta = \frac{E_A - E_{\Pi}}{E_A} = \frac{R_{ж} \cdot R_A + R_{\Pi} \cdot R_A}{R_A (R_{ж} + R_A) + R_{ж} \cdot R_{\Pi}} \cdot 100\% \quad (4)$$

Погрешность измерения может быть вычислена:

а) при пользовании гальванометром с сопротивлением в 100 ом

$$\delta_{гал} = \frac{1}{1 + \frac{100}{R_{Ж}} + \frac{100}{R_A}} + \frac{1}{1 + \frac{R_{Ж}}{100} + \frac{R_{Ж}}{R_A}};$$

б) при пользовании шлейфом VIII ( $R = 10$  ом) осциллографа МПО2

$$\delta_{шл VIII} = \frac{1}{1 + \frac{10}{R_{Ж}} + \frac{10}{R_A}} + \frac{1}{1 + \frac{R_{Ж}}{10} + \frac{R_{Ж}}{R_A}};$$

в) при пользовании шлейфом V ( $R = 3,7$  ома) осциллографа МПО2

$$\delta_{шл V} = \frac{1}{1 + \frac{3,7}{R_{Ж}} + \frac{3,7}{R_A}} + \frac{1}{1 + \frac{R_{Ж}}{3,7} + \frac{R_{Ж}}{R_A}}.$$

Задаваясь погрешностью измерения  $\delta < 1\%$ , получим из (4)

$$99 R_A \cdot R_{Ж} + 99 R_A \cdot R_{П} \ll R_{Ж} R_{П}.$$

Решая полученное выражение относительно  $R_{П}$ , получим

$$R_{П} \gg \frac{99 R_A \cdot R_{Ж}}{R_{Ж} - 99 R_A}.$$

Выбор прибора для измерения т. э. д. с. определяется значением сопротивлений контакта резца с изделием, сопротивлением жидкости и принятой величиной погрешности.

Электрическое сопротивление в контакте резец-изделие при работе с режимом резания  $t=1$  мм и  $s=0,16$  мм/об при обработке стали может быть порядка 0,005 ом. Если сопротивление жидкости принять по Шоу  $R \approx 1000$  ом, то сопротивление прибора будет  $R_{П} \geq 0,5$  ом (табл. 1).

Таблица 1

Прибор	Внутреннее сопротивление в ом
Гальванометр	100
Шлейф МПО2 УП	10
Шлейф МПО2 У	3,7

Как следует из табл. 1, пользование шлейфовым осциллографом вполне допустимо—погрешность измерения не превышает 1%.

При обработке жаропрочных сплавов сопротивление  $R_A$  можно принять равным 0,01 ом, тогда получаем, что сопротивление прибора может быть  $R_{П} 10$  ом. В этом случае допустимо пользоваться шлейфом VIII, шлейф V не пригоден.

Приведенный анализ показывает, что в целях обеспечения точного измерения т. э. д. с. (с погрешностью менее 1%) при резании с охлаждением следует учитывать сопротивления жидкости, контакта резца с изделием и прибора.

С целью проверки наличия шунтирующего влияния жидкости был проведен опыт.

В мензурке нагревалась дистиллированная вода, в которой была опущена пара сталь Р18 — сталь У7. Т. э. д. с., образовавшаяся при нагреве, измерялась оптическим гальванометром с ценой деления  $3 \times 10^{-8}$  А. Внутреннее сопротивление прибора  $R = 108$  ом. Следовательно, цена деления прибора была 3,24 мкв. При нагреве в кипящей дистиллированной воде гальванометр показывал 210 мкв (65 делений). Затем та же пара сталь Р18 — сталь У7 нагревалась в кипящей эмульсии. В этом случае гальванометр показывал также 210 мкв (65 делений). Нагретая до температуры кипения воды термopара опускалась в дистиллированную холодную (комнатной температуры) воду; падение т. э. д. с. во время фиксировались.

Та же термopара, нагретая до температуры кипения эмульсии, опускалась в холодную (комнатной температуры) эмульсию.

Кривая падения т. э. д. с. при охлаждении в эмульсии почти целиком совпадает с кривой падения т. э. д. с. при охлаждении в дистиллированной воде. Описанный опыт указывает на то, что шунтирующее действие охлаждающе-смазывающей жидкости (эмульсии) не вносит искажения в показания гальванометра, имеющего сопротивление 108 ом.

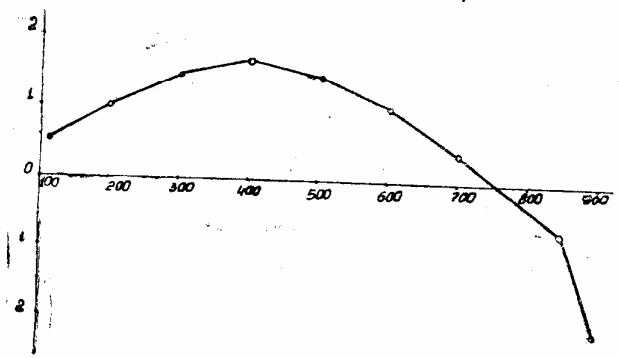
## 2. ОСОБЕННОСТИ ИЗМЕРЕНИЯ т. э. д. с. ПАРЫ Р18—ЭИ437

Особенностью тарировочной кривой пары Р18—ЭИ437 является непрерывное повышение т. э. д. с. с увеличением температуры до 420° и затем плавное уменьшение до нуля при температуре 735°. Дальнейшее повышение температуры сопровождается изменением знака и возрастанием величины т. э. д. с. (фиг. 2).

Такая особенность тарировочной кривой затрудняет расшифровку показаний измерительных приборов при резании металлов. В этом случае использование гальванометра, как измерительного прибора для фиксации т. э. д. с., исключается. Любое значение т. э. д. с. может быть отнесено к различным участкам тарировочной кривой, а, следовательно, и к различным температурам.

Запись т. э. д. с. осциллографом также сложна для расшифровки. Так например, участок осциллограммы температуры резания с ординатой  $H = 1,5$  мм может соответствовать двум температурам: 310 и 480°. Определить температуру в этом случае можно лишь наблюдая изменения т. э. д. с. в начальный и конечный момент резания. Если в начале и в конце резания наблюдается под-

скок т. э. д. с., что обнаруживается увеличением ординаты до 1,7 мм, то  $H = 1,5$  мм соответствует температуре резания  $480^\circ$ . Если же в начале и в конце реза подскока нет, то это указывает на соответствие  $H = 1,5$  мм температуре  $310^\circ$ . Подскоки т. э. д. с.



Фиг. 2. Тарировочная кривая пары: сталь Р-18—сплав ЭИ437.

в начале и в конце резания кратковременны и могут остаться незамеченными.

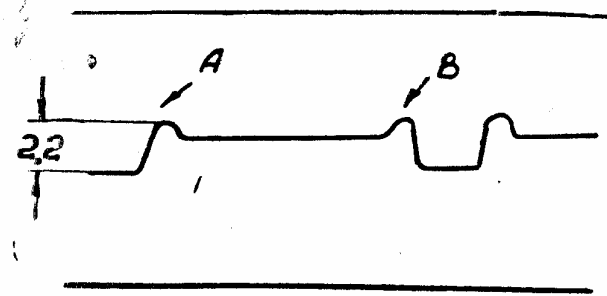
При прерывистом резании подскоков ординат осциллограммы значительно больше, что облегчает вероятность их обнаружения и определения правильной температуры резания.

Для исследования процесса резания и определения влияния охлаждения при обработке жаропрочных сплавов типа ЭИ437 были подготовлены прокованные и термически обработанные прутки с продольной канавкой, которая прерывала процесс резания на каждом обороте (фиг. 4). Тогда описанный пример записывается осциллограммой (фиг. 3) с двумя пиками А и В, облегчающими процесс расшифровки температуры по тарировочной кривой (фиг. 2).

Так же облегчается расшифровка температурных осциллограмм при прерывистом процессе точения разных деталей.

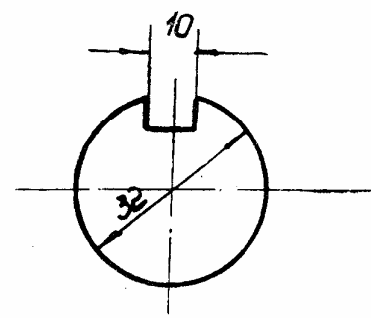
### 3. ВЛИЯНИЕ ОХЛАЖДЕНИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ

Точение сплава ЭИ437 резцами из быстрорежущей стали при различных скоростях резания ( $S = 0,2$  мм/об) показывает, что температура резания выше  $600$  независимо от причин ее повышения (увеличение скорости резания, изменение условий охлаждения) вызывает катастрофическую посадку резца (фиг. 5). Аналогичные результаты были обнаружены канд. техн. наук. Е. А. Панкиной при обработке углеродистой и легированной стали еще в 1942 г.



Фиг. 3. Осциллограмма снятая при прерывистом точении жаропрочного сплава типа ЭИ437.

Для обнаружения влияния способа охлаждения на скорость резания при обработке стали 45 был применен метод кратковременной обработки стали со скоростью, соответствующей температуре резания  $T = 600^\circ$ .

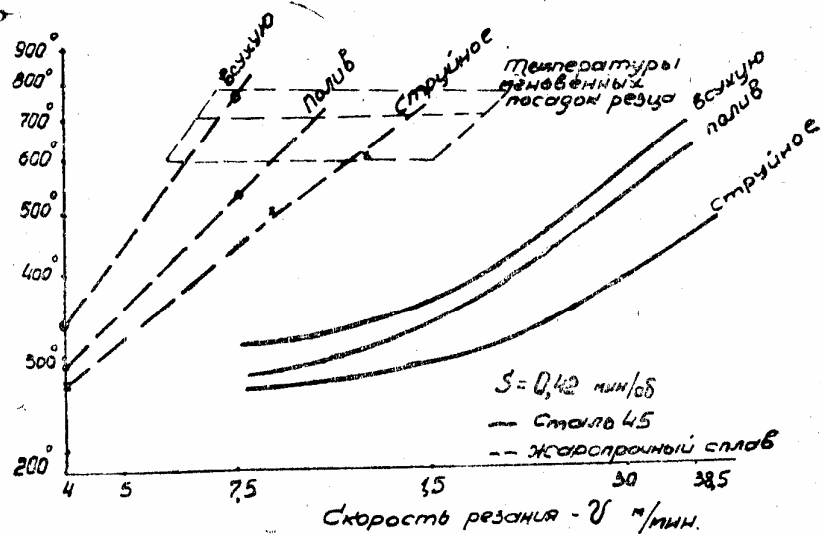


Фиг. 4. Прутки для прерывистого резания точением сплава типа ЭИ437.

Результаты опыта позволили установить, что наибольшее увеличение скорости при обработке стали 45 может быть получено при струйном охлаждении (таблица 2).

Таблица 2  
Влияние способа охлаждения на скорость резания при точении стали 45, при  $T = 600^\circ$

Способ охлаждения при обработке	$U_{600}$ м/мин	Повышение скорости резания в %
Всухую	33,5	100
Полив	36	108
Струйное	59	140



Фиг. 5. Зависимость температура резания — скорость резания при обработке стали 45 и жаропрочного сплава ЭИ437, при различных способах охлаждения.

Канд. техн. наук П. П. Грудов провел ряд опытов по выяснению влияния способа охлаждения на стойкость при обработке стали 50 быстрорежущими резцами. Результаты опытов аналогичны вышеприведенным опытом (табл. 3).

Таблица 3  
Влияние способа охлаждения на стойкость при обработке стали 50

Способ охлаждения при обработке	$U_{600}$ м/мин	Повышение скорости в %	Повышение скорости в %
Всухую	23,5	100	—
Полив	29	123	100
Струйное	33	140	114

Влияние способа охлаждения на скорость резания и стойкость инструмента при обработке жаропрочных сплавов значительно выше, чем при обработке углеродистых сплавов (табл. 4).

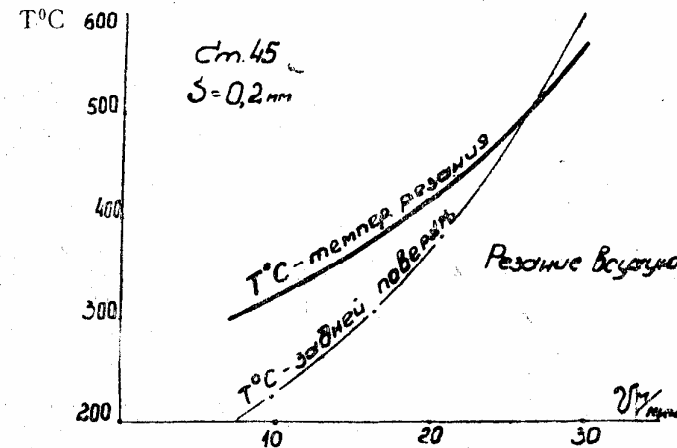
Метод естественной термопары резец-деталь определяет, как известно, температуру резания.

Представляет большой интерес определение локальных температур на поверхности контакта резца с изделием и стружкой и влияние способа охлаждения на локальные температуры.

Таблица 4  
Влияние способа охлаждения на скорость резания при обработке сплава ЭИ437

Обработка	$U_{600}$ м/мин	Повышение скорости в %	Повышение скорости в %
Всухую	6,3	100	—
С охлаждением поливом	8,5	135	100
Со струйным охлаждением	10,7	170	121

Для определения локальных температур на задней поверхности резца применяется разрезной резец, предложенный канд. техн. наук Е. А. Панкиной и автором статьи.<sup>1)</sup>



Фиг. 6. Зависимость температура резания — скорость резания при обработке всухую, сталь 45.

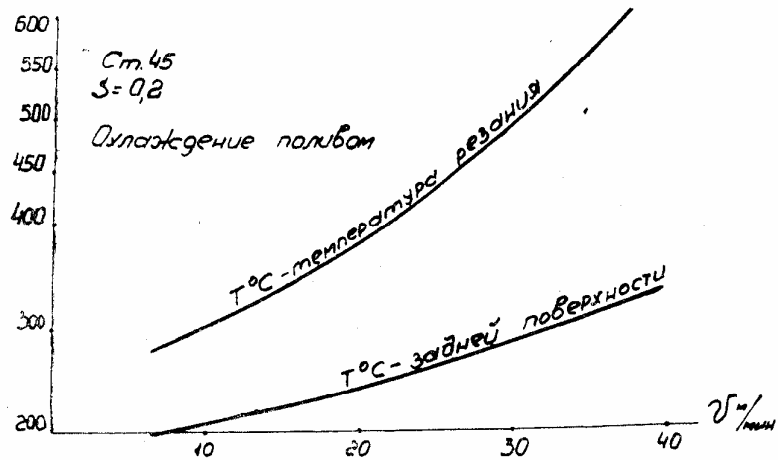
<sup>1)</sup> Авторское свидетельство с приоритетом от 20/VI—1949 г. Статья Е. А. Панкиной «Способы измерения температур в контакте резец-изделие, резец-стружка».

Сопоставление результатов измерений температуры резания с температурой на задней поверхности резца при обработке стали 45, при разных способах охлаждения, приведены на (фиг. 6, 7, 8).

При обработке всухую, при скорости резания  $v = 25-27$  м/мин температура на задней поверхности резца составляет 65% от значения температуры резания. С увеличением скорости температура на задней поверхности превышает температуру резания (фиг. 6).

При охлаждении поливом и струйным охлаждением температура резания снижается. Особенно сильно снижается температура на задней поверхности резца (фиг. 7 и 8).

Увеличение температуры резания и температуры на задней поверхности резца с увеличением скорости резания на 1 м/мин называем приростом температуры.

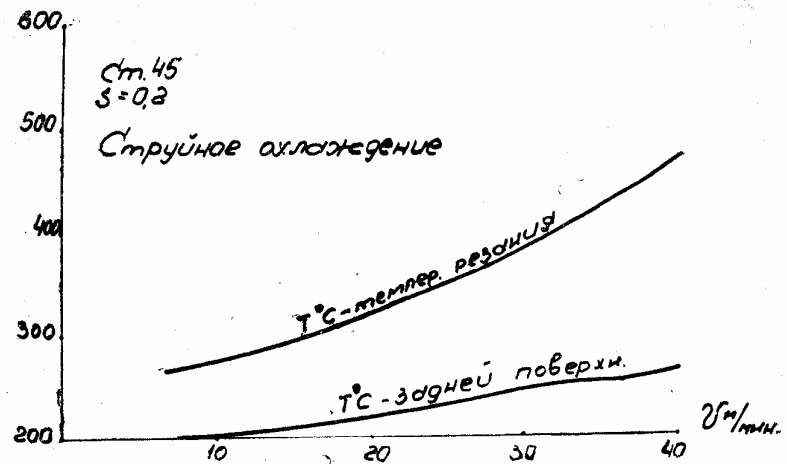


Фиг. 7. Зависимость температура резания—скорость резания при обработке с охлаждением поливом.

Прирост температуры (с увеличением скорости на 1 м/мин) при охлаждении поливом уменьшается на 16%. Введение же струйного охлаждения уменьшает прирост температуры ~ в 2 раза.

Таблица 5

Прирост температуры резания			Прирост температуры задней поверхности		
без охлаждения	охлаждение поливом	струйное охлаждение	без охлаждения	охлаждение поливом	струйное охлаждение
13,7	11,8	6,5	17,8	4	2



Фиг. 8. Зависимость температура резания—скорость резания при обработке стали 45, со струйным охлаждением.

Особенно сильно влияет применение охлаждения на температуру задней поверхности, определенную методом разрезного реза. Прирост температуры задней поверхности при охлаждении поливом уменьшается в 4 раза. Введение же струйного охлаждения уменьшает прирост температуры задней поверхности в 9 раз (!).

## ИЗМЕНЕНИЕ ТВЕРДОСТИ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ ПРИ ВЫСОКИХ ТЕМПЕРАТУРАХ

При обработке металлов резанием на поверхности контакта режущей поверхности выделяется тепло (главным образом вследствие работ трения и пластических деформаций). Инструмент при различных режимах резания нагревается до высоких температур порядка 1000° и выше. Под действием высоких температур происходит снижение или потеря твердости материала инструмента.

Изучение свойств инструментальных материалов при высоких температурах и определение температурных границ снижения твердости имеет важное научное и практическое значение.

Износостойкость режущего инструмента при скоростном резании определяется главным образом состоянием и свойствами материалов контактных поверхностей трущейся пары. В микрообъемах указанной пары можно считать, что распределение температуры равномерно. Поэтому определение механических свойств тонких контактов слоев можно заменить испытанием специально изготовленных образцов из инструментальных материалов при их нагреве.

Для определения твердости испытываемых образцов при нагреве может быть применен метод вдавливания при статистической нагрузке и при температурах равных температурам резания.

Несмотря на большое количество работ в области изучения физико-механических свойств инструментальных и обрабатываемых материалов, почти отсутствуют сведения о твердости современных марок твердых сплавов и керамики в интервале температур от 20 до 1000°. Это можно объяснить отсутствием достаточно надежного и простого метода измерения твердости при высоких температурах.

В настоящей статье излагаются отдельные сведения по определению твердости инструментальных сталей, твердых сплавов и керамики при высоких температурах.

### 1. МЕТОДИКА ИСПЫТАНИЯ В ГОРЯЧЕМ СОСТОЯНИИ

При исследовании твердости металлов при комнатной температуре пользуются обычно приборами, работающими по принципу

вдавливания наконечника в исследуемый образец (приборы системы Бринеля, Викерса, Роквелла).

Для измерения твердости металлов и сплавов при высоких температурах стандартные приборы снабжаются различными типами нагревательных печей. Для измерения твердости применяются стальные или твердосплавные шарики, подвергаемые в отдельных случаях защитной химико-термической обработке для сохранения их поверхности от образования адсорбированных и окисных пленок.

А. А. Бочвар проводил испытания по твердости легких сплавов при температурах до 300° [1]. На основании проведенных опытов он считает, что испытания на твердость по сравнению с другими физико-механическими испытаниями имеют преимущества.

В работе И. Л. Миркина и С. И. Новак [2], И. Л. Миркина и А. И. Розанова [4] использовалась для нагрева и поддержания температуры в момент испытания образца жидкая ванна. В другой работе И. Л. Миркина и Д. Е. Лившиц [5] применялся метод испытания твердости при высоких температурах (выше 600°) по способу вдавливания с применением металлокерамического наконечника, защищенного от окисления специальной термодиффузионной обработкой.

А. П. Гуляев и Р. И. Мительберг в своей работе [6] исследовали изменение твердости быстрорежущих сталей при температурах от 300 до 700°, при этом ими был избран метод измерения твердости путем сдавливания двух образцов из одинакового (испытываемого) материала, образцы имели цилиндрическую форму и располагались параллельно друг относительно друга, образованная в результате деформации площадка и характеризовала твердость материала.

Исследование твердости металлокерамического сплава (типа ВК-10) производилось И. С. Брохиным [7] на маятниковом приборе Герберта с алмазной сферой (вес маятника 4 кг) до температур 600°. Как отмечает сам автор, полученные результаты лишь относительно могут характеризовать твердость образцов с изменением температуры.

Исследование твердости металлокерамического сплава «сергонит» при температурах до 600° производилось Б. Е. Бруштейном [8] в защитной атмосфере. Испытания производились на прессе Бринеля шариком, изготовленным из того же «сергонита», диаметром 9 мм.

Методика испытания заключалась в том, что исследуемый образец предварительно нагревался в электропечи сопротивления до заданной температуры с перегревом на 10—15°. Для того чтобы избежать охлаждения исследуемого образца шариком, последний перед замером твердости также нагревался. Измерение твердости производилось при нагрузке 2400 кг и выдержке под нагрузкой в течение 15 сек.

Как отмечают сами авторы [7], [8] этих исследований, в их опытах были получены сопоставимые результаты, а соответствующие переходные коэффициенты с одной шкалы твердости на другую не были ими разработаны.

Исследование изменения твердости быстрорежущей стали при температурах до  $800^{\circ}$  проводилось Б. И. Костецким [9] на прессе Бринеля с предварительным нагревом образцов в специальной сконструированной муфельной печи. Испытанию подвергались образцы с различной структурой, полученной в результате отливки (в кокиль, в землю), а также образцы, изготовленные ковкой и наплавкой.

Замер твердости производился шариком с диаметром 10 мм при нагрузке в 3000 кг с выдержкой в 30 сек. Диаметр отпечатка замерялся после охлаждения образца.

А. И. Бетанели [3] определял твердость отдельных марок твердых сплавов, стали и минералокерамики при температурах от  $400$  до  $1100^{\circ}$ .

Исследования проводились на специально сконструированной установке. Нагрев исследуемых образцов до необходимой температуры производился в электрической печи, установленной на головке подъемного винта прессы Бринеля. В качестве материала для наконечника автор применил твердые сплавы и керамику. Однако, стойкость керамических наконечников при нагреве на воздухе оказалась крайне низкой.

Наконечники из твердых сплавов в применяемом устройстве имели и более низкую температуру, чем исследуемые образцы, вследствие чего при измерении проходило некоторое понижение температуры образцов, искажающие результаты исследования. В то же время, несмотря на введение автором поправочных коэффициентов, не всегда удавалось достичь сопоставимых результатов по значениям чисел твердости при использовании в качестве материала для наконечника твердых сплавов или минеральной керамики, так как различные марки твердых сплавов и керамика имеют разную твердость при нагреве.

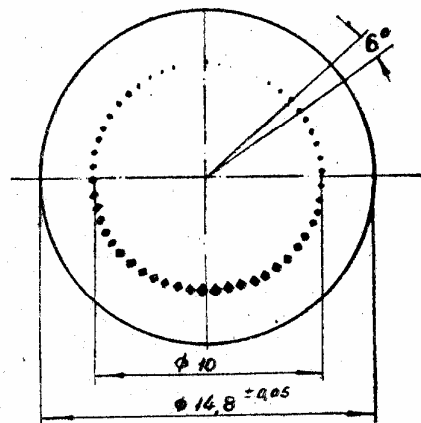
Из приведенных данных видно, что, несмотря на большое количество работ в области исследования изменения твердости режущего инструмента и обрабатываемого материала, почти отсутствуют сведения о твердости твердых сплавов и керамики, а также инструментальных сталей в интервале температур от  $20$  до  $1100^{\circ}$ .

Настоящая работа является продолжением ранее начатого исследования [10] по определению твердости инструментальных сталей, твердых сплавов и керамики при высоких температурах.

В настоящем исследовании измерение твердости производилось на созданном в Институте машиноведения АН СССР специальном приборе. Этот прибор позволяет производить измерение твердости различных сплавов и металлов при нагреве в вакууме до  $1100^{\circ}$ , при этом наконечники и образцы нагреваются до одинаковой тем-

пературы. В качестве материала для наконечников используется алмаз. Алмазные наконечники, имеющие форму четырехгранной пирамиды с углом  $136^{\circ}$  между противоположными гранями, вдавлялись в нагретые образцы. Применение алмазных наконечников (температура плавления алмаза  $5000^{\circ}$ ) для измерения твердости в интервале температур от  $20$  до  $1100^{\circ}$  следует признать вполне допустимым.

На каждом образце возможно сделать до 60 отпечатков, однако для лучшего определения начала и окончания измерений целесообразно делать до 58 отпечатков (рис. 1).



Фиг. 1. Схема размещения отпечатков алмазного наконечника на поверхности образца при измерении твердости:

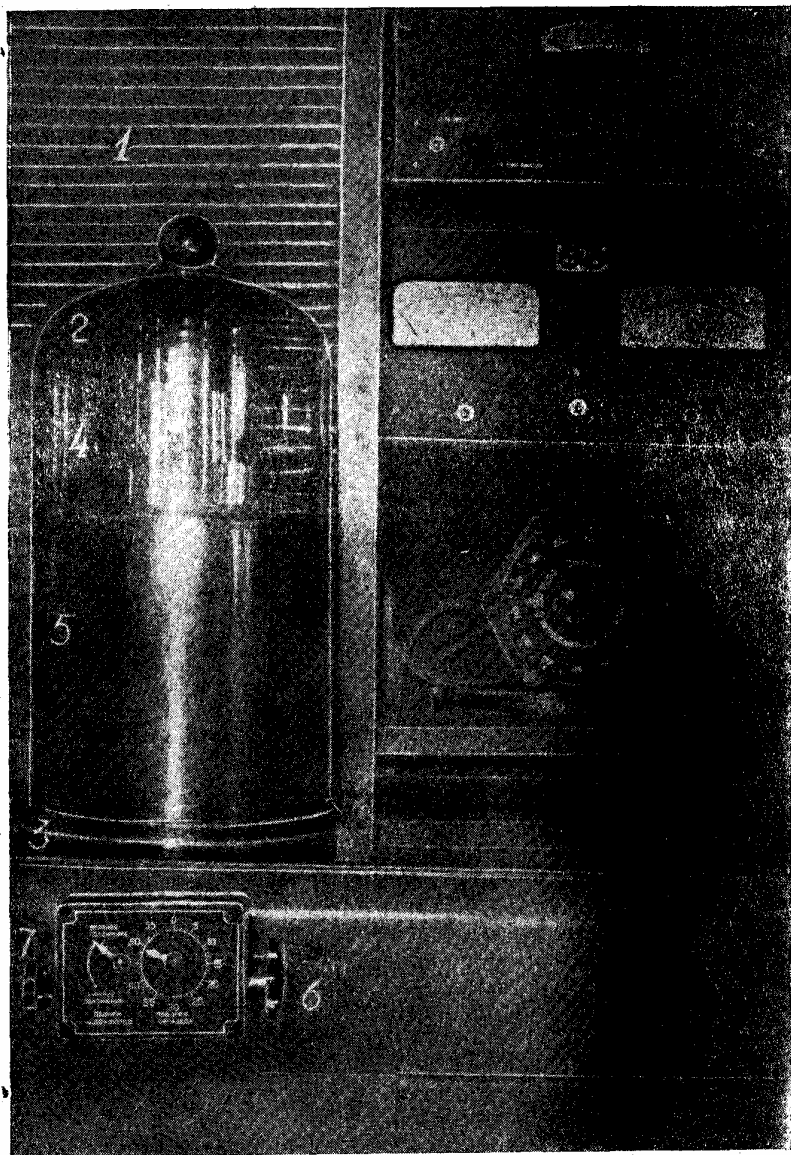
1—начало измерений; 2—конец измерений.

Для ускорения процесса измерения твердости при одинаковых температурных условиях в приборе испытывались одновременно пять образцов, имеющих форму диска (диаметром 14,8 и высотой 5 мм), одна из плоскостей каждого образца шлифовалась, а вторая, на которой делались отпечатки и производилось измерение величины отпечатка, — полировалась. В вакуумной рабочей камере, образуемой стеклянным колпаком 2 (диаметром 250 и высотой 450 мм) и металлическим корпусом 3, размещен прибор 4 для измерения твердости, а также элементы электрического управления и водяного охлаждения установки. Для предохранения от нагрева стеклянного колпака служит цилиндрический экран 5 из листовой 2-мм нержавеющей стали.

Как видно на фиг. 2, поворот всех пяти образцов при измерении на угол в  $6^{\circ}$  производится при помощи рукоятки 6 воздействующей на планетарный механизм, находящийся в вакуумной рабочей камере.

Отпечатки получаются при вдавливании алмазных наконечни-





Фиг. 2. Внешний вид прибора для одновременного измерения твердости на пяти образцах, нагреваемых до 1100° в вакууме:

1—жаркас установки; 2—стеклянный колпак вакуумной камеры; 3—основание вакуумной камеры; 4—прибор для измерения твердости; 5—металлический экран из нержавеющей стали; 6—рукоятка для одновременного поворота всех пяти образцов на угол 6°; 7—рукоятка для управления механизмом нагрузки.

ков под действием грузов в 1 кг, размещенных в штоках. Подъем и отпускание штоков с наконечниками производится при повороте рукоятки 7.

Принципиальная схема прибора для измерения твердости изображена на фиг. 3.

В стальные обоймы 2, прикрепленные к вертикальным стойкам 3, крепятся образцы 1. Для измерения твердости на торце, поворот образца вокруг вертикальной оси производится при помощи шестерен 4 и 5. Подшипники и подпятники каждого шпинделя размещены внутри корпуса 6 и укреплены на подставке. Ведущая шестерня 5 получает движение через конические шестерни 7 и храповой механизм 9. Храповой механизм связан с рукояткой 10 гибким вакуумным уплотнением.

Нагрев образцов производится электрической печью сопротивления 11, помещенной внутри теплового крана 12, прикрепленного к вертикальным стойкам 13.

Цилиндрические штоки 14 с наконечниками 15 и грузами 16 могут перемещаться вверх и вниз при помощи плиты 17, связанной штангами 18 с кулачками 19. Ось 20, на которой укреплены кулачки, может поворачиваться рукояткой 21 вследствие упругости отрезка резинового гибкого вакуумного шланга 22, использованного для создания воздухонепроницаемого уплотнения.

Регулятор 23 позволяет установить требуемую температуру нагрева образцов, контролируемую при помощи термопары 24, соединенной с автоматическим потенциометром 25. Последний электрически связан с регулятором 23. Через патрубок 26 производится откачка воздуха и газов из рабочей камеры прибора, образующей внутренней полостью стеклянного колпака 27, притертого кромкой к подставке 28.

На данном приборе может производиться измерение твердости металлов и твердых сплавов в интервале температур от комнатной до 1100°. Установка рассчитана на круглосуточную работу.

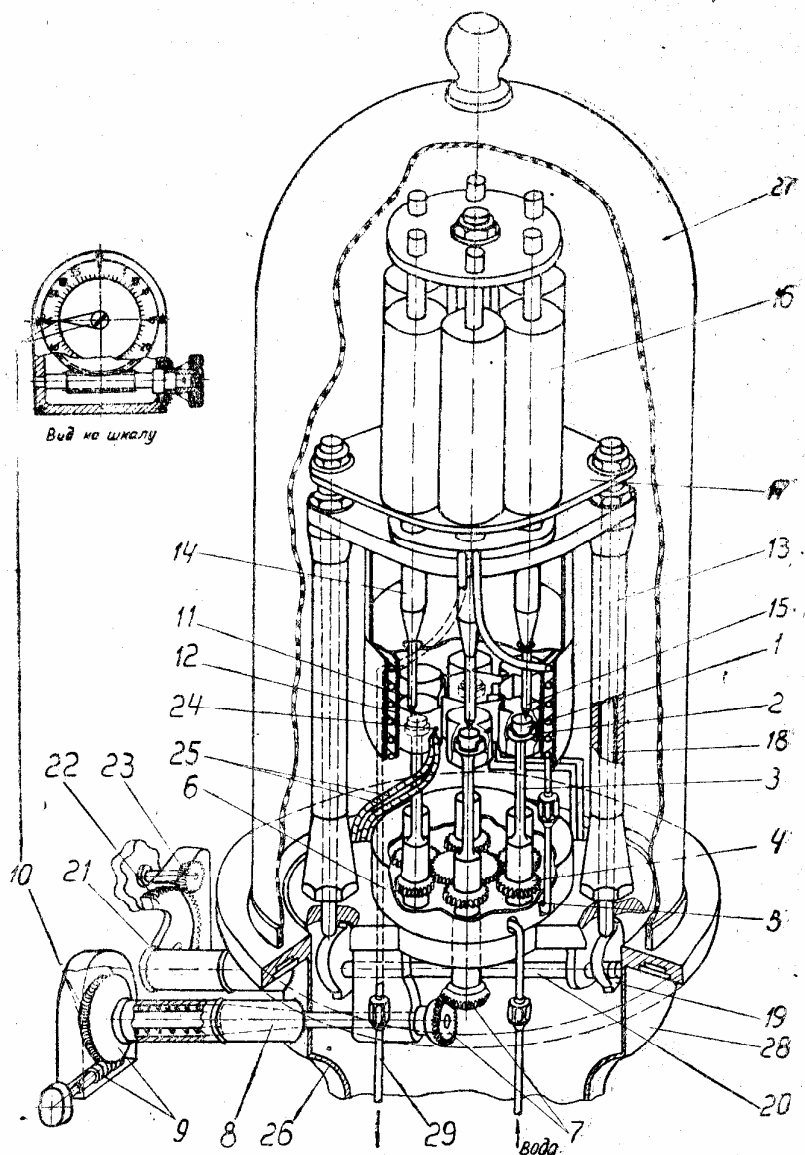
На фиг. 4 показан внешний вид молибденового нагревателя описанного выше прибора.

## 2. РЕЗУЛЬТАТЫ ИЗМЕРЕНИЯ ТВЕРДОСТИ ОБРАЗЦОВ

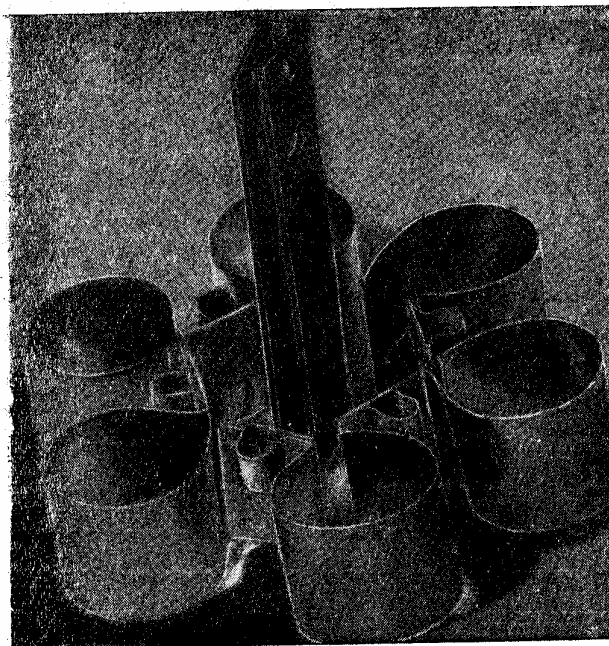
Испытание твердости при температуре от 20 до 1100° производилось на образцах из инструментальных сталей марок У10; Р9; Р18, твердых сплавов марок ВК15; ВК11; ВК8; ВК2; Т15К10; Т14К8; Т15К6; ТЗОК4; Т6ОК6 и керамики ЦМ332.

На фиг. 5 показан график изменения твердости по Виккерсу ( $H_v$ ) углеродистой закаленной стали марки У10, быстрорежущей стали Р9 и Р18, в зависимости от температуры.

При испытании образцов из углеродистой стали, при увеличении температуры нагрева свыше 500°, твердость стали У10 снижается в 3,5 раза. Твердость стали Р9 и Р18 получает снижение в 1,5 раза при температуре 500—600° (табл. 1).



Фиг. 3. Принципиальная схема прибора для одновременного нагрева и измерения твердости пяти дисковых образцов в вакууме.



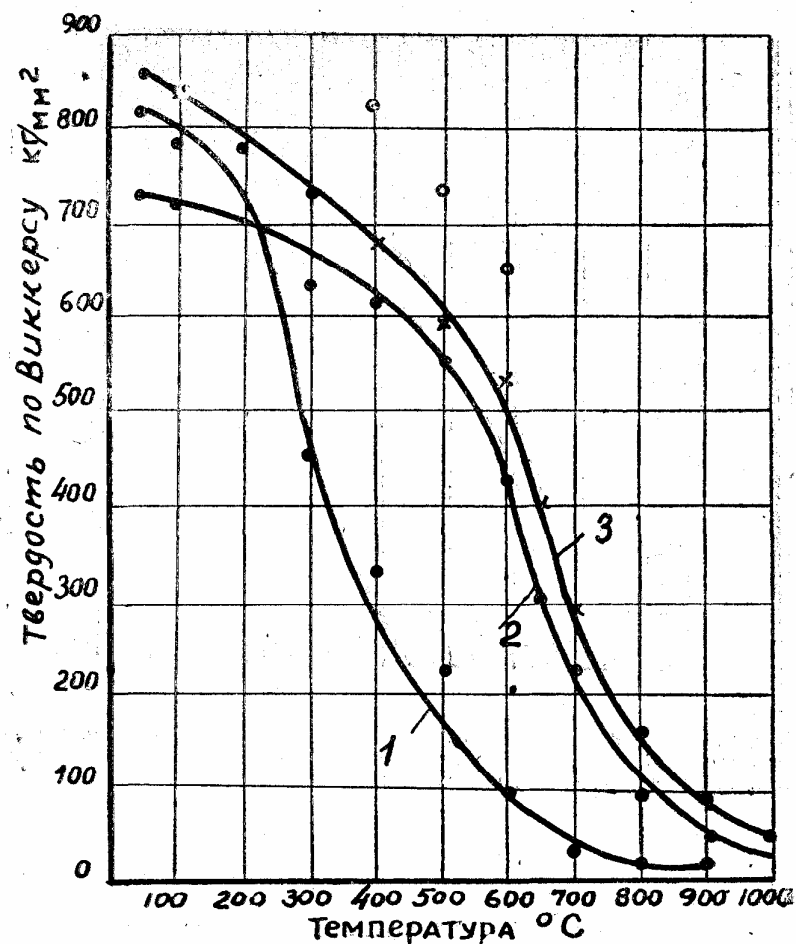
Фиг. 4. Внешний вид молибденового нагревателя дисковых образцов, помещаемых в вакуумную рабочую камеру прибора для высокотемпературных измерений твердости сталей и сплавов в вакууме.

Таблица I

Среднее значение твердости по Виккерсу для образцов из инструментальной углеродистой и быстрорежущих сталей

Марка сплава	Температура в град.										
	20	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000
У 10	810	876	748	456	326	245	125	44	36	19	—
Р 9	738	721	707	630	626	553	505	258	97	79	12
Р 18	850	881	782	719	673	585	524	273	104	83	19

Твердость вольфрамокобальтовых твердых сплавов при повышении температуры также понижается (табл. 2).



Фиг. 5. График изменения твердости образцов из углеродистой и быстрорежущей стали при нагреве в вакууме до 1000°C:  
1—сталь марки У10; 2—сталь марки Р9; 3—сталь марки Р18.

Можно полагать, что на величину твердости этих сплавов при нагревании оказывает существенное значение процентное содержание кобальта (связки) (фиг. 6). Чем меньше содержание кобальта в сплаве, тем выше значение твердости при равной температуре.

Величина твердости группы титановольфрамовых сплавов представлена в табл. 3 и на фиг. 7.

При нагревании твердость этой группы сплавов также изме-

няется в зависимости не только от процентного содержания кобальта, но и карбидных фаз.

Таблица 2

Средние значения твердости по Виккерсу образцов из различных марок титановольфрамовых твердых сплавов.

Наименование сплава	Температура в град.										
	20	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000
ВК2	1880	1200	1725	1620	1530	1400	1260	1100	960	800	660
ВК3	1720	1635	1580	1895	1290	1140	1010	890	780	620	510
ВК6	1610	1507	1410	1315	1175	1015	870	772	650	520	370
ВК8	1485	1400	1310	1190	1040	1945	820	690	590	470	330
ВК11	1410	1315	1190	1089	978	860	770	660	550	440	—
ВК15	1190	1120	1045	970	895	805	720	605	510	407	270

Таблица 3

Средние значения твердости по Виккерсу для образцов при различных марок титановольфрамовых твердых сплавов

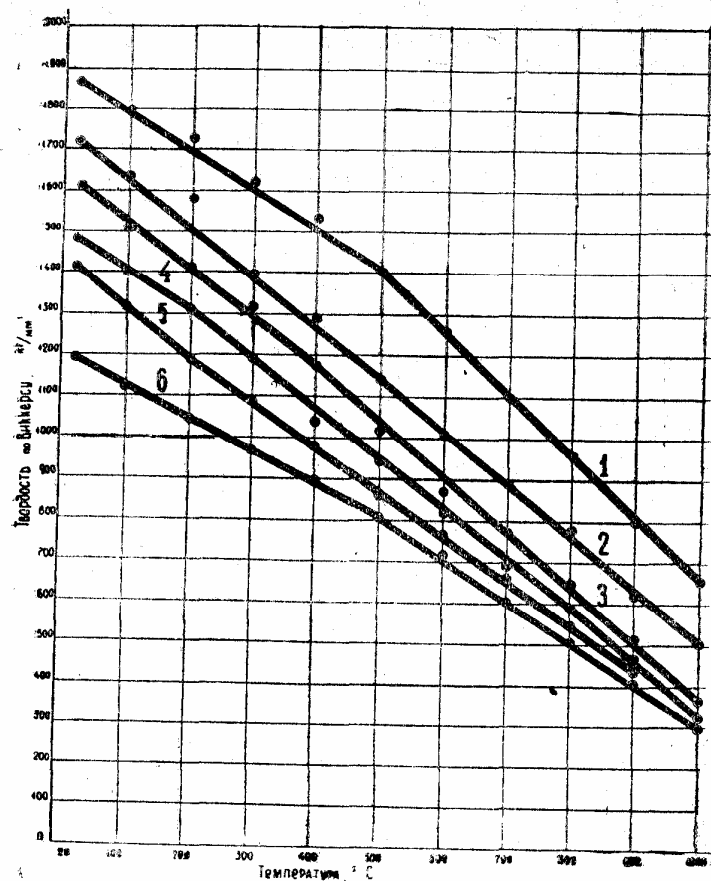
Наименование сплавов	Температура в град.										
	20	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000
T30 K4	1820	1760	1650	1560	1380	190	1000	800	960	592	491
T60 K6	1780	1710	1590	1420	1270	1080	920	730	620	520	440
T15 K6	1620	1510	1420	1370	1050	995	850	730	590	495	395
T14 K8	1510	1450	1350	1240	1100	950	820	670	570	462	361
T5 K10	1393	1347	1276	1102	969	840	730	635	540	420	310

Минералокерамический сплав ЦМ 332 также изменяет свою твердость при нагреве (табл. 4, фиг. 8).

Таблица 4

Среднее значение твердости по Виккерсу для образцов минералокерамического сплава марки ЦМ332

Наименование сплава	Температура в град.										
	40	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000
ЦМ332	2050	1960	1830	1720	1610	1510	1407	1260	1110	940	895



Фиг. 6. Изменение твердости образцов из вольфрамовых твердых сплавов с различным содержанием карбида вольфрама и кобальта при нагреве в вакууме:

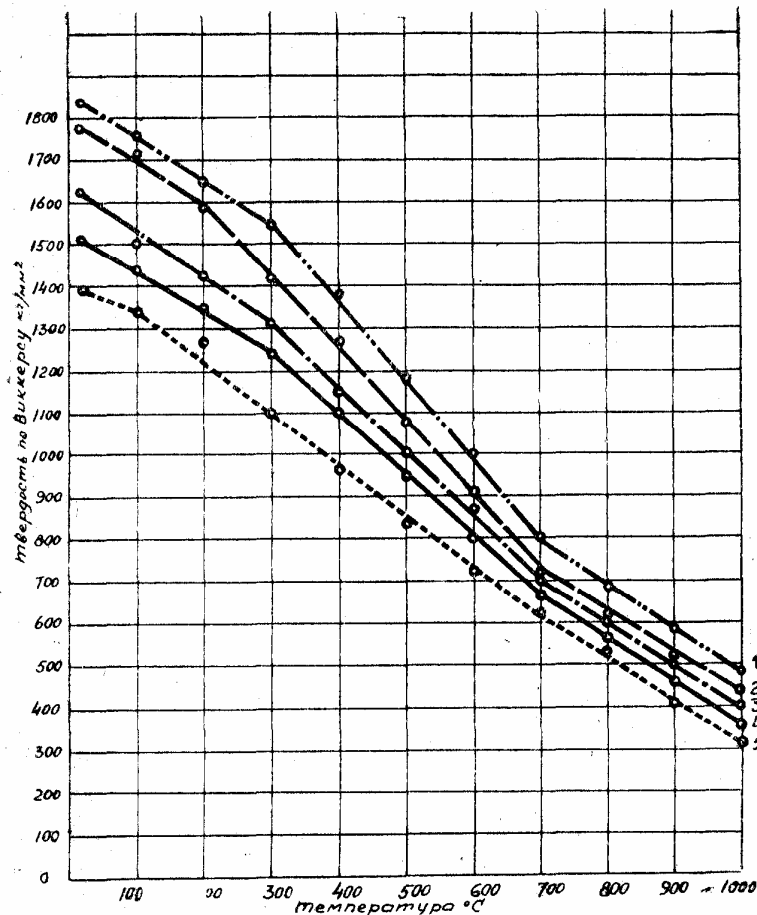
1—BK2; 2—BK3; 3—BK6; 4—BK8; 5—BK11; 6—BK15.

Падение твердости этого сплава значительно меньше, чем других металлокерамических твердых сплавов, так при температуре 20° твердость равна 2050 кг/мм<sup>2</sup>, при нагреве до 900° твердость снижается примерно вдвое — 940 кг/мм<sup>2</sup>.

Высокие значения твердости для этого сплава можно объяснить высокой твердостью зерен окиси алюминия (основной составляющей сплава) и высокой температурой плавления стеклоцемента (связки сплава). Температура плавления стеклоцемента на несколько градусов выше, чем кобальта.

### 3. РЕЗУЛЬТАТЫ ПОЛУЧЕННЫХ ИСПЫТАНИЙ

Сопоставляя значение твердости инструментальных и обрабатываемых материалов, можно установить оптимальные температурные режимы резания для различных инструментальных и обрабатываемых материалов. Так, например, из анализа кривых (фиг. 9)

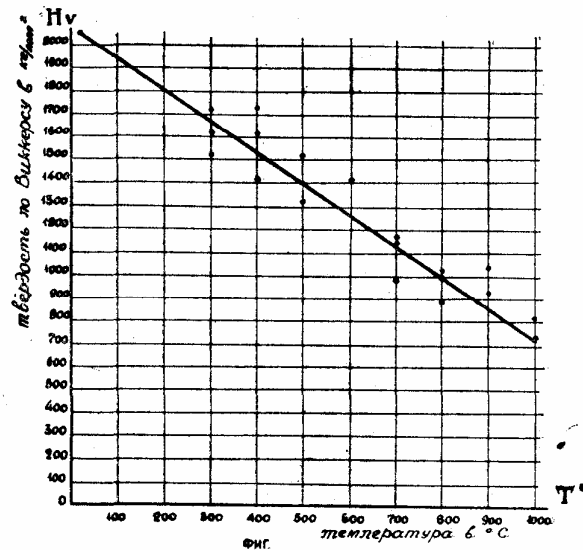


Фиг. 7. Изменение твердости образцов из титановольфрамовых твердых сплавов с различным содержанием карбидов вольфрама, титана и кобальта при нагреве в вакууме:

1—Т30К4; 2—Т60К6; 3—Т15К6; 4—Т14К8; 5—Т5К10.

следует, что инструментами из закаленной углеродистой стали марки У10 возможно производить обработку резанием сталей при температурах до 300°, что соответствует скорости резания 3—15

м/мин. и находится в соответствии с практикой применения инструментов из углеродистой стали. Резцами P9 и P18 могут быть обработаны стали при температурах 500—600° на скоростях резания до 50 м/мин.



Фиг. 8. Изменение твердости образцов из минералокерамического сплава марки ЦМ332 в зависимости от температуры при нагреве в вакууме.

Применение твердых сплавов для режущих инструментов дало возможность увеличить скорости резания в 5—10 и более раз по сравнению с быстрорежущими сталями. Это объясняется тем, что твердые сплавы, кроме высокой твердости, хорошо противостоят износу, в силу своих особых физико-механических свойств.

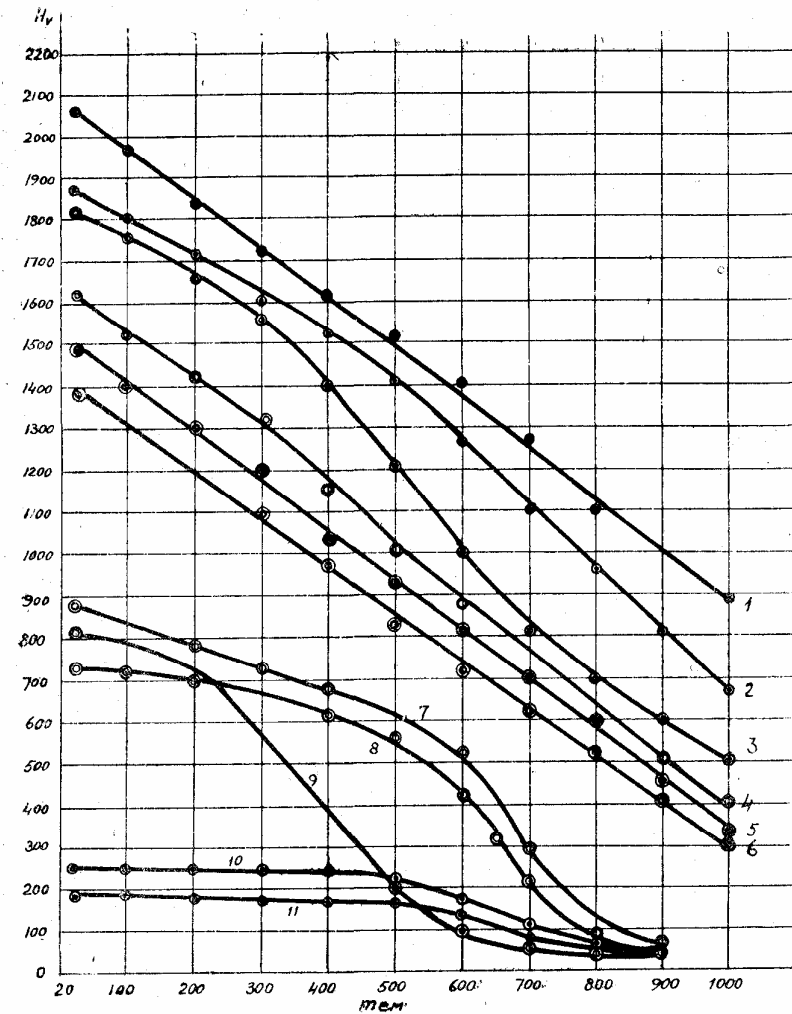
Высокая твердость и износостойкость твердых сплавов обуславливается природой фаз карбидных составляющих, а прочность — содержанием цементирующей связи.

На фиг. 6, 7 и 9 изображены кривые твердости различных марок твердых сплавов при высоких температурах. Расположение соответствует износостойкости различных марок твердых сплавов.

Твердые сплавы марок Т60К6 и Т15К6 имеют одинаковое процентное содержание (6%) кобальта, однако кривая изменения твердости сплава Т60К6 во всем диапазоне температур расположена выше кривой твердости для сплава Т15К6.

Выяснилось, что на твердость при высоких температурах вышеуказанных сплавов оказывает влияние не только процентное содержание цементирующей составляющей, но и различное процентное соотношение карбидных составляющих.

Вследствие этого высоко титановый твердый сплав марки Т60К6 имеет более высокую износостойкость, чем твердый сплав марки Т15К6.



Фиг. 9. Изменение твердости образцов из инструментальных и обрабатываемых материалов при нагреве в вакууме:

1—ЦМ332; 2—BK2; 3—Т30К4; 4—Т15К6; 5—BK8; 6—Т5К10; 7—P18; 8—P9; 9—У10; 10—40ХНМА; 11—18ХГТ.

Изучение износа режущего инструмента только по характеристикам твердости может привести к результатам, несопоставимым

с результатами исследования при резании металлов. В процессе износа режущего инструмента имеет место не только потеря твердости в результате размягчения контактных микрослоев, вследствие влияния высокой температуры, но и явление адгезии (схватывания), связанное с образованием нароста на режущей кромке инструмента в процессе обработки металлов резанием.

Для изучения механизма износа резов как при эксплуатации, так и в лабораторных условиях необходимо изучить условия наростообразования, явления контактного взаимодействия между режущим инструментом и изделием, дифференцированного распределения продуктов износа реза с помощью нового физического метода исследования, каким является метод радиоактивных изотопов. В целях изучения этих явлений нами проведена определенная работа, результаты были опубликованы в ряде статей [11], [12], [13] и [14].

### ВЫВОДЫ

1. Разработан и практически освоен метод определения твердости инструментальных сталей, твердых и минералокерамических сплавов, а также обрабатываемых материалов при статической нагрузке в интервале температур от 20 до 1000°.

2. Результаты опытов еще раз подтвердили значение максимальных температур, при которых твердость разных инструментальных материалов резко падает. Значение максимальных температур для углеродистых и быстрорежущих сталей разных марок металлокерамических твердых сплавов и минералокерамических сплавов различно.

Определение максимальных температур, при которых происходит падение твердости инструментальных материалов, весьма важно для выбора марки инструментального материала и режимов резания при обработке разнообразных обрабатываемых материалов.

3. Экспериментально установлено, что между твердостью при высоких температурах и режущими свойствами инструментальных материалов существует определенная взаимосвязь. Твердость различных марок твердых сплавов при высоких температурах, при прочих равных условиях, в основном, зависит от процентного содержания цементирующей связки. Из всех испытанных марок твердых сплавов оказалось, что сплавы ВК2 и ТЗОК4 обладают наибольшими значениями твердости при высоких температурах и, следовательно, являются наиболее износостойкими при определенных условиях обработки металлов резанием.

Высокая износостойкость сплава Т60К6 определяется не только сравнительно небольшим процентом цементирующей связки, но и природой карбидной фазы, составляющей основу этого сплава (твердый раствор карбида вольфрама в карбиде титана).

4. Установлено, что минералокерамический режущий материал ЦМ332 имеет наибольшую величину твердости во всем диапазоне исследуемых температур по сравнению с другими испытанными марками твердых сплавов, а следовательно, является наиболее температуростойким инструментальным материалом.

5. При совершенствовании существующих и при создании новых марок твердых сплавов с более высокой износостойкостью с целью оптимального использования твердости карбидов тугоплавких металлов вольфрама и титана основное внимание следует уделить изысканию цементирующей связки, состоящей из металлов или неметаллических соединений, которая сможет противостоять воздействию высоких температур.

Имеет большое научное и практическое значение исследование твердости при высоких температурах чистых металлов: кобальта, вольфрама, титана и т. п.; карбидов: вольфрама и титана; твердых растворов карбида вольфрама в карбиде титана, а также новых марок твердых и керамических сплавов.

6. Результаты, полученные в работе, позволили установить зависимость между температурой и твердостью некоторых обрабатываемых и ряда инструментальных материалов при температурах до 1000° (соответствующих температурам процесса резания).

Однако необходимо в дальнейшем совершенствовать описанный метод и работать в указанных направлениях для создания условий исследования, более соответствующих практике механической обработки металлов резанием.

### ЛИТЕРАТУРА

- А. А. Бочвар, Известия АН СССР, ОНТ № 10, 1947.  
И. Л. Миркин, «Заводская лаборатория» № 7, 1949.  
И. Л. Миркин и С. И. Новак, «Заводская лаборатория» № 7, 1949.  
А. И. Бетанели, Твердость твердых сплавов и минералокерамических материалов в горячем состоянии, «Вестник машиностроения» № 4, 1958.  
И. Л. Миркин, и А. И. Розонова, Труды Московского института стали им. Сталина, сб. «Металловедение», 1935.  
И. Л. Миркин и Д. Е. Лифшиц, «Заводская лаборатория» № 9, 1949.  
А. П. Гуляев и Мительберг, Изменение твердости в горячем состоянии быстрорежущих сталей при нагреве, сб. «Проблема прочности при высоких температурах», Машгиз, 1950.  
И. С. Брехин, Современные отечественные инструментальные сплавы и их свойства, сб. «Скоростные методы обработки металла», Машгиз, 1949.  
Б. Е. Бруштейн, Режущие свойства «сергонита» в зависимости от его структуры, Оборонгиз, 1940.  
Б. И. Костецкий, Стойкость режущих инструментов, Машгиз, 1949.  
Н. Ф. Казаков, Исследование твердости инструментальных материалов при нагреве, сб. «Трение износ при резании металлов», Машгиз, 1955.  
Н. Ф. Казаков, Исследование износостойкости резов методом радиоактивных изотопов и излучений, «Известия АН СССР, ОТН» № 1, 1954.  
Н. Ф. Казаков, Изучение износа инструмента с помощью радиоактивных изотопов, «Вестник машиностроения» № 4, 1954.

Н. Ф. Казаков, Использование радиоактивных изотопов для изучения износа режущего инструмента, АН СССР ИТЭИН, 1956.

Н. Ф. Казаков, Влияние диффузии и адгезии на износостойкость твердосплавного инструмента, сб. «Передовая технология машиностроения», изд. АН СССР, 1955.

W. Reichl, Das Temperaturfeld bei zer spannen, «Maschinenbau», № 17—18, 1936.

F. Schwerd, Über die Bestimmung des Temperaturfelds beim Spannablauf, zd. VDY, 1933, S. 214.

Kramer, «Maschinenbau», 1939, S. 17—18.

М. Э. Иткин, Стружкообразование и явления, сопровождающие процесс резания при токарной обработке металлов и сплавов, отчет по законченной работе за 1952—1953.

Н. Н. Зорев, Исследование элементов механики процесса резания, Машигиз, 1952.

А. М. Розенберг, Определение сил на задней грани реза. Вопросы машиноведения и машиностроения, Западно-Сибирский филиал АН СССР, Новосибирск, 1951.

И. М. Клущин, Резание металлов, Машигиз, 1953.

## ОГЛАВЛЕНИЕ

Стр.

Аннотации статей . . . . .	1—13
Чл. корр. АН СССР, д-р техн. наук, проф. Н. Н. Рыкалин «Теория нагрева металла местными источниками теплоты» . . . . .	14—44
Канд. техн. наук, доц. И. А. Морозов «Исследование температурного поля подрезцовоной зоны» . . . . .	45—77
Канд. техн. наук, доц. Е. А. Панкина «Измерение температур в контакте: «резец—изделие», «резец—стружка» . . . . .	78—86
Канд. техн. наук, доц. Ю. А. Грицаенко «Износ и теплообразование в граничных слоях инструмента с пластинками твердого сплава» . . . . .	87—105
Д-р техн. наук, проф. А. М. Даниелян «Тепловой баланс при резании стали» . . . . .	106—126
Канд. техн. наук, доц. Б. Я. Борисов «Вопросы изменения температур при резании металлов» . . . . .	127—134
Канд. техн. наук, доц. <b>Е. Д. Саломонович</b> «Температура резания при обработке на больших скоростях» . . . . .	135—143
Инж. А. И. Кулюн «Комплексное исследование тепловых явлений в поверхностных слоях металла при трении и резании» . . . . .	144—157
Канд. техн. наук, доц. М. Э. Иткин «Исследование температуры изделия при токарной обработке углеродистой стали и дюралюмина» . . . . .	158—177
Д-р техн. наук А. В. Панкин «Ускоренный метод установления оптимальных режимов резания путем связи износных, температурных и экономических критериев» . . . . .	178—194
Канд. техн. наук, доц. Д. Т. Васильев «Влияние охлаждения на температуру резания при обработке жаропрочных сплавов» . . . . .	195—205
Канд. техн. наук, доц. Н. Ф. Казаков «Изменение твердости инструментальных материалов при высоких температурах» . . . . .	206—222

Техн. ред. М. А. Чащин.

Л 99676 от 18/Х 1958 г.  
Объем = 14 п. л.

Тир. 2.000

Зак. 1854  
Бесплатно

Типография ЦБТИ Мособлсводнархоза, г. Загорск Моск. обл.

ЗАМЕЧЕННЫЕ ОПЕЧАТКИ

в сборнике «Тепловые явления в процессе резания металлов».

№№ стр.	Строки	Сверху или снизу	Напечатано	Должно быть
1	2	3	4	5
2	10	снизу	теплопроводности на поверхности	теплопроводности, причем распределение тепла по поверхности
16	11	снизу	потока <sub>2</sub>	потока q <sub>2</sub>
19	9	снизу	бесконечно	бесконечной
19	11	снизу	$\int_0$	$\int_0^t$
21	1	сверху	$T(r, x)$	$T(R_1, x)$
24	20	сверху	$q_{\infty}; v_{\infty}$	$q \rightarrow \infty, v \rightarrow \infty$
26	5	сверху	изданию	изделию
35	3	сверху	$T_m = \frac{q}{2\lambda \sqrt{4\pi \lambda t_0}} \Theta_m; (23)$	$T_m = \frac{q}{2\lambda \sqrt{4\pi} t_0} \cdot \Theta_m (23)$
35	5	снизу	$\operatorname{erf} \sqrt{t+t_0}$	$\operatorname{erf} \sqrt{v(t+t_0)}$
39	15	сверху	$\psi(\rho, \tau)$	$\psi_1(\rho_1, \tau)$
39	14	сверху	$\exp\left(-w \frac{z}{r_0}\right)$	$\exp\left(-w \frac{z_0}{r_0}\right)$
там же	под знаком суммы		$\mu_n^2 + \omega^2$	$\mu_n^2 + \gamma^2$
39	14	снизу	$\psi_1(\delta_1, \infty)$	$\psi_1(\rho_1, \infty)$
40	1	сверху	$x$ и $y$	$x$ и $z$
там же			$r$ и $w$	$v$ и $w$
40	5	снизу	$\sqrt{\pi \lambda t_3}$	$\sqrt{4 \pi \lambda t_3}$
43	1	сверху	$\ll wv$	$w \ll v$
43	7	снизу	(34)	(32)
43	2	снизу	нормально - эллипсоидного	нормально - эллиптического
44	3	сверху	(29)	(27)
52	15	снизу	BF	BГ
56	фиг. 9 надпись под фигурой		сводном	свободном
91	38	сверху	когезионный	адгезионный
94	10	снизу форму а 2	$a_{cp} = \frac{A}{m} \sum_{i=1}^n$	$a_{cp} = \frac{A}{m} \sum_{i=1}^n n^i$
96	1	сверху	при фиксированном значении	при фиксированном значении $\tau$
96	4	снизу	вид кривых $f(x)$	вид кривых $f(x, \tau)$

Продолжение

№№ стр.	Строки	Сверху или снизу	Напечатано	Должно быть
1	2	3	4	5
98	6	снизу	фиг. 3а	фиг. 3в
99		подпись к фиг. 5		в прямоугольных координатах $t^{\circ}-l$
103	29	снизу	одинаковое	определенное
108	26	сверху	$\varphi = 10$	$\gamma \varphi = -10$
110	8	снизу	для перевода милливольтов регистрируемых естественной термопарой	для перевода милливольт, регистрируемых естественной термопарой в градусы $C^{\circ}$
113	6	сверху	так и реза изделия	так реза и изделия
113		формула 1	$\Theta_0 = \Theta_{cm} + \frac{(C_v \Theta_{cm} - \Theta_0)}{CG}$	$\Theta_0 = \frac{(C_v \Theta_{cm} - \Theta_0)}{C \cdot G}$
114		Формула 4	$Q = \frac{P_2 \cdot v}{427} \text{ к кал/мин.}$	$Q = \frac{P_2 v}{427} \text{ к кал/мин}$
114	16	сверху	200 м/мин.	250 м/мин.
120	13	снизу	фиг. 9, 13, 14	фиг. 12, 13, 14
121		подпись под фиг. 1	влияние резания на тепло, содержащееся в 1 см <sup>3</sup> в стружке	влияние скорости резания на тепло, содержащееся в 1 см <sup>3</sup> в стружке
126	5	сверху	в изделие 50%	в изделие 47%
126	6	сверху	в резец 2,5%	в резец 4,5%
126	7	сверху	станок и окружающее пространство 2,5%	станок и окружающее пространство 3,5%
127		заглавие	изменения	измерения
131	3	снизу	$E_{AB}$	$E_{AB}$
137	12	сверху	$\psi = 45^{\circ}; \psi_1 = 10$	$\varphi = 45^{\circ}; \varphi_1 = 10$
139	7	сверху	$mW = f(T^{\circ})$	$mV = f(T^{\circ})$
140		формула 1	$\tau_{15-7}^{\circ} = C_1 U^{0.78}$	$\tau = C_1 U^{0.78}$
143	16	снизу	$\tau = G v^{0.7}$	$\tau = C U^{0.7}$
159	15	сверху	$\psi = 45$	$\varphi = 45^{\circ}$
164		формула	$Q_1 = \frac{N(\mu \cos \alpha - \sin \alpha) v T}{60 \cdot 427}$	$Q_1 = \frac{N_1(\mu \cos \alpha - \sin \alpha) v T_1}{60 \cdot 427}$
168	4	снизу	постоянных $s, t, u, n$	постоянных $s, t, v, n$
170	формула 2	снизу	$\tau \Delta = 0.25 = \frac{130}{G 0.3}$	$\Delta \tau = 0.55 = \frac{130}{G 0.3}$
171	фиг. 10	подпись	при различных значениях $\Delta$ и $D$	при различных значениях $\Delta$ и $D$



№№ стр.	Строки	Сверху или снизу	Напечатано	Должно быть
1	2	3	4	5
177	1	сверху	W. Reichl	W. Reichel
178	формула 3		$v = \frac{C_0}{T^1/m^2 s_y}$	$v = \frac{C_0}{T \cdot /m^2 s_y}$
180	18	сверху	таже	тоже
185	9	сверху формула	$m + 1 = \frac{2 \lg \frac{n_1}{n_2}}{\lg \frac{v n_1}{v n_2}}$	$m + 1 = \frac{2 \lg \frac{n_1}{n_2}}{\lg \frac{v n_1}{v n_2}}$
186		формула 1	$v \left[ = \frac{C_0}{T^1/m} \right] = \frac{C_1}{T^{1/8}}$	$v = \left[ \frac{CU}{T^1/m} \right] = \frac{C_1}{T^{1/8}}$
197		2 сверху формула	$\frac{E_{II}}{EA} = \frac{R_{Ж}}{R_{Ж} + RA}$	$\frac{E_{II}}{EA} = \frac{R_{Ж}}{R_{Ж} + RA}$

