

Д С П

1939г.

М. И. КЛУШИН

КАНДИДАТ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

ЕДИНЫЙ ЗАКОН
ПОСТОЯННОЙ СТОЙКОСТИ
РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ

ГОРЬКОВСКОЕ ОБЛАСТНОЕ ИЗДАТЕЛЬСТВО
ОГИЗ 1943

1972

М. И. КЛУШИН
Кандидат технических наук

444455
А282204
ЕДИНЫЙ ЗАКОН
ПОСТОЯННОЙ СТОЙКОСТИ
РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ

РЕСПУБЛИКАНСКАЯ
НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКАЯ
БИБЛИОТЕКА

ГОРЬКОВСКОЕ ОБЛАСТНОЕ ИЗДАТЕЛЬСТВО
ОГИЗ

1943

О П Е Ч А Т К И

1/28/2001

Стр.	Строка	* Напечатано	Следует
7	Подрисуночная надпись к фиг. 4	Толщина стружки $b = D$	Толщина стружки $b = D/4$
8	Подрисуночная надпись к фиг. 5	Эпюры напряжений при углах резания: $-\delta = 60^\circ; -\delta = 90^\circ$	Эпюры напряжений при углах резания: $-\delta = 60^\circ;$ $-\delta = 90^\circ$
63	Формула (21a)	$\frac{A}{[\lg(c_1x + 1) + c'_2]\eta}$	$\frac{A}{[\lg(c_1x + 1) + c'_2]\eta}$

М. И. Клаузин, Единый закон постоянной стойкости режущих инструментов, Горьковское областное издательство, ОГИЗ, 1943 г. Изд. № 1642.
Индекс Т—2.

Редактор Э. И. *Фельдштейн*

Подписано к печати 2/XI 1943 г.
Объем: 6,5 печ. л., 6,29 авт. л., 6,6 уч.-изд. л. Тираж 3000 экз. Зн. в печ. л. 36880, МЦ 21276, Полиграф, г. Горький.
Заказ № 1373.

Цена 1 р. 65 к.

ОТ АВТОРА

Название предлагаемой книги не отражает ее содержания в целом: оно умышленно лишь подчеркивает результат, который получил автор в конечном итоге.

Будучи охарактеризована более полно, книга могла бы называться „Теория стойкости режущих инструментов“, так как именно задача систематического изложения представлений, развиваемых автором в течение ряда лет по вопросу о сущности и закономерностях процессов затупления режущих инструментов, а также экспериментальных данных, лежащих в основе этих представлений, была поставлена при написании этой книги.

Первая глава, представляющая собой общий очерк стружкообразования, оказалась необходимой для установления в достаточно полном объеме характера воздействия на режущий инструмент обрабатываемого изделия и сходящей стружки. Автор считал, что обсуждение одновременно некоторых специальных вопросов стружкообразования, будучи полезным по существу, не нарушит сколько-нибудь значительно последовательности изложения.

Все экспериментальные работы автора, на которые встречаются ссылки в тексте, проведены в лаборатории резания металлов при ордена Ленина Горьковском автомобильном заводе им. Молотова.

3 февраля 1943 г.

г. Горький

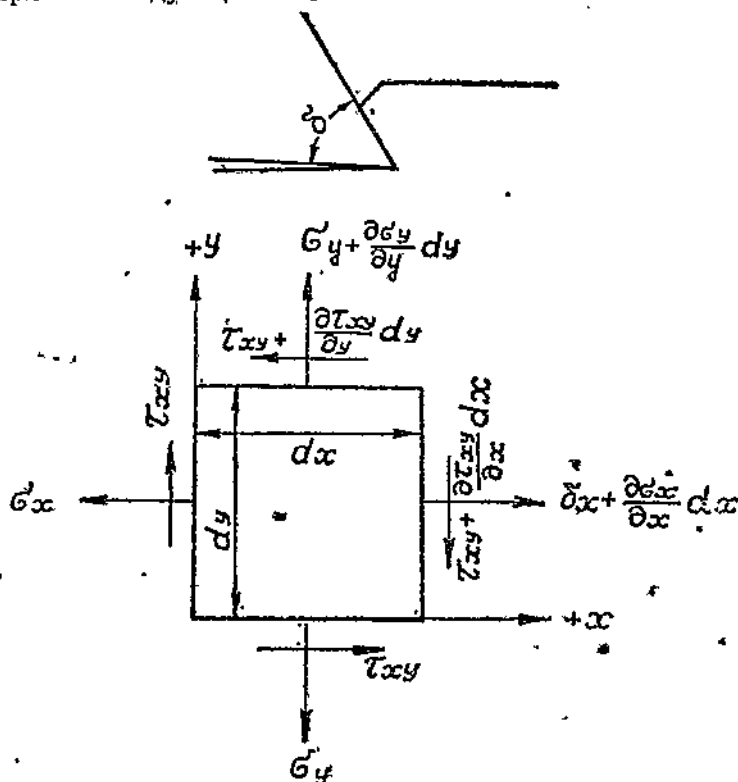
ГАЗ им. В. М. Молотова

СТРУЖКООБРАЗОВАНИЕ

I. Процесс резания происходит в результате воздействия режущего инструмента, к которому приложено соответствующее усилие, резания, на обрабатываемый материал. При этом в обрабатываемом материале возникают напряжения, вызывающие стружкообразование, т. е. отделение некоторого слоя материала от основной массы.

Характер и распределение напряжений, возникающих в обрабатываемом материале при (свободном) резании исследовали Ойоши и Фукуи^{1,*}

Расположим координатные оси в соответствии с фиг. 1 и примем следующие обозначения:



Фиг. 1. Расположение координатных осей.

* Цифра здесь и в последующем означает ссылку на литературный источник. Литература приведена в конце книги.

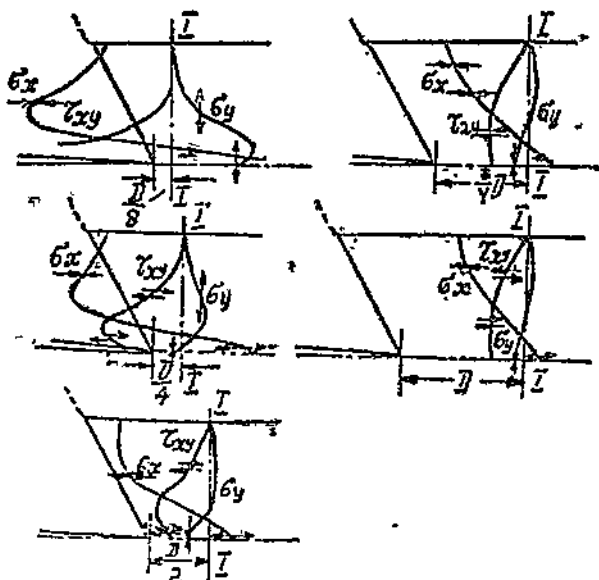
знак $\longleftrightarrow$ $\circ$ $\longrightarrow$ — растяжение в направлении оси x ;
 " $\longrightarrow$ $\circ$ $\longleftarrow$ — сжатие в направлении оси x ;
 " $\uparrow$ $\circ$ $\downarrow$ — растяжение в направлении оси y ;
 " $\downarrow$ $\circ$ $\uparrow$ — сжатие в направлении оси y ;
 " $\rightleftarrows$ — сдвигающие напряжения. Знак выбирается соответственно фиг. 1.

На основании тщательных экспериментов, проведенных на прозрачных моделях, и расчетов, выполненных по методу Филона, Окоши и Фукуи построили ряд эпюр распределения напряжений σ_x , σ_y и τ_{xy} для нескольких сечений, отстоящих от передней грани инструмента на расстояния

$x = \frac{D}{8}; \frac{D}{4}; \frac{D}{2}; \frac{3D}{4}; D$, где D — некоторая величина, соот-

ветствующая максимальной, из всей серии опытов, толщине "стружки". Последняя (толщина) обозначается нами знаком b .

На фиг. 2 показаны результаты, относящиеся к случаю, когда угол резания равен 60° и $b = D$.



Фиг. 2. Эпюры напряжений в обрабатываемом материале. Угол резания $\delta = 60^\circ$, толщина стружки $b = D$.

Расстояния между пунктирными линиями означают расчетные сечения, а три сплошные линии показывают величины σ_x , σ_y и τ_{xy} в единицах толщины бахромы.

Как видно из фиг. 2, в сечении $x = \frac{D}{8}$ заметна неравномерность напряжений; большое пиковое значение, вызванное концентрацией напряжений, появляется близ сечения $y = 0$, — иначе говоря, в местах, соответствующих режущей кромке инструмента. По мере удаления от угла выемки, т. е. при значениях $x = \frac{1}{4} D, \frac{1}{2} D, \dots D$ неравномерность напряжений исчезает.

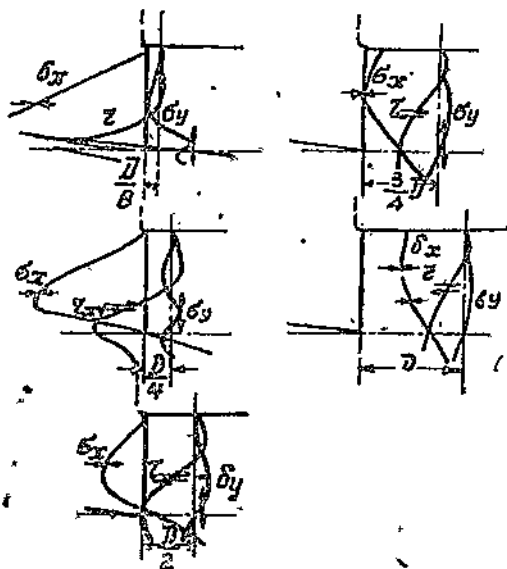
Напряжение вдоль оси x — σ_x является, главным образом, сжимающим и достигает в некоторых точках значительной величины. Отрезаемая часть толкается в направлении резания. Однако, в плоскостях, близко примыкающих к плоскостям $y = 0$, σ_x становится растягивающим, причем в этом случае оно также может достигать серьезных значений.

Напряжение вдоль оси y — σ_y является, главным образом, растягивающим. Оно достаточно велико в вертикальных сечениях, примыкающих к резцу, но по мере удаления

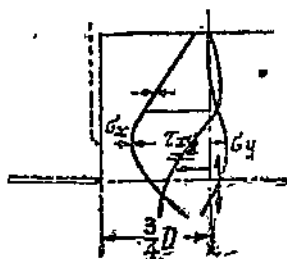
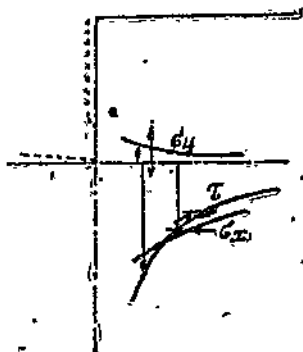
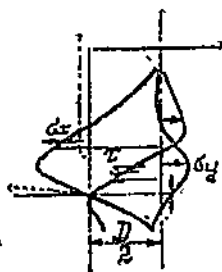
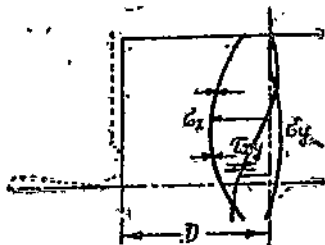
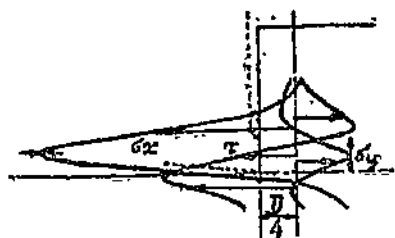
сечения резко уменьшается по своей абсолютной величине и для точек, находящихся вблизи плоскости $y = 0$ и достаточно удаленных от вершины резцов, переходит в сжимающее.

Скалывающие напряжения τ_{xy} неподалеку от плоскости $y = 0$ имеют также сравнительно большую величину и действуют таким образом, что стремятся срезать стружку в направлении резания.

На фиг. 3 представлены результаты, относящиеся к



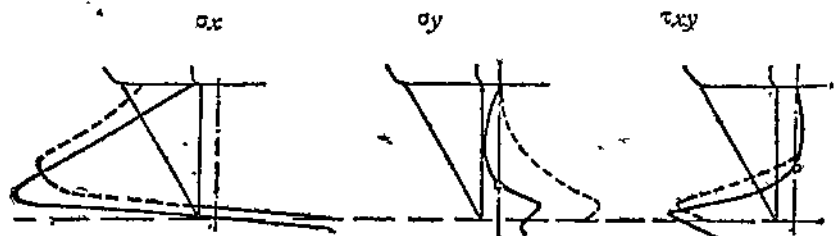
Фиг. 3. Эпюры напряжений в обрабатываемом материале. Угол резания $\varphi = 90^\circ$. Толщина стружки $b = D$.



Фиг. 4. Эпюры напряжений в обрабатываемом материале.
Угол резания $\delta = 90^\circ$. Толщина стружки $b = D$.

случаю, когда угол резания равен 90° и $b = D$. Здесь σ_x является также, главным образом, сжимающим, но очень близко к режущему лезвию переходит в растягивающее; σ_y в сечении $y = 0$, недалеко от режущей кромки представляет собою сравнительно большое растягивающее напряжение, но оно не так велико, как в случаях с углом резания в 60° . По мере удаления от режущей кромки σ_y переходит в сжимающее.

τ_{xy} поблизости к сечению $y = 0$ является также сравнительно большим и направлено в направлении резания.



Фиг. 5. Эпюры напряжений при углах резания: — $\delta = 60^\circ$; — $\delta = 90^\circ$.

На фиг. 4 показаны результаты, относящиеся к случаю: угол резания 90° и $b = \frac{D}{4}$.

Все напряжения показывают тенденции, близкие с теми, которые наблюдались выше. Но здесь:

- а) концентрация напряжений весьма заметна;
- б) напряжения растяжения σ_y поблизости к режущей кромке и даже в плоскостях, лежащих ниже плоскости $y=0$, не наблюдаются;
- в) τ_{xy} больше, чем в предыдущих случаях.

На фиг. 5 показаны результаты сравнения случаев с углами 60° и 90° при $b = D$.

Таким образом, при воздействии инструмента на обрабатываемый материал:

1. В местах, непосредственно примыкающих к режущей кромке, возникают большие концентрации напряжений, причем эта тенденция увеличивается по мере уменьшения толщины стружки.

2. В частях, соответствующих стружке, имеются сравнительно большие сжимающие напряжения σ_x , однако вблизи режущей кромки они переходят в напряжения растяжения.

3. Напряжение σ_y :

а) при больших толщинах стружки b является напряжением растяжения вблизи режущей кромки, но переходит в напряжение сжатия по мере удаления от режущей кромки;

б) при меньших b растягивающие напряжения в сечении $y=0$ не обнаруживаются;

в) при угле резания 90° и малых значениях b растягивающие напряжения не обнаруживаются, и ниже $y=0$, т. е. в области (—) y имеются только сжимающие напряжения;

г) растягивающие напряжения σ_y при прочих равных условиях гораздо больше в случае угла 60° по сравнению с углом 90° .

4. τ_{xy} имеет направление резания и очень велико поблизости к режущей кромке, как в случае угла 60° , так

и в случаях угла 90° , причем в случаях угла 90° оно больше, чем при 60° .

Для выяснения истинной картины распределения напряжений в обрабатываемом материале при реальном процессе резания была проделана другая серия опытов. При этом на боковых сторонах образцов, подвергавшихся резанию, были нанесены квадратики со сторонами 0,2 мм. Наблюдения за расположением квадратиков после обработки позволили судить о распределении и величине напряжений, появляющихся в обрабатываемом материале. *

На фиг. 6—9 показаны некоторые примеры обработки латуни резцом с углом резания 60° . Пунктирные линии показывают начальное положение квадратиков, а сплошные линии — положение линий квадратиков после процесса резания.

На фиг. 6 — резец только начинает врезаться в металл.

На фиг. 7 — резец врезался уже глубже.

На фиг. 8 — момент, предшествующий скалыванию.

На фиг. 9 — момент сразу же после скалывания.

Резание происходит через повторение этих стадий (см. ниже). Из фотографии видно, что вблизи поверхности резания горизонтальные линии смещаются вверх, а вертикальные линии — вперед. В случае угла резания 60° вертикальное смещение больше, чем горизонтальное. В местах, еще не охваченных процессом резания, но расположенных близко к месту резания, замечается некоторое смещение горизонтальных линий вниз.

Обработка латуни с углом резания 90° показана на фиг. 10—12.

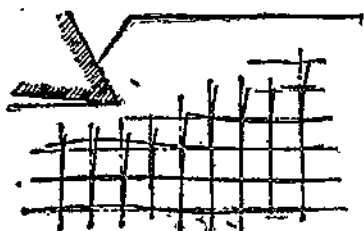
Фиг. 10 — показывает картину в некотором положении между двумя последовательными скалываниями.

Фиг. 11 — картину в момент, предшествующий скалыванию.

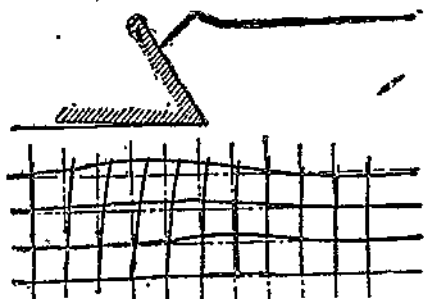
Фиг. 12 — сразу же после скалывания.

Как видим, горизонтальные линии обнаруживают смещение вниз, величина которого достигает 0,02—0,04 мм. Горизонтальное перемещение вертикальных линий в случае угла резания 90° значительно больше, чем в случае угла резания 60° , и достигает 0,05—0,06 мм. Это заставляет предполагать, что материал в этом случае срезается сильнее.

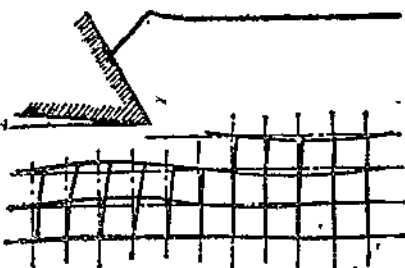
Анализ фиг. 6—9 и 10—12 показывает, что σ_y на уже обработанной поверхности является растягивающим напряжением. Это напряжение достигает максимального значения в точке, близкой к режущему лезвию, затем уменьшается, а в части, находящейся перед передней гранью резца, переходит в напряжение сжатия.



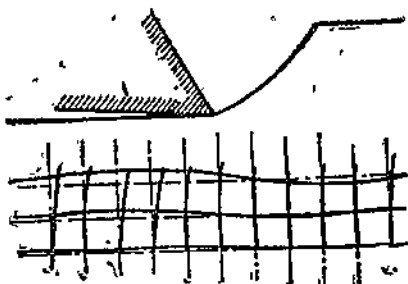
Фиг. 6. Обработка латуни. Угол резания $\delta = 60^\circ$. Резец начинает врезаться в металл.



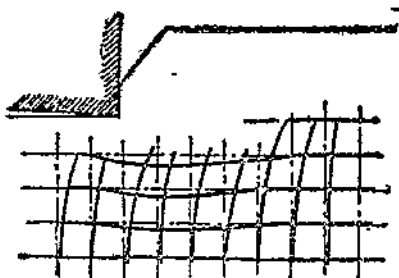
Фиг. 7. Обработка латуни. Угол резания $\delta = 60^\circ$. Резец врезался глубоко.



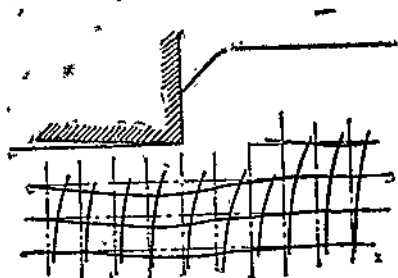
Фиг. 8. Обработка латуни. Угол резания $\delta = 60^\circ$. Момент, предшествующий скалыванию.



Фиг. 9. Обработка латуни. Угол резания $\delta = 90^\circ$. Момент сразу же после скалывания.

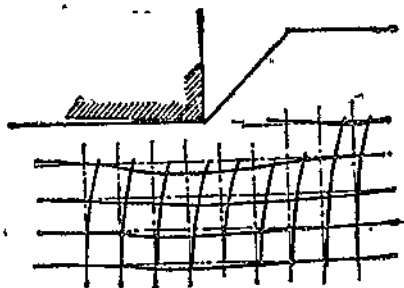


Фиг. 10. Обработка латуни. Угол резания $\delta = 90^\circ$. Момент между двумя последовательными скалываниями.



Фиг. 11. Обработка латуни. Угол резания $\delta = 90^\circ$. Момент, предшествующий скалыванию.

тху имеет ^{*}направление, совпадающее с направлением резания. По величине оно также довольно значительно и достигает своего максимального значения почти под режущим лезвием. Напряжение растяжения σ_y больше при угле резания 60° ; что же касается сжимающих напряжений σ_x , то при угле 60° они обнаруживаются только в некоторых частях, а при угле 90°



в довольно значительной области. τ_{xy} больше при угле 90° , чем при угле 60° . Как видим, фактическая картина распределений напряжений хорошо согласуется с той, которая выяснена на прозрачных моделях.

II. Под влиянием возникающих в обрабатываемых материалах напряжений, когда последние достигают достаточно больших значений, начинается и происходит стружкоотделение (стружкообразование). Естественно, что у разных обрабатываемых материалов, в связи с их различной способностью сопротивляться деформациям сжатия, растяжения и скалывания, процесс стружкообразования протекает различно.

Осветим эту сторону вопроса также по данным Окоши и Фукуи, полученным ими в результате кинематографирования процесса резания ^{*}.

В опытах Окоши и Фукуи в качестве обрабатываемых материалов были выбраны латунь, мягкая сталь, медь и чугун. Углы резания были приняты в 60° и 90° , причем режущие лезвия были прямые. Опыты производились при скорости резания $v = 4,5$ см/мин, ширине стружки 0,2 мм и толщине стружки 0,5 мм.

1. Стружкообразование при обработке латуни

При резании этого металла, в обоих случаях, как при угле резания в 60° , так и при угле резания в 90° , стружко-

^{*} До Окоши и Фукуи кинематографирование процесса резания было осуществлено Ишии (под руководством которого производили свои опыты Окоши и Фукуи) и Швердом. Сравнительно недавно прекрасные кинематографии процесса резания получили в Америке Эрнст и Мартелотти. В СССР кинематографическим методом провел исследования В. А. Кривоухов.

образование протекало одинаково. После того как лезвие врезалось в обрабатываемый материал на известную величину, недалеко от лезвия, по направлению косо вверх, отделялась часть стружки, находящаяся на передней грани инструмента, затем резец вновь врезался в обрабатываемый материал. В данном случае явной причиной отделения элемента стружки является срезание — „скалывание“, причем поверхность скалывания не является плоскостью, а имеет некоторую кривизну.

Образующаяся при этом стружка, в соответствии с широко распространенной терминологией, называется стружкой скалывания.

2. Стружкообразование при обработке мягкой стали

Резание резцом с углом резания 60° вначале происходило при сливной стружке; трещина отсутствовала, и сходящая стружка оставалась гладкой. Однако, вскоре начали появляться трещины, идущие наклонно вверх от лезвия резца, т. е. стружка сливная начинала приближаться к стружке скалывания. От случая с латунию этот случай отличается тем, что трещина не появлялась одновременно, а увеличивалась постепенно, по мере того как протекал процесс резания, причем образующаяся трещина не достигала верхней поверхности снимаемого слоя и стружка стекала без заметных неровностей. Важно отметить, что начало трещина имеет всегда у режущего лезвия, а не посредине с последующим расширением в обе стороны. В случае угла резания 90° скалывание происходит временами наклонно вверх от режущего лезвия, поэтому здесь можно предположить стружкообразование скалывающего типа. Но так как скалывание происходит не одновременно, как в латуни, снимаемая стружка имеет вид не грубый.

3. Стружкообразование при обработке чугуна

При обработке чугуна резцом с углом резания 60° скорость резания была уменьшена с 4,4 см/мин до 1 см/мин.

В этом случае при врезании лезвия в материал получается трещина, почти равная глубине резания. От трещины при стружке скалывания эта трещина отличается тем, что она распространяется в почти горизонтальном направлении, затем поворачивает вверх и достигает наружной поверхности. Образующаяся в таких условиях стружка носит название стружки надлома.

В случае угла резания 90° процесс стружкообразования протекает по типу скалывания. Трещина образуется одновременно. Поверхность стружки получается более грубая, чем при обработке латуни и мягкой стали.

4. Стружкообразование при обработке меди

При угле резания 60° нельзя было обнаружить никакой трещины, стружкообразование было сливного типа, стружка отводилась, образуя непрерывную ленту. При угле резания 90° начали появляться некоторые горизонтальные трещины, но, в отличие от обработки чугуна, здесь стружка целиком от материала не отделялась, а продолжала отходить в виде ленты, как и при угле резания в 60° .

Такова картина процесса стружкообразования, доступная непосредственному наблюдению.

Попытаемся разобраться (насколько это сейчас возможно) во внутреннем механизме явлений.

В первый момент соприкосновения инструмента с изделием (фиг. 13) действие усилия резания на изделие может быть рассматриваемо, как действие сосредоточенной силы на бесконечную плоскость. Соответствующее этому случаю распределение напряжений указано М и ч е л л о м².

Как видим (см. фиг. 13), напряжения распределяются от точки давления O в радиальном направлении. При применении полярных координат r и θ , радиальное нормальное напряжение σ_r будет равняться

$$\sigma_r = -\frac{2P}{\pi} \cdot \frac{\cos \theta}{r}, \quad (1)$$

а нормальное напряжение σ_t , перпендикулярное первому, и касательное напряжение σ_{rt} во всех точках тела обращаются в нуль. Но

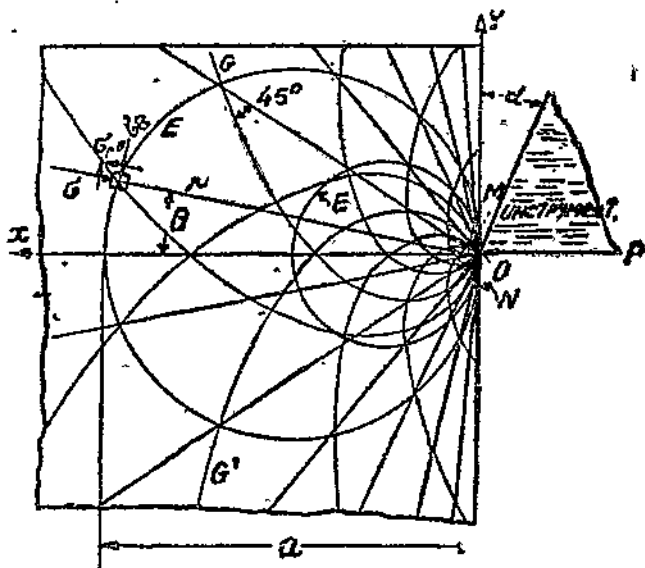
$$r = a \cdot \cos \theta, \quad |$$

где a — диаметр какой-либо окружности с центром C , поэтому

$$\sigma_r = \frac{2P}{\pi a}, \quad (2)$$

т. е. изохроматические линии являются кругами, проходящими через точку O приложения силы P .

Система взаимно перпендикулярных линий, пересекающих изохромы под углом 45° , будет являться траекториями сдвига, и касательная к ним показывает направление, в котором будет происходить перемещение металла в случае соответствующего повышения напряжений. Начнется перемещение материала вдоль наиболее крутых и коротких



Фиг. 13. Распределение напряжений в обрабатываемом материале в первый момент соприкосновения инструмента с изделием.

траекторий сдвига*, на фиг. 13 вдоль линий N и M . По мере продвижения режущего лезвия, напряжения в отдельных слоях материала поочередно переходят за предел упругости, причем, как это специальными опытами над парафином показали Эрнст и Мартелотти, течение материала происходит вдоль траектории сдвига, параллельно передней грани инструмента³.

Факт увеличения поверхности соприкосновения между изделием и инструментом и связанное с этим увеличение сил трения значительно видоизменяет картину напряжений в материале изделия. Дело связано с тем, что по мере увеличения поверхности соприкосновения стружки с инструментом центр давления** удаляется от режущего лезвия.

Пусть в некоторый момент центр давления расположен в точке A (фиг. 14). Усиле P , приложенное в центре давления, разлагается на силу T и нормальную силу $N = P \cdot \cos \alpha$,

* Т. е. там, где имеют место максимальные градиенты напряжений.

** Для понимания последующего понятие о «центре давления» можно уподобить представлению о точке приложения равнодействующей группы сил.

вызовет срез вдоль плоскости, имеющей такое направление. Затем режущая грань инструмента снова войдет в соприкосновение с изделием, и процесс образования стружки повторится.

Описанный процесс стружкообразования относится к стружке надлома. Образованию такой стружки особенно способствует низкое сопротивление разрыву обрабатываемого материала и большая глубина резания. Естественно, поэтому, что наиболее часто стружка надлома встречается при обработке чугунов.

Перед тем как перейти к разбору механизма стружкообразования при обработке материалов с высоким сопротивлением разрыву, остановимся на таком моменте.

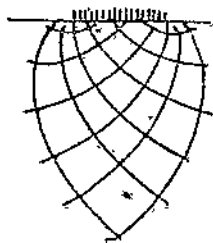
Как уже выше упоминалось, при обработке меди на низких скоростях резания Окоши и Фукуи при угле резания в 60° получили типичную сливную стружку, а при угле резания в 90° образующаяся стружка имела много общего со стружкой надлома (появлялись горизонтальные трещины). В то же время при обработке чугуна, наблюдая типичную стружку надлома при угле резания 60° , они получили стружку близкую к стружке скалывания при угле резания в 90° . Важно подробнее разобраться в этом.

Прежде всего, укажем на то, что схема распределения напряжения в изделии в первый момент соприкосновения с инструментом при угле резания 90° уже не может быть уподоблена схеме распределения напряжений при действии сосредоточенной силы на бесконечную плоскость. Распределение напряжений в данном случае скорее может быть признано аналогичным распределению напряжений в модели при действии на нее Пуансона с острыми прямыми углами (см. фиг. 15).

Однако, существенного отличия в ход линий скольжения это не вносит и поэтому для объяснения наблюдаемых явлений привлечено быть не может.

Объяснение интересующих нас явлений лежит, по всей видимости, в другом. Именно:

При угле резания $\delta = 90^\circ$ передний угол α равен нулю. Из формулы (3) следует, что усилие, действующее вдоль передней грани инструмента, окажется при этом значительным и может помешать развитию сдвигов в снимаемом



Фиг. 15. Линии скольжения при сосредоточенном постоянном давлении, действующем вдоль контура, по наблюдениям над целлулоидной пластиной при помощи оптического метода.

слое металла. Для меди, имеющей сравнительно низкое сопротивление разрыву при относительно высоком сопротивлении сдвигу, это оказывается достаточным и для того, чтобы вызвать разрушение под действием *нормальных напряжений*.

Но, одновременно с увеличением сопротивления сдвигам вдоль траекторий касательных напряжений (линий скольжения), при переходе от угла резания 60° к углу резания 90° происходит уменьшение напряжений σ_y .

Для чугуна, коэффициент f для которого значительно меньше, чем коэффициент f у меди, сила F не достигает значительных величин и не может играть существенной роли. Зато уменьшение σ_y вызывает у чугуна, обладающего, как известно, весьма низким сопротивлением срезу, разрушение уже не под действием разрывающих, а под действием *скалывающих напряжений*.

У материалов с высоким сопротивлением разрыву процесс стружкообразования носит характер, существенно отличный от разобранных выше.

Главное и принципиальное отличие здесь заключается в том, что напряжения растяжения, возникающие по мере углубления инструмента в обрабатываемый материал, оказываются уже недостаточными, чтобы вызвать отрыв элемента стружки от основной массы.

В этом случае последующее развитие процессов представляется в таком виде.

Давление резания продолжает возрастать до того момента, пока в месте максимальной концентрации напряжений, — а это место, как уже указывалось, всегда находится у режущей кромки инструмента, — не появится разрушение сплошной массы металла, обнаруживаемое в виде трещины, идущей вдоль соответствующей траектории сдвига, т. е. наклонно вверх. Раз появившись, трещина продолжает распространяться в том же направлении, так как максимальная концентрация напряжений теперь всегда оказывается в углу трещины. Так процесс продолжается до тех пор, пока трещина не выйдет к наружной поверхности стружки и не образуется элемент *стружки скалывания*.

Скорость распространения трещины при отделении стружки скалывания неодинакова для разных материалов и для различных условий резания. Мы уже видели, что при обработке латуни трещина распространяется почти мгновенно, а при обработке стали более или менее постепенно.

Надо думать, что при обработке материалов с более

РЕСПУБЛИКАНА.

БИБЛИОТЕКА

вязких, чем сталь, трещина будет распространяться еще медленнее.

Сливная стружка образуется, по всей видимости, так же, как и стружка скалывания. Различие здесь заключается лишь в том, что сливная стружка имеет место в условиях, когда оказывается больше предпосылок для развития сдвигов (т. е. когда вследствие особо благоприятной геометрии режущего инструмента и обусловленного ею напряженного состояния в обрабатываемом материале для развития сдвигов требуются меньшие внешние усилия) и когда скорость резания, по сравнению со скоростью распространения трещины, оказывается настолько великой, что период времени между образованием двух последовательных элементов стружки оказывается значительно меньше времени, требующегося для образования трещины по всей ширине стружки. Понятно, что при этом стружка будет отделяться сплошной лентой.

Таким образом, оказывается, надо различать два принципиально неодинаковых процесса стружкообразования и соответствующих им вида стружек:

а) стружка надлома, образующаяся под действием, главным образом, сил растяжения (отрыва);

б) стружка скалывания (и сливная стружка), образующаяся под действием, главным образом, срезающих усилий*.

На основании изложенных данных, без особого труда можно указать условия, способствующие образованию каждого из этих двух видов стружек.

Образованию стружки надлома (надрыва) способствует:

а) низкое сопротивление разрыву обрабатываемого материала;

б) увеличение глубины резания, что вызывает увеличение растягивающих напряжений σ ;

в) увеличение углов резания, т. е. уменьшение передних углов (при условии достаточно высокого коэффициента трения при соприкосновении стружки с инструментом), что

* В прекрасном очерке хрупкого и вязкого состояния металлов Н. Н. Давиденков⁴ замечает: "Разрушение атомной решетки может происходить двумя способами: либо путем отрыва — разъединения атомов, при котором решетка сразу распадается на две части, либо путем скольжения атомов, при котором решетка сначала деформируется и распадается лишь после значительного искажения. Первый процесс происходит под действием нормальных напряжений, второй — скалывающих. Кристаллографические плоскости, участвующие в этих процессах, различны. Для того, чтобы каждый из этих процессов начался, соответствующие напряжения в кристалле должны достичь некоторых критических значений, свойственных данному материалу в данном состоянии".

вызывает существенное увеличение сил трения на передней грани инструмента, затрудняющих развитие сдвигов;

г) уменьшение угла резания, т. е. увеличение передних углов (при условии низкого коэффициента трения при соприкосновении стружки с инструментом), что вызывает увеличение растягивающих напряжений σ_y .

Образованию стружки скалывания способствует:

а) высокое сопротивление разрыву обрабатываемого материала;

б) уменьшение глубины резания, что вызывает уменьшение растягивающих напряжений и увеличение концентрации напряжений у лезвий инструмента;

в) увеличение углов резания, т. е. уменьшение передних углов (при условии низкого коэффициента трения при соприкосновении стружки с инструментом), что вызывает уменьшение растягивающих напряжений σ_y ;

г) до определенных пределов уменьшение углов резания и увеличение передних углов (при условии достаточно высокого коэффициента трения при соприкосновении стружки с инструментом), что уменьшает силы трения на передней грани инструмента, затрудняющие развитие сдвигов;

д) улучшение качества заточки и полировка режущего лезвия, что уменьшает силы трения на передней грани инструмента, затрудняющие развитие сдвигов;

е) охлаждение режущего инструмента, что уменьшает силы трения на передней грани инструмента, затрудняющие развитие сдвигов.

Переходу стружки скалывания в сливную стружку способствует увеличение скорости резания.

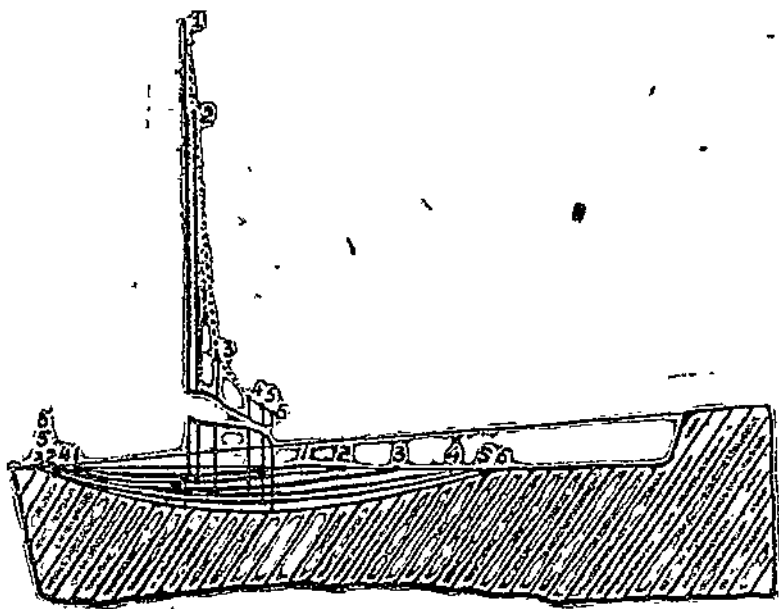
ГЛАВА II

ИЗНОС РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ

I. Режущий инструмент, действуя на обрабатываемый материал и вызывая в конечном итоге процесс стружкообразования, в то же время сам подвергается воздействию обрабатываемого материала и сходящей стружки.

Воздействие обрабатываемого предмета и стружки на инструмент выражается в истирании его (инструмента) по передней — вследствие соприкосновения со сходящей стружкой и по задним — вследствие соприкосновения с обработанной поверхностью изделия, — граням.

II. Сходящая стружка вырабатывает на передней грани



Фиг. 16. Последовательность образования лунки (Поленов, Давыдов, Мартиросов).

инструмента углубление, называемое „лункой“. Процесс образования лунки у проходного обдирочного резца впервые подробно изучался в работе Поленова, Давыдова и Мартиросова⁶ при обработке-мартеновской стали с временным сопротивлением $60 - 65 \text{ кг/мм}^2$.

Последовательность истирания резца по передней грани и изменение основных размеров лунки, по данным Поленова, Давыдова и Мартиросова, показаны на фиг. 16.

По наблюдениям этих авторов, с течением времени работы резца:

1. Ширина лунки увеличивается, и крайние точки дуги лунки b и c постепенно перемещаются, причем точка c , перемещаясь, удаляется вправо от режущей кромки, а точка b — влево (приближается к режущей кромке).

Быстрота перемещения обеих точек за один и тот же промежуток времени различна; точка c перемещается примерно в 5—7 раз быстрее, нежели точка b .

2. Центр лунки O в процессе работы постепенно перемещается вправо от режущей кромки.

3. Радиус лунки R постепенно уменьшается и доходит

до некоторой определенной величины, при которой происходит посадка резца.

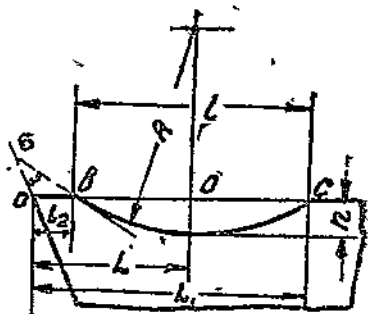
Затупление резцов в опытах Поленова, Давыдова и Мартиросова носило характер полного разрушения режущих кромок, наступавшего в тот момент, когда постепенно уменьшающийся размер „полки“ L_2 (см. фиг. 17) достигал такой величины, при которой в данных условиях резания полка не могла уже противостоять действующим на нее усилиям. Следовательно, в тех условиях резания, в которых проводились описываемые опыты, решающим фактором, обуславливающим собою способность инструмента, уже проработавшего некоторое время, сохранять режущие свойства, является прочность полки.

III. Однако, допустим, что по каким-либо причинам прочность полки, в некоторых условиях резания, оказывается весьма значительной. Могут ли в этом случае иметь место какие-либо другие причины, которые заставят прекратить работу инструментом и отправить его в переточку?

Оказывается, что могут. В любых условиях резания, наряду с истиранием инструмента по передней грани сходящей стружкой, происходит, так же как это указывалось уже выше, и истирание по задним граням — в результате соприкосновения их с уже обработанной поверхностью.

В то время как истирание по передней грани до определенного момента не отражается сколько-нибудь вредно на процессе резания и даже, напротив, облегчает его, уменьшая усилия резания и улучшая условия отвода стружки и только дальнейшее развитие этого истирания приводит в результате к очень сильному ослаблению режущих кромок и в конечном счете к их полному разрушению, — истирание по задним граням уже с момента своего появления является причиной увеличения усилий резания, возрастания расхода мощности и ухудшения качества поверхности. При некоторой величине истирания по задним граням, работа инструмента настолько ухудшается, что продолжение резания этим инструментом становится нецелесообразным и он считается затупленным.

IV. В опытах Поленова, Давыдова и Мартиро-



Фиг. 17. Обозначения элементов лунки.

с ова истирание по передней грани проходило столь интенсивно, что полное разрушение режущих кромок наступало еще задолго до того, как обнаруживались вредные последствия истирания по задним граням и даже еще до того, как само истирание по задним граням могло быть обнаружено,—однако, хорошо известно, что подавляющее большинство других инструментов (фрезы, метчики, фасонные резцы и т. д.) и даже те же самые проходные резцы при работе с охлаждением чаще теряют режущую способность именно в результате истирания по задним граням.

Важно разобраться, в чем лежат причины такого явления.

С этой целью выясним влияние некоторых факторов на вид износа режущих инструментов.

А. Влияние скорости резания

Скорость резания на вид износа режущих инструментов влияет двояко. Во-первых, с изменением скорости резания меняется соотношение между интенсивностями истирания по передней и задним граням.

Из рассмотрения фиг. 6—12 следует, что под действием усилий, возникающих при резании, уже обработанная поверхность, в местах, непосредственно примыкающих к задним граням инструмента, претерпевает значительные деформации.

Характер этих деформаций таков, что под их влиянием обработанная поверхность давит на заднюю грань*. С увеличением скорости резания величина деформации обработанной поверхности уменьшается**. Одновременно уменьшается и удельная работа сил трения (т. е. работа, отнесенная к единице длины пути) задних граней об обработанную поверхность изделий. Это же, в свою очередь, означает, что при увеличении скорости резания нарастание интенсивности истирания по задним граням будет отставать от нарастания интенсивности истирания по передней грани***.

Во-вторых, с изменением скорости резания меняется температура, особенно тех областей режущих инструментов, которые находятся под стружкой. Естественно, это влечет за собою изменение механических свойств металла режущих инструментов, а следовательно—и изменение прочности полки.

Из факта, что температура режущих кромок инстру-

* На это обстоятельство указал Бесприозванный. См. „Физические основы учения о резании металлов“. Оборонгиз. 1941 г.

** Подробнее об этом см. ниже, стр. 47 и дальше.

*** В тех случаях, когда увеличение скорости резания вызывает увеличение интенсивности истирания.

мента, как правило, лежит выше 300° , следует, что увеличение скорости резания сопровождается уменьшением механической прочности полки, в результате чего разрушение последней наступает при тем больших ее абсолютных размерах, чем выше скорость резания. В связи с этим, относительное время для развития истираний по задним граням с увеличением скорости резания уменьшается.

Таким образом, обе причины, вызывающие изменение вида износа с увеличением скорости резания, действуют в одном направлении, именно: как увеличение относительной интенсивности истирания по передней грани, так и увеличение размеров полки, предшествующих ее разрушению (т. е., следовательно, уменьшение абсолютных размеров лунки в момент разрушения), приводят к тому, что при высоких скоростях резания разрушение инструментов наступает вследствие износа по передней грани до того, как обнаружатся вредные последствия истирания по задним граням. Наоборот, по мере уменьшения скорости резания относительная роль истирания по задним граням возрастает.

Непосредственное экспериментальное подтверждение этого обстоятельства получено в работе, проведенной автором совместно с Фельдштейном⁶.

В наших опытах применялись проходные резцы с приваренными пластинками быстрорежущей стали твердостью $62 \div 64 Rc$. Обработывалась улучшенная сталь $40X$ твердостью $269 \div 302 HBr$. Износ по передней и задним граням изучался при работе с разными скоростями на двух сечениях стружки $t \times s = 4 \times 1 \text{ мм}^2$ и $t \times s = 1 \times 0,4 \text{ мм}^2$. В таблице 1 приводятся полученные в результате замеров окончные, т. е. предшествующие моменту разрушения резца по передней грани, величины истирания по задним граням.

Таблица 1

Величины истирания резцов по задним граням, предшествующие моменту разрушения передней грани, по данным Кляушина и Фельдштейна

Сечение стружки $t \times s \text{ мм}^2$	Скорость резания м/мин.	Стойкость в мин.	Величина истирания по задним граням в мм
$4 \times 0,977$	16	13	Неуловимо
	14	32,3	0,5—0,7
	13	58,3	0,95
	8	362	1,05
$1 \times 0,4$	34	60,3	0,3—0,4
	32	119,6	0,65
	23,5	111,5	0,85
	8	384	1,10

Как видим, по мере уменьшения скорости резания налицо явное увеличение истирания по задним граням, соответствующее моменту разрушения резца вследствие износа по передним граням.

Поленов, Давыдов и Мартиросов этого обстоятельства не обнаружили отчасти потому, что экспериментировали в узком диапазоне изменения скоростей резания, а главным образом вследствие того, что эти авторы исходили из ошибочного убеждения, в свое время широко распространенного, что резцы из быстрорежущей стали РФ-1 вообще не изнашиваются по задним граням.

Б. Влияние сечения стружки

Сечение стружки, как и скорость резания, на характер износа режущих инструментов влияет также двояко.

Во-первых, с уменьшением сечения стружки, главным образом толщины, увеличивается концентрация напряжений в обрабатываемом материале близ режущей кромки инструмента. Поэтому деформация обработанной поверхности в местах, непосредственно примыкающих к поверхности задних граней, по мере уменьшения сечения стружки увеличивается, что приводит в результате к увеличению относительной интенсивности износа по задней грани по мере уменьшения сечения стружки.

Во-вторых, с увеличением сечения стружки (главным образом толщины) увеличиваются минимально возможные размеры полки.

Усилие, которому противостоит полка, представляет собою действующее вдоль оси y — y усилие отрыва стружки от основной массы изделия. Как это было в своем месте показано (см. фиг. 2—4), с увеличением толщины стружки растягивающее напряжение σ_y увеличивается. Это и является причиной неизбежного увеличения минимально возможной величины полки с увеличением подачи.

Непосредственное экспериментальное доказательство этого положения имеется в работе Поленова, Давыдова и Мартиросова, которые на основании своих опытов особо отмечают возрастание размеров полки в момент разрушения резца по мере увеличения подачи.

Таким образом, влияние на характер износа режущих инструментов увеличения сечения стружки вполне аналогично влиянию увеличения скорости резания: при увеличении сечения стружки, главным образом, подачи, условия для разрушения инструментов по передней грани облегча-

ются; наоборот — при уменьшении сечения стружки возрастает роль износа по задним граням.

В. Влияние угла резания

С увеличением угла резания внешнее усилие, прикладываемое к инструменту для того, чтобы вызвать необходимые для осуществления процессов стружкообразования напряжения (отрыва) σ_y , увеличивается (см. фиг. 2 — 4).

В связи с этим, при увеличении угла резания и минимально возможная величина полки, предшествующая моменту ее разрушения, также увеличивается. В таблице 2, по данным Поленова, Давыдова и Мартиросова, это положение иллюстрируется достаточно убедительно.

Таблица 2.

Изменение конечных размеров элементов лунки с изменением угла резания δ по данным Поленова, Давыдова и Мартиросова

δ°	T мм.	L мм	L_1 мм	L_2 мм	l мм	R мм	h мм
65	36,50	2,34	4,44	0,24	4,20	8,10	0,28
71	36,75	2,87	5,46	0,28	5,18	7,43	0,47
76	34,89	3,38	6,56	0,20	6,36	7,64	0,76
81	19,10	3,40	6,80	0,50	6,30	9,10	0,66

V. С изменением условий резания картину, подобную описанной или близкую к ней, можно, по всей видимости, констатировать при работе всех режущих инструментов⁷.

В связи с этим возможна формулировка следующего представления о закономерностях изменения критерия, затупления режущих инструментов при изменении режимов резания⁸.

Во всех случаях работы режущего инструмента имеет место износ как его передней, так и задних граней.

Износ задних граней является причиной постепенного увеличения усилий резания, возрастания расхода мощности и ухудшения качества обработанной поверхности. При некоторой определенной, более или менее постоянной для различных режимов резания, величине износа по задним граням, работа инструмента настолько утяжеляется, что продолжение резания этим инструментом становится нецелесообразным и он считается затупленным.

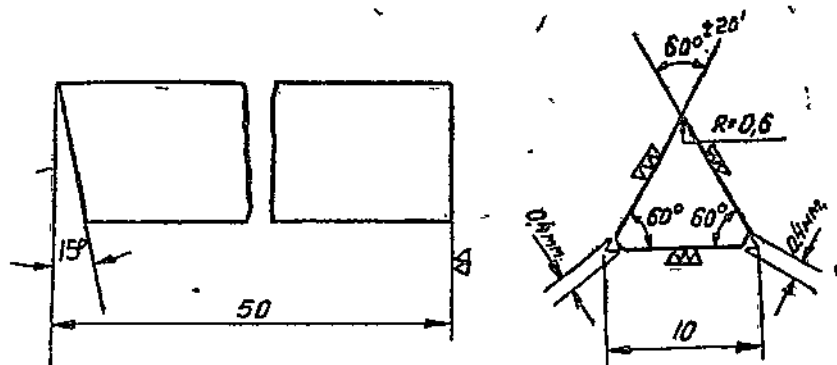
Износ по передней грани до определенного момента не отражается сколько-нибудь вредно на процессе резания и даже, напротив, облегчает его, уменьшая усилия резания и улучшая условия отвода стружки.

Однако, дальнейшее развитие износа передней грани приводит, в результате, к очень сильному ослаблению режущих кромок и, наконец, к их полному разрушению.

При достаточно высоких скоростях резания или достаточно больших сечениях стружки полное разрушение режущих кромок наступает еще задолго до того, как обнаружатся вредные последствия износа по задним граням или даже еще до того, как сам износ по задним граням может быть обнаружен.

Но по мере уменьшения скорости резания или сечения стружки, с одной стороны, интенсивность износа по передней грани уменьшается быстрее, чем интенсивность износа по задним граням, а с другой стороны — минимально возможные размеры полки, при которых она остается еще достаточно прочной, возрастают. Это на первых порах приводит только к тому, что моменту полного разрушения режущих кромок соответствует все больший и больший износ по задним граням. При дальнейшем же понижении режимов резания, износ по задним граням, соответствующий моменту полного разрушения режущих кромок, становится столь значительным, что еще до этого момента сам начинает лимитировать работоспособность режущего инструмента по причинам, указанным выше. В этом случае износ по передней грани, как один из факторов затупления, перестает играть сколько-нибудь существенную роль.

Целый ряд причин, преимущественно технологического характера, складывается так, что подавляющее большинство режущих инструментов работает, снимая небольшие сечения стружки и (чаще) с относительно невысокими скоростями резания. В свете вышеизложенного оказывается совершенно естественным, что, как правило, к смене этих инструментов вынуждают обстоятельства, связанные с их истиранием по задним граням (ухудшение качества поверхности, сильное разогревание и т. д.) и что разрушение их режущих кромок, вследствие истирания по передней грани, наблюдается весьма редко. Наоборот, черновые проходные резцы, снимающие большие сечения стружки и при относительно высоких скоростях резания, выходят из строя именно в результате полного разрушения режущих кромок, не обнаруживая ни в какой стадии вредных последствий истирания по задним граням.



Фиг. 18. Трехгранный призма Лейензеттера.

VI. Целью описываемых ниже экспериментов являлось изучение закономерностей истирания (износа) различных материалов и при работе с различными сечениями стружки, в зависимости от скорости резания.

В отличие от широко распространенных стойкостных испытаний, в наших опытах длина пути инструмента (исчисляемая по длине снимаемой стружки без учета усадки ее) оставалась строго постоянной при всех скоростях резания. После окончания обработки заранее установленной длины (пояска) обрабатываемого материала, производились замеры величины истирания по задним граням.

Для производства экспериментов наиболее удобной формой инструмента оказались трехгранные призмы Лейензеттера⁹, чертеж которых дается на фиг. 18. Призма вставляется в специальную державку, которая с помощью оправки закрепляется в суппорте токарного или строгального станка.

Основным преимуществом призм Лейензеттера для наших целей является то обстоятельство, что при сечениях

стружки, для которых отношение $\frac{t}{s} \approx 1/2$ и при соответ-

ствующем повороте оправки с призмой в суппорте (угол, составляемый осью оправки с осью изделия, равняется $76^{\circ}30'$), стружка сходит через середину профиля передней грани в направлении биссектрисы угла при вершине резца, а износ по задним граням располагается вполне симметрично.

Химический анализ испытанных инструментальных и быстрорежущих сталей см. в табл. 3.

Таблица 3

Химический состав инструментальных сталей, участвовавших в испытаниях

Марки сталей	C	Si	Mn	S	P	W	Cr	V	Mo
ЭИ-298	0,82—0,92	≤ 0,4	≤ 0,4	≤ 0,03	≤ 0,03	5,0—6,0	3,7—4,5	2,0—2,5	4,0—5,0
ЭИ-290	0,88—1,0	≤ 0,4	≤ 0,4	≤ 0,03	≤ 0,035	2,7—3,3	3,7—4,4	1,5—2,0	2,7—3,3
ЭИ-284	0,92—1,10	≤ 0,4	≤ 0,4	≤ 0,03	≤ 0,03	3,0—3,7	4,5—5,0	2,0—2,5	3,5—4,5
ЭИ-277	1,10—1,22	≤ 0,4	≤ 0,4	≤ 0,03	≤ 0,03	—	3,8—4,6	2,8—3,3	2,4—2,9
ЭИ-262	0,85—0,95	≤ 0,4	≤ 0,4	≤ 0,02	≤ 0,03	11,8—12,8	4,1—1,6	2,3—2,5	—
ЭИ-260	0,9—1,02	≤ 0,4	≤ 0,4	≤ 0,03	≤ 0,35	—	4,5—5,0	2,0—2,5	3,3—4,0
ЭИ-184	0,8—1,10	0,5—0,8	≤ 0,4	≤ 0,03	≤ 0,03	3,5—5,0	7,0—9,0	1,1—1,3	—
ЭИ-172	1,0—1,12	1,1—1,7	≤ 0,4	≤ 0,03	≤ 0,03	—	11,0—13,0	2,1—2,5	—
РФ-1	0,68—0,80	н. б. 0,4	н. б. 0,4	н. б. 0,03	н. б. 0,03	17,5—19,0	3,8—4,6	н. б. 0,5—0,8	0,30
У-10А	0,95—1,09	н. б. 0,30	0,15—0,25	н. б. 0,02	0,03	—	—	—	—
ХВ5	1,25—1,50	н. б. 0,3	н. б. 0,3	0,03	0,03	4,5—5	0,4—0,7	н. б. 0,30	—

Обрабатываемый материал делился на пояски, длина которых определяется формулой:

$$L = \frac{l}{\pi D} \cdot s$$

где L — длина пояска в мм;

l — принятая длина пути инструмента в мм;

D — диаметр обрабатываемого материала в мм;

s — подача в мм/об.

В наших опытах длина пути инструмента принималась 50 м*, подача — 0,4 мм/об (при глубине резания $t=0,2$ мм) и 0,8 мм/об (при глубине резания $t=0,4$ мм). Химический состав и твердость обрабатываемых материалов, на которых проводились испытания, см. в табл. 4.

Подавляющее большинство опытов было проведено на токарном станке „Америкен“ с мотором постоянного тока, мощностью 18 кв и с реостатом для бесступенчатого регулирования числа оборотов шпинделя. Опыты при обработке алюминия проводились на строгальном станке завода имени Свердлова.

Замеры величины истирания задней грани производились лупой Бринеля с точностью до $\pm 0,005$ мм.

Общая сводка проведенных опытов с указанием, какие инструментальные стали, в каких условиях и на каких обрабатываемых материалах были испытаны, дана в табл. 5.

Полученные результаты показаны на фиг. 19—22.

VII. До настоящего времени механизм трения и износа остается невыясненным. Однако, работы последних 10—15

Таблица 4

Твердость и химический состав обрабатываемых материалов

Обрабатываемый материал	Твердость НВр	Х и м с о с т а в							
		C	Si	Mn	S	P	Cr	Ni	Fe
Сталь 1020	121—126	0,20	—	0,49	0,022	—	0,14	—	Остальное
Сталь 5150	207	0,49	0,28	0,79	0,032	0,030	1,14	0,04	„
Алюминий марка А=99,5 ОСТ 4035	80	—	—	—	—	—	—	—	0,19
Чугун твердый блочный, шихта № 1 цеха серого чугуна	207	3,5—3,7	1,6—1,8	0,7—0,9	0,2—0,35	0,12	0,2—0,3	0,1—0,15	Остальное

* За исключением опытов по обработке алюминия на строгальном станке, где длина пути инструмента равнялась 787,5 метра.

Таблица 5

Обрабатываемые материалы, инструментальные материалы, условия испытания

Обрабатываемый материал	Сечение стружки $t \times s$	Длина пройден. пути в м	Инструментальные стали							
			РФ-1	ЭИ-290	ЭИ-284	ЭИ-277	ЭИ-262	ЭИ-260	ЭИ-184	У-10
Сталь 1020 . . .	$0,2 \times 0,4$	50	Х	Х	Х	Х	Х	Х	—	—
Сталь 1020 . . .	$0,4 \times 0,794$	50	Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х	—
Сталь 5150 . . .	$0,2 \times 0,4$	50	Х	Х	Х	Х	Х	Х	—	—
Алюминий	$0,2 \times 0,4$	787,5	—	—	—	—	—	—	Х	Х
Чугун, твердый блочный, шихта № 1, цеха се- рого чугуна : .	$0,2 \times 0,4$	50	Х	—	—	—	Х	—	Х	—

лет серьезно углубляют наши представления в этой области.

Известно, что реальная площадь контакта между двумя наложенными друг на друга металлическими поверхностями, благодаря имеющимся на них микроскопическим неровностям, представляет ничтожную долю от макроскопически видимой площади контакта. Измерения и подсчеты, проведенные Боуденом и Тейбором¹⁰, приводят к выводу, что при соприкосновении под давлением тонкошлифованных поверхностей реальная площадь контакта от видимой составляла: около 1% при нагрузке в 15 кг/см^2 , около 0,01% при 1 кг/см^2 , около 0,0006% при $0,14 \text{ кг/см}^2$. Площадь контакта трущихся тел оказывается такого же порядка, с тем лишь отличием, что она подвержена резким изменениям, скачкам от одного момента к другому.

В свете этих данных вполне понятно, что уже при незначительных нагрузках удельные давления на элементарных выступках достигают громадной величины.

По теории, развиваемой рядом английских исследователей (и в Советском Союзе Б. В. Дерягиным¹¹), на участках реального контакта трущихся поверхностей возникают силы (адгезии), подобные силам междучастичного сцепления (когезии) в однородном материале. В результате между трущимися поверхностями происходит непрерывное образование „мостиков“, в процессе трения мгновенно разру-

шающихся, причем элементарные участки контакта пластически деформируются и, может быть, даже и плавятся (вследствие интенсивного и локализованного разогрева), и, таким образом, площадь реального контакта резко увеличивается. В некоторых местах одной из составляющих трущихся пар силы адгезии могут превосходить силы когезии. В этих случаях образующиеся между трущимися поверхностями мостики будут разрушаться при дальнейшем скольжении не по первоначальным поверхностям стыка, т. е. будут иметь место выкрашивание, истирание металла.

Томлинсон¹³, основываясь на явлениях притяжения и отталкивания между молекулами твердого тела при достаточном их сближении, развил теорию, позволяющую связать коэффициент трения трущейся пары с другими постоянными составляющих эту пару металлов.

Для случая скольжения шара по плоскости Томлинсон показал, что

$$\mu = 0,18 \cdot 10^{-8} (\Theta_a + \Theta_b)^{2/3} \quad (5)$$

где μ — коэффициент трения;

$$\left. \begin{aligned} \Theta_a &= \frac{3Ka + 4Ga}{Ga(3Ka + Ga)} \\ \Theta_b &= \frac{3Kb + 4Gb}{Gb(3Kb + Gb)} \end{aligned} \right\} \quad (5a)$$

K — модуль сжатия,

G — модуль сдвига.

Формула (5) получена в результате подсчетов по формулам Герца и подтверждена большим количеством экспериментов. На основании теории Томлинсона установлена также зависимость для случая скольжения цилиндра по плоскости. Эта зависимость имеет вид:

$$\mu = 70 \sqrt{\Theta_a + \Theta_b} \quad (6)$$

или с учетом радиусов трущегося цилиндра

$$\mu = 53,2 \sqrt{r} \cdot \sqrt{\Theta_a + \Theta_b} \quad (7)$$

Из формул (5) и (6) следует, что по мере уменьшения упругих постоянных трущихся материалов коэффициент трения между ними возрастает.

Таким образом, излагаемая теория трения видит происхождение истирания трущихся металлов в силах адгезии, т. е., иначе говоря, в слипании их выступающих частей, причем, какой из элементов трущейся пары будет истираться быстрее и каковы в данных условиях будут абсолютные показатели интенсивности износа, зависит от спе-

дифических свойств сочетания материалов; например, можно писать по стеклу алюминием, но не цинком или сурьмой или графитом; быстрорежущая сталь оказывается слабее стеллита при трении о твердую закаленную углеродистую сталь и, наоборот, превосходит последний при трении об алюминиевый сплав и т. д.

Но всегда ли именно силы адгезии играют главную роль в процессах трения и износа? Очевидно, нет. Существует значительная группа трущихся пар, истирание которых наступает не столько в результате сил адгезии, сколько в результате внедрения твердых частиц одного материала в массу другого и соскабливания с последнего некоторого объема. Крайним случаем такого процесса является так называемый абразивный износ. Вообще же говоря, как справедливо отмечает Розенберг¹⁰, роль сил адгезии уменьшается:

а) в неоднородных трущихся парах, — например, сталь по бронзе или в однородных парах, но при неомогенном материале, например, чугун по чугуну;

б) когда в материале одной из обеих составляющих трущейся пары имеются достаточно твердые и прочно связанные с основной массой структурные составляющие, сохраняющие эти свойства при энергичном разогреве;

в) когда между трущимися поверхностями в значительном количестве заклиниваются выкрошившиеся из них или попавшие извне новые абразивные частицы;

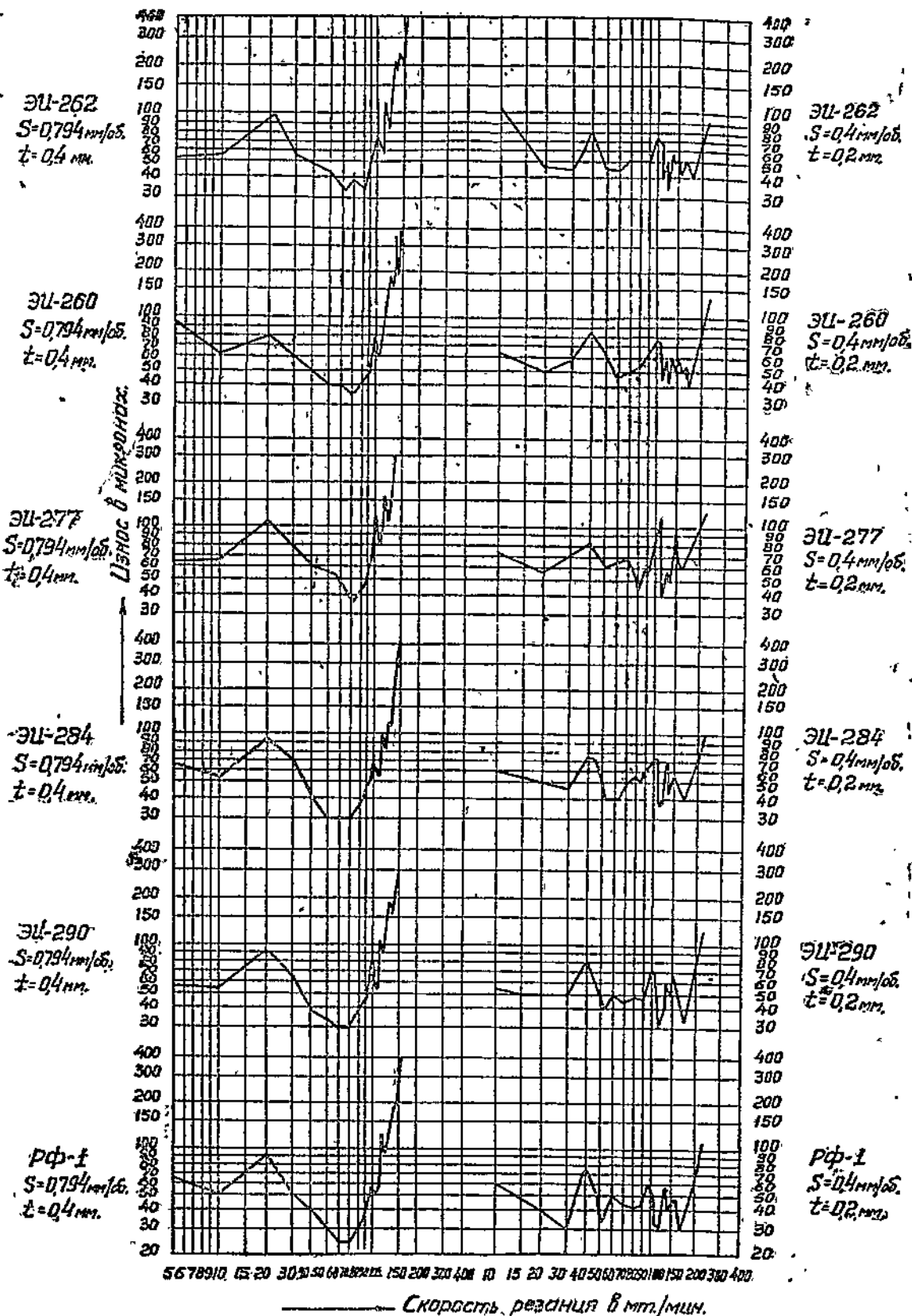
г) когда качество материала и условия трения способствуют быстрому восстановлению адсорбционных пленок и т. д.

VIII. Обратимся теперь к обсуждению наших экспериментальных данных.

На фиг. 19—22 показаны графики в координатах: истирание резца по задней грани в микронах—скорость резания в м/мин. при обработке различных материалов инструментом из различных быстрорежущих и инструментальных сталей с различными сечениями стружки. В связи с тем, что длина пути резания в пределах каждого опыта оставалась величиной постоянной, эти графики могут трактоваться, как зависимость интенсивности истирания резца по задней грани от скорости резания.

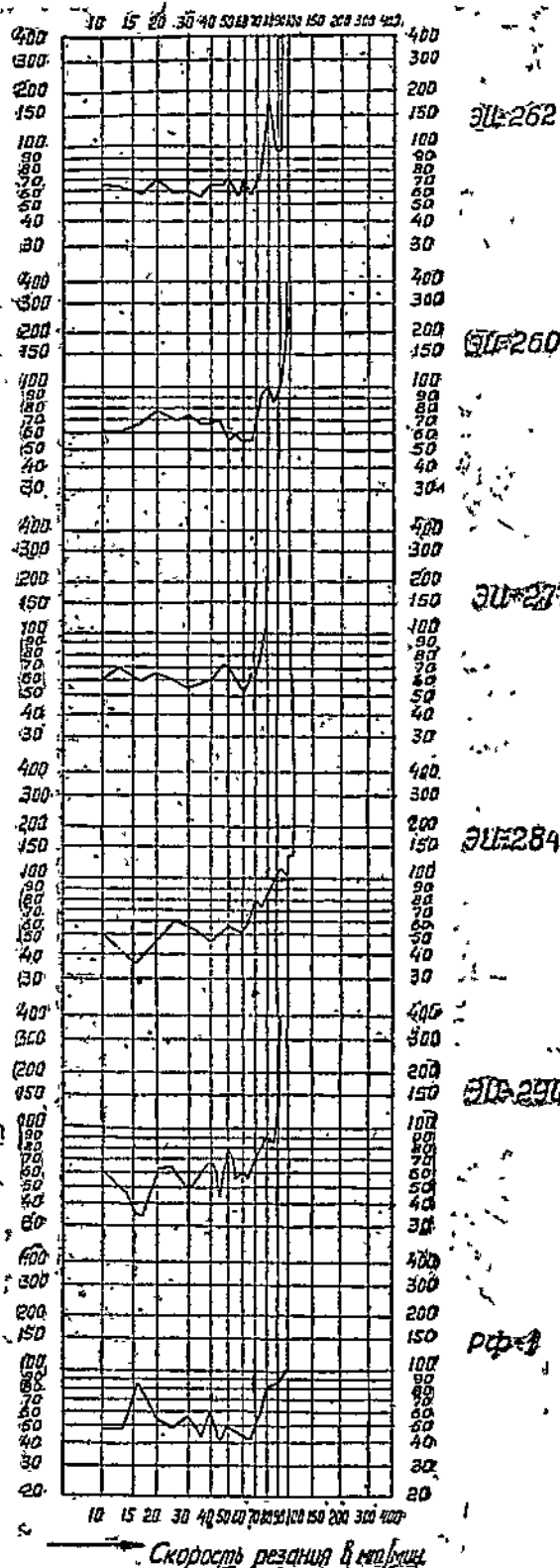
Первое, что обращает на себя внимание при рассмотрении большинства графиков—это их периодический, колебательный характер. Исключение представляет только обработка чугунов, у которых интенсивность истирания систематически возрастает, по мере увеличения скорости резания.

Периодичность зависимости стойкости режущих инстру-



Фиг. 19. Кривые: интенсивность истирания—скорость резания при обработке стали 20 резами из различных быстрорежущих сталей и при различных сечениях стружки.

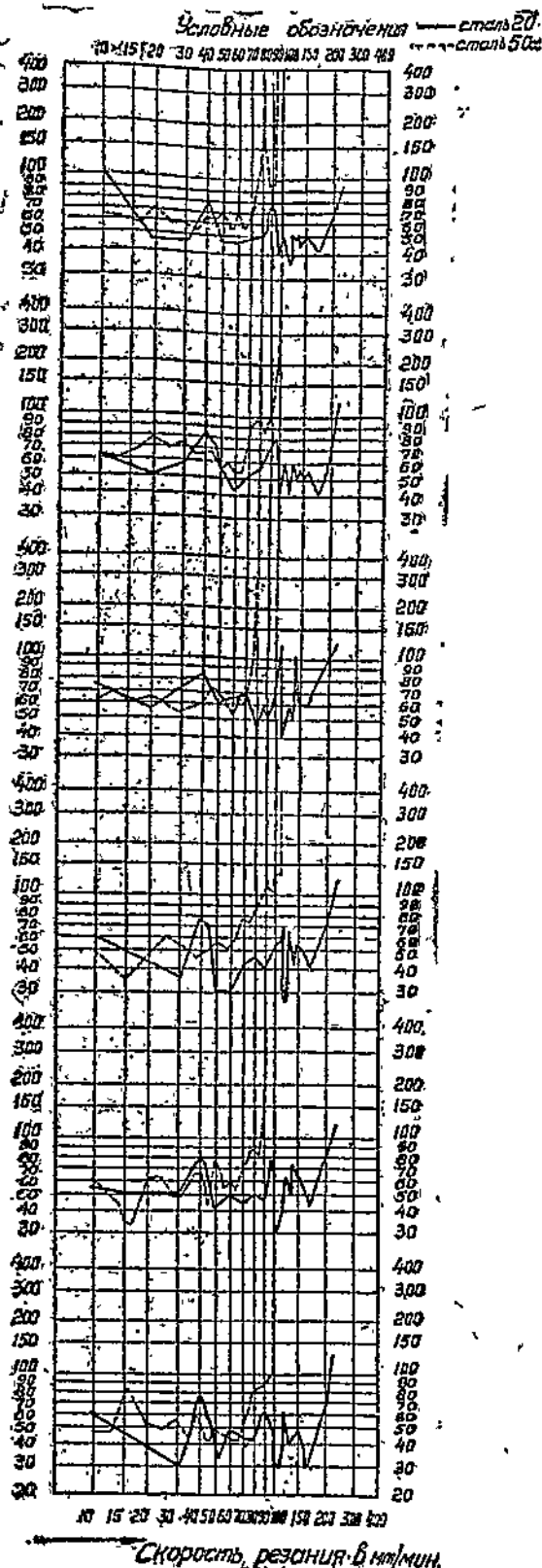
Пестивание резанья по скорости в микрометрах



Скорость резания в м/мин

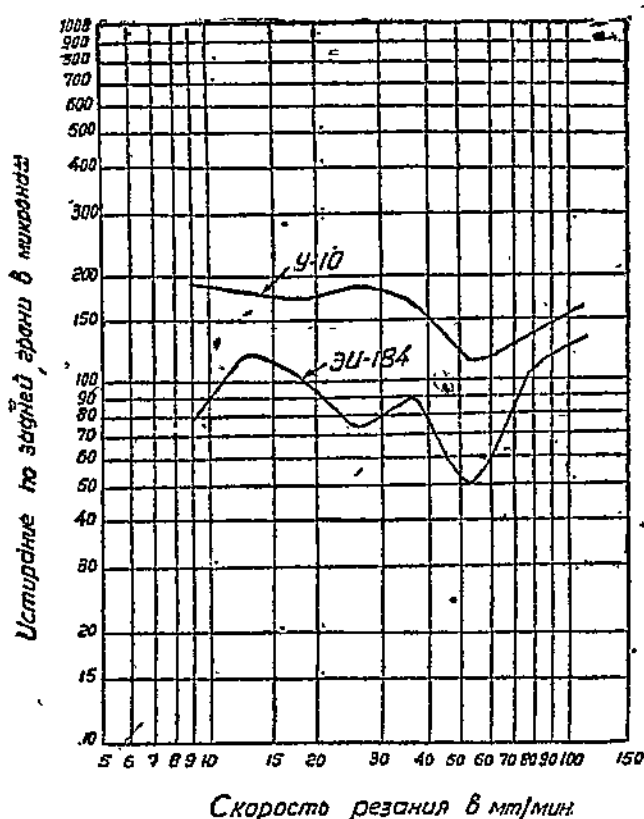
Фиг. 20. Кривые: интенсивность истирания — скорость резания при обработке стали 50Х различными быстрорежущими сталями. Сечение стружки $t \times s = 0,2 \times 0,4$ мм².

Сравнение кривых: интенсивность истирания — скорость резания при обработке сталей 50Х и 20 различными быстрорежущими сталями



Скорость резания в м/мин

Фиг. 23. Сравнение кривых: интенсивность истирания — скорость резания при обработке сталей 50Х и 20 различными быстрорежущими сталями. Сечение стружки $t \times s = 0,2 \times 0,4$ мм².

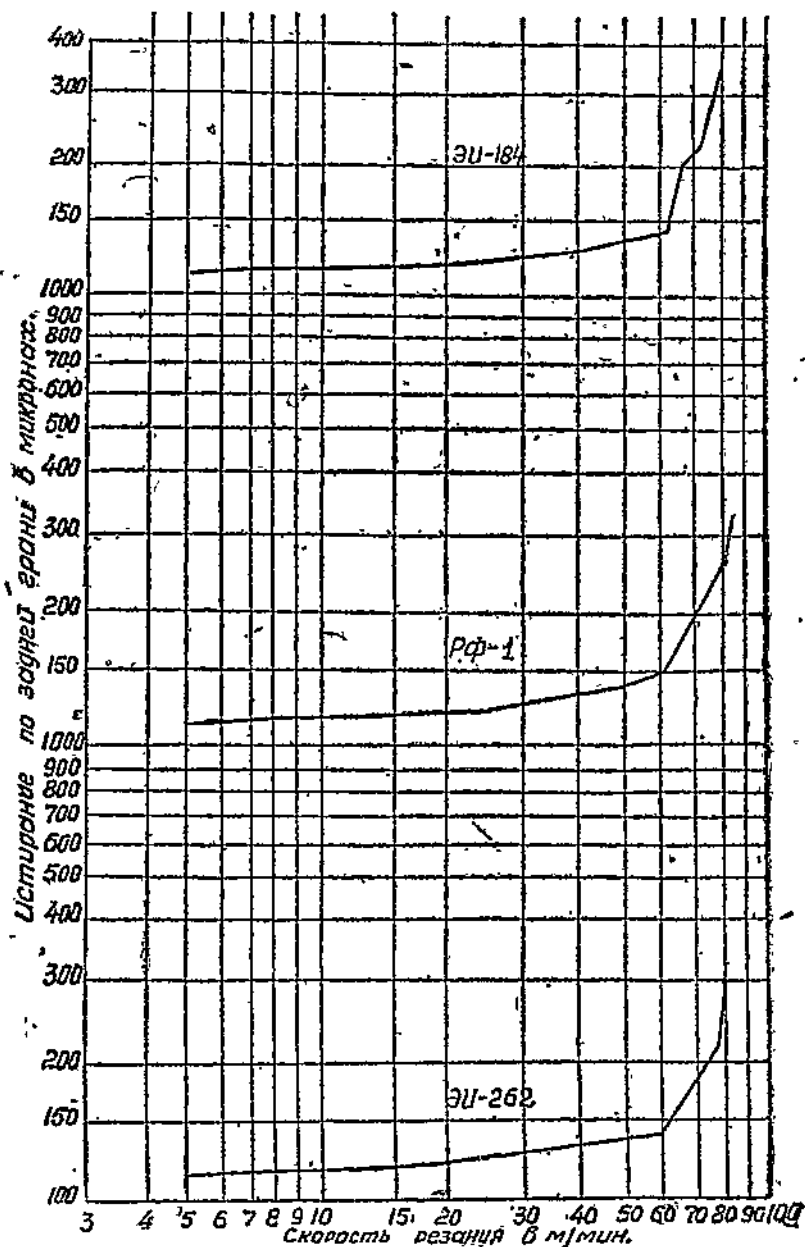


Фиг. 2Г. Кривые: интенсивность истирания — скорость резания при обработке алюминия марки А-99,5 углеродистой и быстрорежущей сталями. Сечение стружки $t \times s = 0,2 \times 0,4$ мм².

ментов от скорости резания была обнаружена еще Гербертом¹³. Серьезное развитие исследования Герберта получили в работах Денй¹⁴, а также Смита и Лейга¹⁵, Смита и Нилда и др. Периодичность зависимости стойкости победитового инструмента от скорости резания экспериментально доказана Вотниновым¹⁶.

Наиболее простое объяснение наблюдаемого характера закономерности, казалось бы, заключается в следующем. При увеличении скорости резания температура обрабатываемого предмета увеличивается.

Доказано, что при нагреве временное сопротивление σ_b всех сталей изменяется периодически, именно: немного



Фиг. 22, Кривые: интенсивность истирания — скорость резания при обработке хромоникелевого чугуна различными быстрорежущими сталями. Сечение стружки $t \times s = 0,2 \times 0,4$ мм².

понижаясь от 0 до 100°, начинает далее сильно возрастать и к 200—300° достигает максимума; после этого начинается падение σ_b , продолжающееся непрерывно до температуры первого аллотропического превращения. В то же время удлинение δ , падая при нагревании, достигает минимума при температурах 200—250°, после чего начинает возрастать вплоть до первой критической точки. Сужение шейки оказывается наименьшим одновременно с удлинением. Работа деформации, пропорциональная произведению σ_b на δ , достигает минимума приблизительно вместе с удлинением.

Падение пластичности сталей при нагреве их в определенном интервале температур носит название *синеломкости*.

Представляется естественным предположить, что именно синеломкостью обрабатываемых сталей объясняется колебательный характер зависимости: интенсивность износа — скорость резания.

Однако, это предположение в результате дальнейшей экспериментальной проработки вопроса не подтверждается. Дело в том, что тепловая хрупкость, частным случаем которой является синеломкость, наблюдается только у металлов, кристаллизующихся в решеткецентрированного куба. Металлы же, кристаллизующиеся в системе куба с центрированными гранями (медь, алюминий, никель и др.), такого явления не обнаруживают. Между тем изучение интенсивности истирания в зависимости от скорости резания при обработке алюминия (см. фиг. 21) также показывает характерную периодичность этой зависимости.

Наоборот, зависимость интенсивности истирания от скорости резания при обработке чугунов (фиг. 22) носит вполне плавный характер, в то время как временное сопротивление σ_b чугунов по мере нагрева их изменяется принципиально аналогично изменению его у сталей, именно: при нагреве до 200—300° σ_b падает, затем начинает повышаться, достигая максимума около 400°, после чего имеет место его непрерывное падение*.

В связи с этим очевидно, что предположение об определяющем влиянии на закономерность истирания резцов с изменением скорости резания колебания механических свойств металлов при их нагреве — должно отпасть.

Есть еще один факт, который вообще свидетельствует о том, что механические свойства обрабатываемых металлов непосредственно не оказывают превалирующего влия-

* Пивоварский, „Высококачественный чугун“. Госмашметиздат. 1932 г.

ния на интенсивность истирания режущих инструментов. На фиг. 23 попарно совмещены графики истирания резцов из различных быстрорежущих сталей при обработке стали 20 и стали 50X. Несмотря на то, что механические качества стали 50X с твердостью 207НВр значительно выше, чем механические качества стали 20 с твердостью 120НВр истирание резцов при некоторых скоростях резания (напр. 16 м/мин и 40 м/мин) оказывается меньшим при обработке стали 50X, чем при обработке стали 20.

Следовательно, есть факторы, которые оказывают на интенсивность истирания резцов значительно более сильное влияние, чем свойства обрабатываемого материала.

Таким фактором является *температура режущих кромок инструмента*.

IX. Выше мы трактовали процесс трения, как результат адгезии, т. е. слипания трущихся материалов в местах их реального контакта. С этой точки зрения истирание имеет место в тот момент, когда сила слипания материалов, составляющих трущуюся пару, превосходит силы сцепления частиц в одном из элементов пары, т. е. когда силы адгезии превзойдут силы когезии.

Вряд ли есть основания серьезно сомневаться в том, что силы когезии данного материала находятся в связи с характеристиками его механических свойств и могут быть в какой-то степени ими оценены.

При трении, повидимому, большая часть энергии тратится на пластическую деформацию, сопровождающую срезывание и сжатие элементарных участков трущейся поверхности. Работа пластической деформации, вообще говоря, тем больше, чем выше вязкость материала, точнее — чем больше интервал между пределами текучести и прочности. В связи с этим, наряду с прочими механическими характеристиками, особенно большую роль с точки зрения износоустойчивости должны играть показатели вязкости металла.

Наиболее основательное изучение изменения вязкости инструментальных и быстрорежущих сталей, прошедших термообработку при нагреве их до различных температур, провел Дени¹⁴.

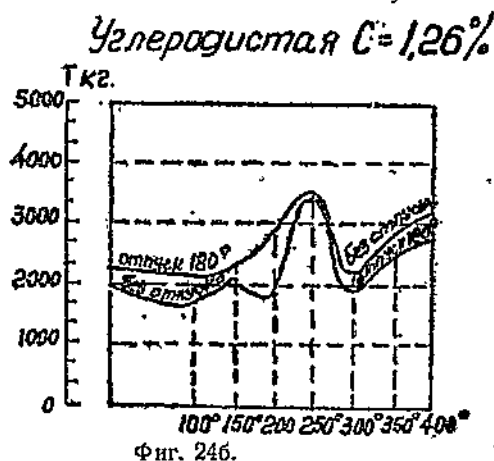
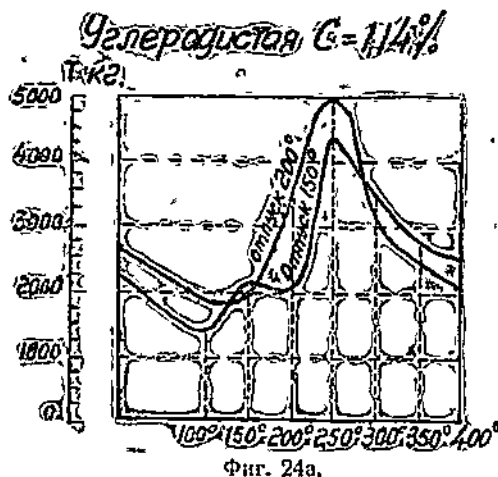
Этот исследователь определял вязкость сталей несколько условным, однако, как нам кажется, достаточно убедительным и применительно к целям испытания вполне уместным способом. Именно: образец испытуемой стали размером $10 \times 10 \times 56$ мм³ располагается на двух опорах, находящихся друг от друга на расстоянии 40 мм. Усилие давления при-

кладывалось к центру образца перпендикулярно его ребрам и одной плоскости. За меру вязкости стали при данной температуре ее нагрева принималась величина максимальной нагрузки, выдерживаемая образцом до разрушения.

Некоторые кривые изменения вязкости инструментальных, углеродистых, легированных и быстрорежущих сталей при их нагреве до температуры 400° показаны на фиг. 24 а, б, в, г, д, е, ж, з.

Как видим, все они носят колебательный, периодический характер.

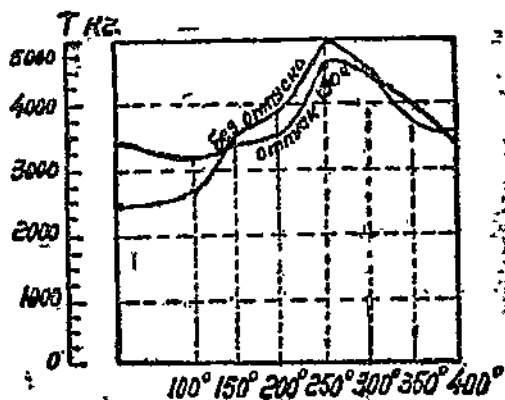
Колебания вязкости инструментальных и быстрорежущих сталей при их нагреве не могут не вызвать соответствующих колебаний износоустойчивости этих сталей, так как, несмотря на то, что кроме вязкости на износоустойчивость сталей влияют и другие их механические характеристики в известном интервале нагрева, именно вязкость инструментальной стали определяет ее износоустойчивость*. Это становится тем более ясным, если учесть, что колебания твердости у всех инструментальных мате-



* Естественно, что это положение достаточно справедливо только в применении к различным состояниям одного и того же инструментального материала.

Инструментальная

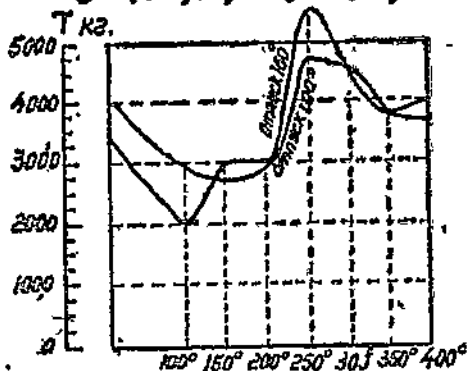
$$C = 1,03\% ; C_2 = 4,19\%$$



Фиг. 24в.

Инструментальная

$$C = 1,05\% ; C_2 = 3,9\%$$



Фиг. 24г.

риалов при нагреве их не выше некоторого предела температур (особого для каждого инструментального материала) бывают незначительными.

С изменением скорости резания изменяется температура режущих элементов инструмента.

Логично считать, что колебательный периодический характер зависимости интенсивности износа от скорости резания обусловлен (преимущественно) колебательным характером зависимости вязкости инструментальных материалов от температуры их нагрева.

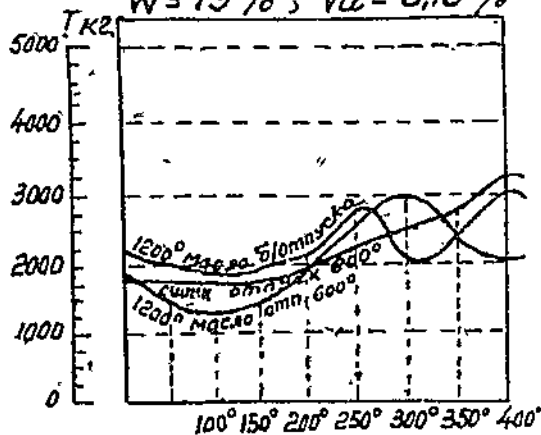
С этой точки зрения становится понятным, почему обработка сталей с высокими механическими качествами сопровождается иногда меньшим истиранием режущих инструментов, чем обработка, с такими же режимами резания, сталей с низкими механическими

качествами: причина такого явления кроется в том, что температура, возникающая на режущих кромках инструмента, в первом случае соответствует повышенной, по сравнению с температурами, возникающими во втором случае,

вязкости, а вместе с ней и износоустойчивости инструментального материала.

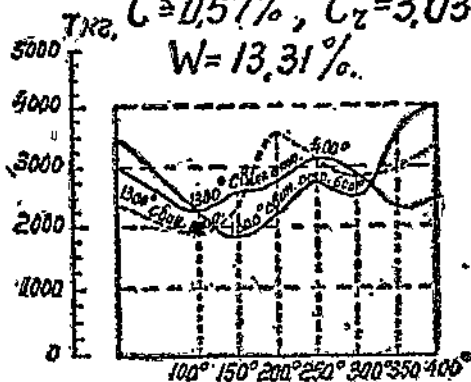
Интересно, что, несмотря на глубокие различия в химсоставе и свойствах различных инструментальных и быстрорежущих сталей, испытанных Дени, протекание зависимости вязкости от температуры нагрева для большинства этих сталей остается в общих чертах одинаковым. Именно: при нагреве до температуры $\sim 100^\circ$ вязкость стали уменьшается, при повышении температуры до $\sim 150^\circ$ в некоторых случаях имеет место повышение вязкости, которое, однако, сменяется опять незначительным понижением при 200° . При дальнейшем повышении температуры испытания до 250° , почти во всех случаях наблюдается резкое возрастание вязкости, которое сменяется либо плавным его падением при более высоких температурах, либо вязкость, опускаясь до минимума при температуре $300-350^\circ$, начинает вновь расти вплоть до температуры нагрева в 400° . В приблизительном совпадении хода изменения вязкости даже столь различных сталей, как углеродистые, ин-

Быстрорежущая
 $C = 0,40\%$; $Cr = 2,90\%$
 $W = 19\%$; $Va = 0,16\%$



Фиг. 24д.

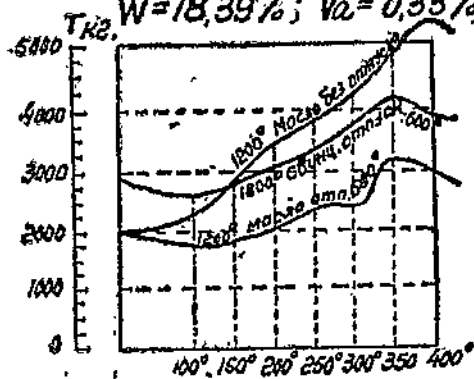
Быстрорежущая
 $C \geq 0,57\%$, $Cr = 3,03\%$
 $W = 13,31\%$



Фиг. 24е.

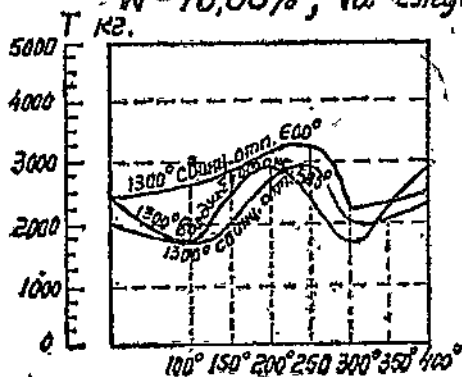
нструментальные, либо вязкость, опускаясь до минимума при температуре $300-350^\circ$, начинает вновь расти вплоть до температуры нагрева в 400° . В приблизительном совпадении хода изменения вязкости даже столь различных сталей, как углеродистые, ин-

Быстрорежущая
 $C = 0,65\%$; $C_z = 3,42\%$
 $W = 18,39\%$; $V_a = 0,33\%$



Фиг. 24ж.

Быстрорежущая
 $C = 0,66\%$; $C_z = 2,30\%$
 $W = 18,68\%$; V_a - следы.



Фиг. 24з.

струментальные и высоколегированные быстрорежущие, можно видеть достаточную причину наблюдаемого нами почти идентичного хода зависимости интенсивности истирания резцов от скорости резания для различных быстрорежущих сталей (см. фиг. 19 и 20). Разумеется, что это правило вряд ли имеет силу физического закона и что отклонения от него могут наблюдаться и наблюдаются в действительности достаточно часто (см. фиг. 22 и 23)*.

Х. Вязкость инструментальных и быстрорежущих сталей является лишь до определенной температуры фактором, в основном определяющим их износоустойчивость. Эта температура для каждой стали обуславливается ее красностойкостью, т. е. тем пределом при нагреве, в рамках которого механические свойства стали не претерпевают необратимых изменений и при охлаждении воз-

вращаются к своим первоначальным значениям, — иначе говоря, до тех пор, пока в стали не начнут происходить с заметной скоростью *структурные превращения*.

* Смит и Нилд, например, наблюдали периодичность кривой при обработке латуни быстрорежущими резцами и не обнаружили периодичности при обработке латуни углеродистыми резцами.

С того же момента, когда появятся условия для достаточно быстрого протекания структурных превращений, они (структурные превращения) будут оказывать решающее влияние на интенсивность процесса истирания режущих инструментов.

Наиболее вероятная трактовка вопроса об условиях возникновения и развития структурных превращений в инструментальных и быстрорежущих сталях, а также уточнение последовательности протекания истирания инструментов при наличии превращений в их структуре сводится к следующему¹⁷.

Структура закаленных и отпущенных на оптимальную температуру инструментальных и быстрорежущих сталей состоит из переохлажденных твердых растворов (мартенсита и аустенита). Стабильность переохлажденных твердых растворов определяется величиной работы, необходимой для создания зародышевой новой фазы, устойчивой при данном пересыщении. Сам факт переохлаждения твердого раствора имеет причиной отсутствие условий для возникновения элементарных зародышей.

В обычных условиях работа образования зародыша представляется тепловым движением атомов.

Однако, эта же работа может получиться и за счет упругой энергии, запасенной в виде остаточных напряжений в решетке твердого раствора во время его пластической деформации. При выпадении 'кристалла новой фазы из деформированной решетки твердого раствора, энергия, заключенная в этом объеме, а также и в некоторой окружающей области, частью перейдет в тепло, а частью будет затрачена на превращение. Поэтому распад твердого раствора, одновременно нагреваемого и пластически деформируемого, происходит несравненно быстрее, чем распад раствора, только в такой же степени нагреваемого.

Можно сказать больше: температура, сама по себе практически совершенно не вызывающая распада твердого раствора, при наличии одновременной пластической деформации этого раствора может вызвать очень значительные скорости его распада.

С этим явлением, т. е. с значительным ускорением распада твердых растворов под влиянием их пластической деформации, мы сталкиваемся и в разбираемом случае.

Известно, что шлифование, так же как и всякий процесс резания, вызывает наклеп обрабатываемой поверхности, глубина проникновения которого зависит от режима резания и степени затупленности шлифовального круга.

Перенеся это на случай заточки инструмента, мы дол-

жны будем заключить, что еще перед работой резания режущие грани в слоях, прилегающих к поверхности, оказываются пластически деформированными, что создает в этих слоях благоприятные энергетические условия для перекристаллизации. При нагреве выше некоторого предела под влиянием действия температуры в пластически деформированных слоях начинается перерождение структуры, заключающееся в распаде твердых растворов. Когда степень распада оказывается достаточной, чтобы вызвать значительное падение механических качеств металла в этих слоях, тогда происходит отделение их (слоев с переродившейся структурой) от тела резца. Отрыв переродившегося металла сопровождается пластической деформацией следующих слоев, относительно которых приведенное рассуждение можно повторить. Так процесс идет до тех пор, пока не будет достигнута некоторая, допустимая в данных условиях, степень истирания (затупления). Механические свойства в момент, предшествующий началу структурных превращений, в частности вязкость стали при нагреве ее до температур, превышающих порог красностойкости, по всей видимости продолжают играть свою роль, однако на их влияние теперь накладывается значительно более сильное влияние факта быстрого, с течением времени, падения механических свойств, а „исходные“ (при данной температуре) свойства стали оказываются для ее износоустойчивости менее важными, нежели интенсивность их изменения во времени.

В результате интенсивность истирания режущих инструментов, при наличии условий для фазовых превращений в их структуре, оказывается в непосредственной зависимости от интенсивности протекания последних (т. е. структурных превращений).

XI. Колебания интенсивности истирания режущих инструментов с изменением скорости резания мы объясняем колебаниями, с изменением температуры, вязкости материала режущих инструментов. Но почему же в таком случае не наблюдаются колебания интенсивности истирания при обработке испытанных нами сортов чугуна?

Объяснение этому может быть такое.

В основе процессов трения и истирания инструмента об изделие при обработке сталей, алюминия и других достаточно однородных металлов лежит явление адгезии. При обработке же чугунов, вследствие наличия в их структуре таких твердых составляющих, как цементит и фосфиды, роль сил адгезии резко падает и, наоборот, возрастает значение абразивного износа.

Вообще говоря, значение вязкости истираемого металла сохраняется и при абразивном износе. Истирание с возрастанием вязкости при незначительном изменении остальных характеристик сопротивления деформации уменьшается*.

Однако, это верно при условии сохранения постоянного давления между элементами трущейся пары. В процессе же резания инструмент и изделие условием постоянного давления не связаны, а связаны лишь условием отсутствия радиального перемещения между ними. При этом интенсивность износа будет определяться уже, главным образом, площадью контакта между инструментом и изделием, т. е. иначе говоря количеством абразивных режущих элементов чугуна, производящих одновременно соскабливание частичек инструмента.

В результате нагревания инструмента площадь контакта между ним и изделием изменяется.

Но размеры контакта плоскости (задние грани инструмента) с цилиндром (изделие), как показывает теоретическое исследование этого вопроса,¹⁸ изменяются обратно изменению упругих постоянных — модуля Юнга E и модуля сдвига G . Последние же, в отличие от таких характеристик, как временное сопротивление или относительное удлинение с изменением температуры, никаких колебаний не обнаруживают: по мере увеличения температуры имеет место их плавное падение¹⁸. В этом и находит свое объяснение систематическое плавное возрастание интенсивности износа при обработке чугунов с увеличением скорости резания.

Что касается влияния, которое на ход истирания инструментов оказывают (с момента их появления) структурные превращения в инструментальном материале, то здесь, по всей видимости, остаются в силе все рассуждения, которые были приведены выше применительно к обработке сталей. Момент появления структурных превращений при обработке чугунов на всех графиках обнаруживается весьма четко: кривая нарастания износа по мере увеличения скорости резания, вначале плавно поднимаясь, в некоторый момент терпит перелом, после чего начинает идти весьма круто вверх (см. фиг. 22).

XII. Как видим, температура, устанавливающаяся в процессе резания на режущих кромках инструмента, при обработке всех материалов, оказывает громадное влияние на интенсивность истирания инструмента, хотя причины столь существенной роли температуры различны при обработке

* Кузнецов, Бессонов и Пичеин, „Журнал прикладной физики“, 4 (1927), 21.

разных материалов и в разных зонах. В этом смысле свойства обрабатываемого материала на интенсивности истирания режущих инструментов сказываются, главным образом, постольку, поскольку они (свойства) влияют на возникающую в процессе резания температуру режущих кромок.

Но только ли таким образом свойства обрабатываемого материала влияют на стойкость режущих инструментов?

Если бы это было именно так, то графики зависимости интенсивности истирания от скорости резания, по крайней мере в пределах группы материалов, не имеющих в своей структуре устойчивых твердых включений, отличались бы друг от друга только лишь степенью растянутости вдоль оси абсцисс, так как при обработке материалов с разными механическими свойствами одинаковое увеличение скорости резания вызывает неодинаковое возрастание температуры: возрастание температуры с увеличением скорости резания идет тем быстрее, и, следовательно, кривая „интенсивность истирания — скорость резания“ будет тем более сжата, чем выше механические качества обрабатываемого материала.

При рассмотрении фиг. 23, где совмещены графики интенсивность истирания—скорость резания, при обработке сталей 20 и 50X действительно обнаруживается, что при достаточно близком совпадении общего хода кривых, кривая при обработке стали 50X сжата вдоль оси абсцисс по сравнению с кривой при обработке стали 20. Но указанное различие между кривыми оказывается не единственным: Легко видеть, что, наряду с этим, кривая при обработке стали 50X как бы приподнята вдоль оси ординат и в некоторых случаях повернута своим левым концом вниз по сравнению с кривой при обработке стали 20.

Такое явление следовало ожидать. В нем находят свое выражение естественный факт влияния на интенсивность износа удельного давления (помимо того влияния, которое оно оказывает на температуру режущих кромок) и различие в силах адгезии, возникающее при изменении одного из элементов трущейся пары.

Поэтому неправильно сводить сущность влияния свойств различных обрабатываемых материалов на интенсивность истирания режущих инструментов только к различию возникающих при их обработке температур на режущих кромках инструмента, так, как это делают некоторые авторы (например Рейхель и его последователи)*.

* Reichel, „Maschinenbau“, 1932, 22.

XIII. В свете изложенных данных разберем некоторые вопросы, связанные с зависимостью стойкости режущих инструментов от скорости резания (закон $T-V$).

1. Зависимость стойкости режущих инструментов от скорости резания является выражением зависимости интенсивности истирания от скорости резания.

Если иметь в виду, что в силу целого ряда причин конструктивного и технологического порядка различные режущие инструменты работают в сильно разнящихся друг от друга диапазонах скоростей резания и сечений стружек, а также учесть при этом вскрытый экспериментами ход зависимости интенсивности износа от скорости резания, то станет ясным, что для различных инструментов в законе $T-V$, представляемом обычно формулой вида

$$T \cong \frac{c}{v^n} \quad (8)$$

показатели степени n при скорости резания должны быть различными. По этим же причинам коэффициенты должны быть различными и для одного и того же режущего инструмента, если диапазон скоростей и сечений стружек, применяемых при работе этим инструментом, окажется достаточно широким.

2. В том случае, когда критерием затупления является не истирание режущих кромок, а разрушение по передней грани, показатель n в законе $T-V$ увеличивается. Связано это с тем, что (как выше было установлено) по мере увеличения скорости резания уменьшается величина истирания по задней грани, соответствующая моменту разрушения инструмента вследствие истирания по передней грани. Однако, если условиться принимать за критерий затупления все-таки истирание по задним граням, то получится, что стойкость инструмента с увеличением скорости резания здесь будет уменьшаться уже не только в связи с увеличением интенсивности истирания, но также и вследствие уменьшения „допустимой“ величины этого истирания. Ясно, что при этом зависимость $T-V$ пойдет круче.

3. Интенсивность истирания при изменении режимов резания изменяется, главным образом, потому, что с изменением режимов резания изменяется температура режущих кромок инструмента.

Однако, эта причина является главной, но не единственной. В своем месте мы уже указывали, что как при изменении скорости резания, так и при изменении подачи изменяется величина деформаций обработанной поверхности в местах, примыкающих к задней грани инструмента, причем

эти деформации увеличиваются по мере уменьшения подачи и скорости резания. В связи с этим при одной и той же температуре износ режущих кромок окажется тем меньше, чем больше подача и скорость резания и, наоборот, — будет тем больше, чем меньше подача и скорость резания.

Но какой из факторов оказывает более сильное действие на интенсивность истирания: уменьшение ли подачи или уменьшение скорости резания? Оказывается, что определенный ответ на этот вопрос дать нельзя.

На фиг. 19 показаны графики — интенсивность истирания — скорость резания при обработке стали 20 различными быстрорежущими сталями при двух сечениях стружки:

$$t \times s = 0,2 \times 0,4 \text{ мм}^2 \text{ и } t \times s = 0,4 \times 0,8 \text{ мм}^2.$$

Из этих графиков следует, что абсолютные минимумы истирания (которые соответствуют в обоих случаях одной и той же температуре на режущих кромках инструмента) оказываются неодинаковыми: при подаче 0,8 мм/об и соответственно скорости резания $V=65$ м/мин истирание оказывается меньше, нежели при подаче 0,4 мм/об и соответственно скорости $V=115$ м/мин. Иначе говоря, в данном случае влияние увеличения подачи, вызывающее уменьшение деформации обработанной поверхности, оказывается большим, чем влияние уменьшения скорости резания, вызывающее увеличение деформаций обработанной поверхности.

Однако, степень влияния скорости резания на деформацию обработанной поверхности не может быть одинаковой в различных диапазонах ее (скорости резания) изменения.

Скорость резания следует рассматривать, как скорость приложения нагрузки при одном из видов деформирования материалов.

По Кузнецову и Большаниной¹⁸ характер деформирования твердых тел под нагрузкой определяется соотношением трех параметров: скорости деформации V_d , скорости упрочнения металла при пластической деформации V_u и скорости „отдыха“ металла (т. е. возвращения его первоначальных свойств) V_o .*

В тех случаях, когда скорость отдыха V_o превосходит скорость упрочнения V_u , материал (металл) деформируется без увеличения действующих на него усилий, т. е. ведет себя как тело вполне пластичное. По мере же увеличения V_u по сравнению с V_o , пластические свойства тела умень-

* Аналогичного понимания придерживается и Н. Н. Давиденков.

шаются и в крайнем случае при $\frac{V\sigma}{V_y} \rightarrow 0$ оно становится хрупким.

Влияние скорости деформации V_d на поведение тела под нагрузкой подобно влиянию скорости упрочнения V_y ; по мере увеличения V_d способность тела к пластической деформации уменьшается, так как скорость возрастания напряжения увеличивается по сравнению со скоростью отрыва.

В крайнем случае, когда скорость возрастания напряжения сказывается значительно больше скорости отрыва, разрушение тела может наступить без заметной предварительной пластической деформации.

Наглядным примером влияния скорости деформации на поведение тел под нагрузкой являются смолистые пеки: дегтярная палочка при условии достаточного срока времени дает значительный прогиб между опорами под влиянием собственного веса (т. е. ведет себя как тело вполне пластичное), между тем от удара молотка она разлетается вдребезги.

Экспериментальные данные, которые бы характеризовали, в какой степени с увеличением скорости приложения нагрузки уменьшается величина деформации, предшествующая разрушению металлов в диапазоне изменения скоростей деформаций, близких к скоростям резания (т. е. при скоростях деформации порядка $10^3 \div 10^{13}$ 1/сек), пока отсутствуют. Но в то же время хорошо известны опыты Людвига¹⁸ с оловом, Зибеля и Помпа со сталями, медью и свинцом, в которых устанавливается возрастание сопротивлений деформациям, по мере увеличения скорости приложения нагрузки, причем особенно быстро растет предел текучести материалов. Как Людвиг, так и Зибель и Помп особо отмечают, что влияние скорости деформации на сопротивления деформациям оказывается тем больше, чем меньше абсолютные значения самих скоростей деформаций. К таким же выводам пришли М. Большанина и К. Большанина в результате своих опытов над оловом. М. Большанина указывает¹⁹, что экспериментальные данные Людвига могут быть с достаточной точностью описаны формулой вида:

$$\sigma = \sigma_1 + blg(V + k), \quad (9)$$

где b и k — постоянные. Сама М. Большанина на основании теоретических соображений о сущности влияния скорости деформации на механические свойства металлов выводит уравнение:

$$\sigma = \sigma_0 \delta^{b - \frac{a}{\sigma}} \quad (10)$$

где δ — величина относительного удлинения; b и a — постоянные коэффициенты. Обе формулы свидетельствуют об уменьшении влияния скорости деформации на величину напряжений по мере увеличения абсолютных значений самих скоростей деформаций.

Связь между изменением характеристик сопротивления деформации и пластичностью металлов определяется следующими соображениями. Пластичность металла тем больше, чем больше разница между его пределом текучести σ_s и хрупкой прочностью δ_T .

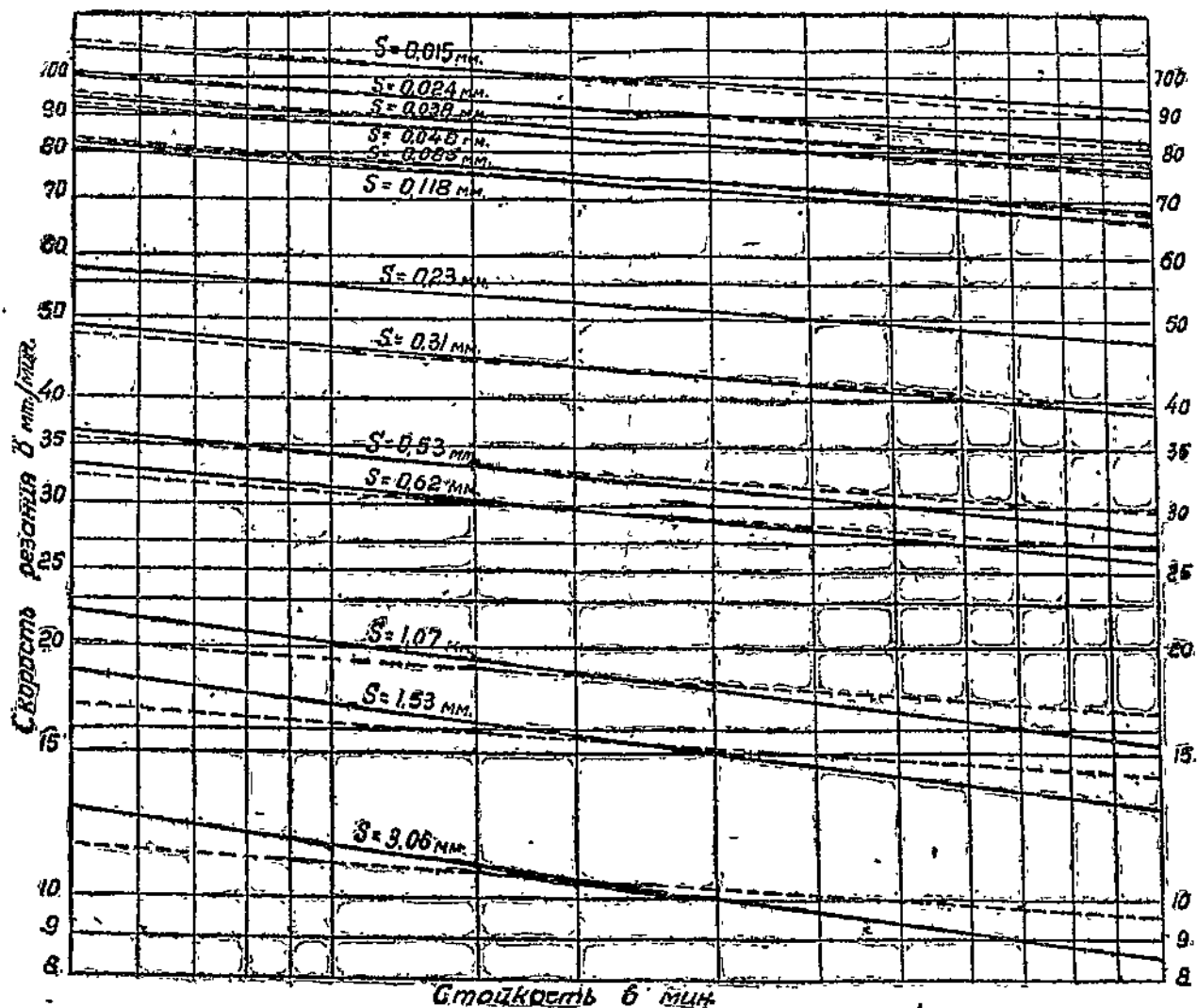
Хрупкая прочность δ_T является довольно инертной характеристикой материала, мало зависящей и от скорости и от температуры. Наоборот, предел текучести легко поддается воздействию и, в частности, как мы видим, растет при увеличении скорости деформирования. В связи с этим, пластичность металлов при увеличении скорости деформирования падает, причем так же, как и величина σ_s , быстрее при низких скоростях деформирования и, наоборот, медленнее при высоких скоростях деформирования.

Таким образом, констатированное выше положение о том, что увеличение деформаций вследствие уменьшения подачи оказывается более значительным, чем уменьшение деформаций вследствие увеличения скорости резания*, оказывается в известном смысле случайным, так как оно связано с абсолютными значениями сравниваемых скоростей резания; если бы сравнение производилось при других скоростях резания, то вывод мог бы оказаться иным и, в крайнем случае, при достаточно низких скоростях резания, прямопротивоположным.

Обратимся теперь к зависимости $T—V$ для двух различных подач s_1 и s_2 (см. фиг. 25), причем положим, что $s_1 > s_2$. Легко предугадать, что показатель n в этих зависимостях будет иметь неодинаковое значение. При больших подачах и, следовательно, меньших скоростях резания показатель n будет меньшим в связи с тем, что уменьшение стойкости, вследствие увеличения температуры режущих лезвий инструмента, по мере увеличения скорости резания, будет сдерживаться одновременным, достаточно быстрым, уменьшением деформаций обработанной поверхности. При меньших подачах и соответственно больших скоростях резания, роль последнего фактора уменьшается и зависимость $T—V$ должна идти более круто.

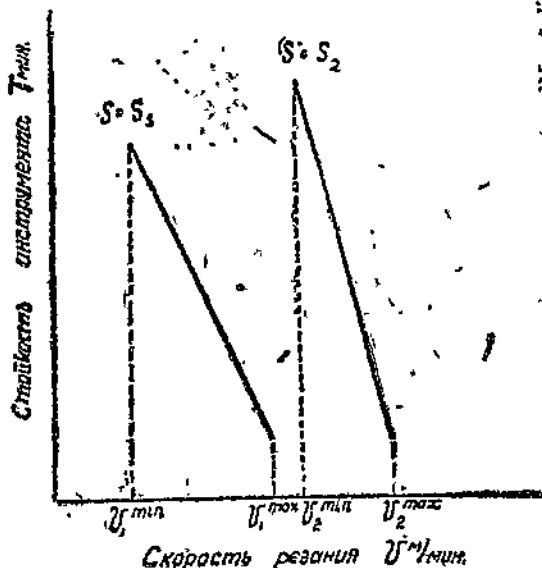
4. Если бы с изменением режимов резания стойкость ре-

* Конечно, все это в пределах, обусловленных сохранением неизменной стойкости режущего инструмента.



Фиг. 26. Зависимость $T - V$ при различных подачах: по экспериментальным данным (сплошная линия) и без учета изменения деформаций обработанной поверхности, в местах, примыкающих к задним граням, при изменении подачи и скорости резания (пунктирная линия).

жущих инструментов изменялась только вследствие того, что при этом меняется температура режущих кромок инструмента, то для разных сечений стружек мы имели бы систему параллельных линий $T-V$, отстоящих друг от друга лишь в той мере, в какой это необходимо для того, чтобы изменение температуры режущих кромок, вызванное изменением сечения стружки, было компенсировано соответствующим изменением скорости резания.



Фиг. 25. При меньшей подаче ($s_1 > s_2$) зависимость идет более круто.

В действительности же линии $T-V$ получают дополнительное параллельное смещение, вследствие влияния величины подачи на деформацию обработанной поверхности и, одновременно по-разному для каждого сечения стружки, поворачиваются вокруг точки, соответствующей предельно возможной при данном сечении стружки скорости резания, вследствие влияния (различного для различных диапазонов изменения скоростей резания) скоростей резания на деформацию обработанной поверхности.

Попробуем хотя бы приблизительно оценить степень искажения основной закономерности (т. е. изменения стойкости режущих инструментов вследствие изменения температуры режущих кромок инструмента при изменении режимов резания) дополнительными, превосходящими обстоятельствами, связанными с тем влиянием на стойкость режущих инструментов, которое оказывает изменение режимов резания (помимо вызываемого этим изменение температуры режущих кромок) на величину деформаций обработанной поверхности, в местах, примыкающих к задним граням инструмента.

Обратимся для этого к экспериментальным данным.

На фиг. 26 нанесены зависимости $T-V$, полученные Аваковым¹⁰ при изменении подач в диапазоне от 0,015 мм/об до 3,06 мм/об, т. е. более чем в 200 раз.

Повернем эти зависимости, например, вокруг точки, соответствующей стойкости инструмента 20 мин и направим их параллельно зависимости $T-V$, соответствующей подаче $s=0,23$ мм/об.

Таблица 6

Сравнение значений V_{00} фактических со значениями V_{00} без учета изменения величины деформаций обработанной поверхности

№№ п/п	Сечение стружки $t \times s$ мм ²	Значение V_{00} фактическое	Значение V_{00} предполагаемое	Отклонение в %
1	$2 \times 0,015$	96	93,5	-2,7
2	$2 \times 0,024$	87	85	-2,4
3	$2 \times 0,038$	81	79,5	-1,9
4	$2 \times 0,048$	78	76,8	-1,6
5	$2 \times 0,085$	71	70	-1,4
6	$2 \times 0,113$	67,5	67	-0,8
7	$2 \times 0,23$	48,5	48,5	0
8	$2 \times 0,31$	39	41	+4,9
9	$2 \times 0,53$	29	30,6	+5,2
10	$2 \times 0,62$	25,9	27,4	+5,5
11	$2 \times 1,07$	16,5	17,5	+5,7
12	$2 \times 1,53$	13,8	14,7	+6,2
13	$2 \times 3,06$	9,15	9,8	+6,6

Сравним теперь фактические значения V_{00} с теми (приблизительно) значениями, которые имели бы V_{00} в том случае, если бы отсутствовало влияние изменения режимов резания на степень деформации обработанной поверхности. Результаты сравнения приведены в таблице 6. Как видим, расхождение не превышает $\pm 6\% \div -3\%$.

Следовательно, с точностью, вполне достаточной для практики, можно считать, что режимы резания на стойкость режущих инструментов влияют лишь постольку, поскольку они влияют на температуру режущих кромок инструмента.

Соответственно этому, условие постоянной стойкости режущих инструментов можно формулировать как условие постоянной температуры режущих кромок инструмента.

ЗАКОН ПОСТОЯННОЙ СТОЙКОСТИ РЕЖУЩИХ
ИНСТРУМЕНТОВ

I. Скорость резания и составляющие сечения стружки (подача и глубина резания) являются совершенно самостоятельными параметрами процесса резания. Увязать их между собой можно только лишь путем наложения какого-либо дополнительного условия, например вида

$$\phi = f(v, s, t) = \text{const}, \quad (11)$$

где ϕ — величина, зависящая от каждого из названных параметров. В зависимости от того, какая из величин нами будет принята за ϕ , — стойкость ли инструмента, мощность ли, расходуемая на процесс резания, чистота ли поверхности обработки и т. д., — уравнение (11) может быть названо соответственно законом постоянной стойкости, законом постоянной мощности, законом постоянной чистоты поверхности обработки и т. д.

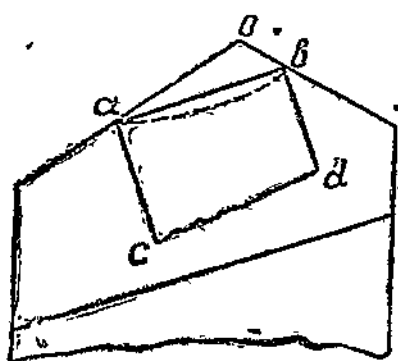
Практически наиболее важным является исследование закона постоянной стойкости режущих инструментов: именно этот закон лежит в основе теории выбора режимов резания.

Вслед за Гербертом принято полагать, что стойкость режущих инструментов, т. е. их способность противостоять истиранию в процессе резания, определяется температурой, устанавливающейся в данных условиях резания на их (режущих инструментов) кромках. Как было показано, такое допущение не связано со сколько-нибудь существенной ошибкой.

Автором было проведено исследование температурного поля режущих инструментов и на этом основании установлена зависимость температуры в максимально нагретой точке режущих кромок от составляющих режима резания — подачи, глубины резания и скорости резания⁸.

II. Области, через которые в процессе резания теплота поступает в режущий инструмент, являются (см. фиг. 27): режущие лезвия, трущиеся об обрабатываемый предмет (практически это всегда бывает некоторая площадка по задним граням) и участок передней грани, находящийся под стружкой. Такое расположение источников теплоты обязательно создает неравномерное распределение температуры вдоль режущих лезвий: максимально высокая температура будет находиться в точке O — вершине режущего угла.

Обозначим интенсивность подвода теплоты через единицу



Фиг. 27. Расположение источников теплоподвода к инструменту в процессе резания: oa —главное лезвие; ob —вспомогательное лезвие; $aobdc$ —площадь соприкосновения стружки с передней гранью инструмента.

Таким образом, задача установления зависимости температуры в точке O от составляющих сечения стружки сводится к исследованию изменений в условиях отвода тепла от точки O , вызываемых изменением длин a и b .

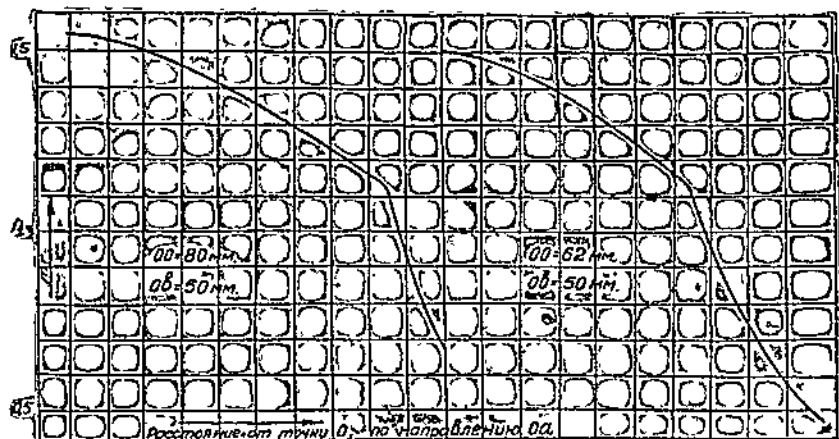
Последнее же приводит нас к необходимости исследования температурного поля массы инструмента и тех изменений, которые происходят в этом температурном поле при изменении длин a и b .

Проследим изменение температуры вдоль лезвий режущего инструмента.

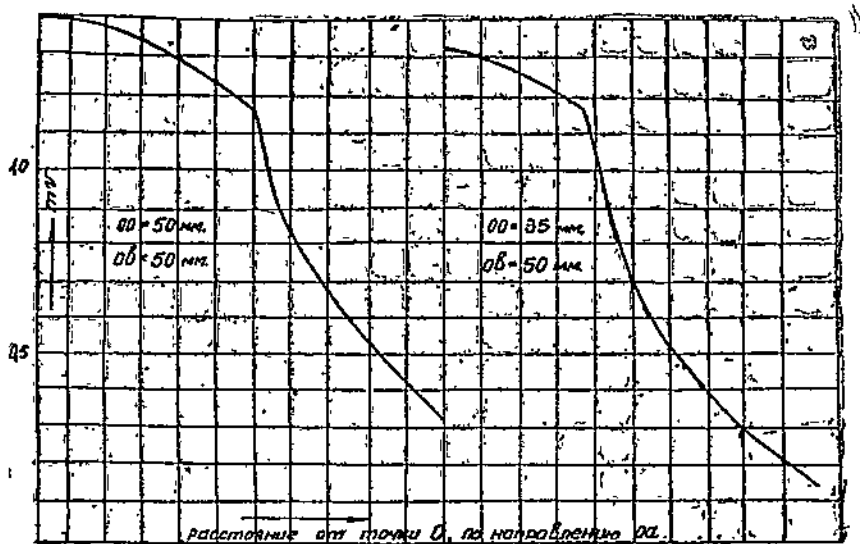
Оказывается, что если соответствующую зависимость представить графически в виде кривой, приняв за начальную точку вершину режущего угла—точку O , то обнаружится, что, при переходе от точек работающей части лезвий к точкам неработающей части, во всех случаях имеет место резкое падение температуры, чего не наблюдается ни тогда, когда мы находимся в пределах только рабочей части лезвий, ни тогда, когда мы находимся в пределах только нерабочей части лезвий. Аналогичная картина получается, если исследовать распределение температур не вдоль лезвий, но также и вдоль любого из направлений в плоскости передней грани. Именно: как только мы переходим за пределы области aob , соответствующая кривая, выражающая температуру в точке, лежащей вдоль выбранного направления, как функцию расстояния этой точки от максимально нагретой точки лезвий—носика O , терпит рез-

длины режущего лезвия буквой q , а интенсивность подвода теплоты через единицу площади передней грани, находящейся под стружкой, буквой p .

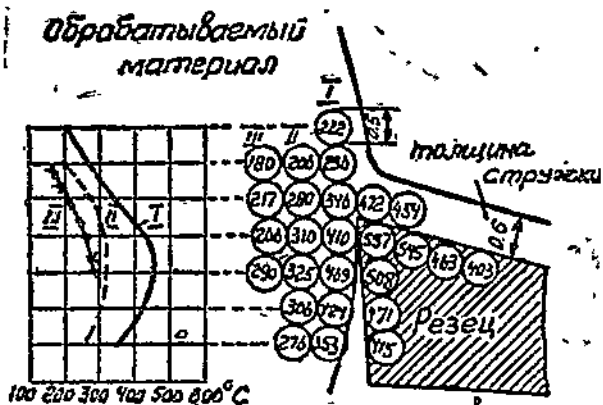
Изменение составляющих сечения стружки связано с изменением абсолютных величин длин работающих частей лезвий (длины a —главного лезвия и длины b —вспомогательного лезвия). Не вызывая значительного изменения величин p и q и, следовательно, не отражаясь существенно на условиях подвода тепла у точки O , изменение длин a и b изменяет, главным образом, условия отвода тепла от нее.



Фиг. 28. Распределение температуры вдоль работающих и неработающих частей лезвий (исследовано на моделях).

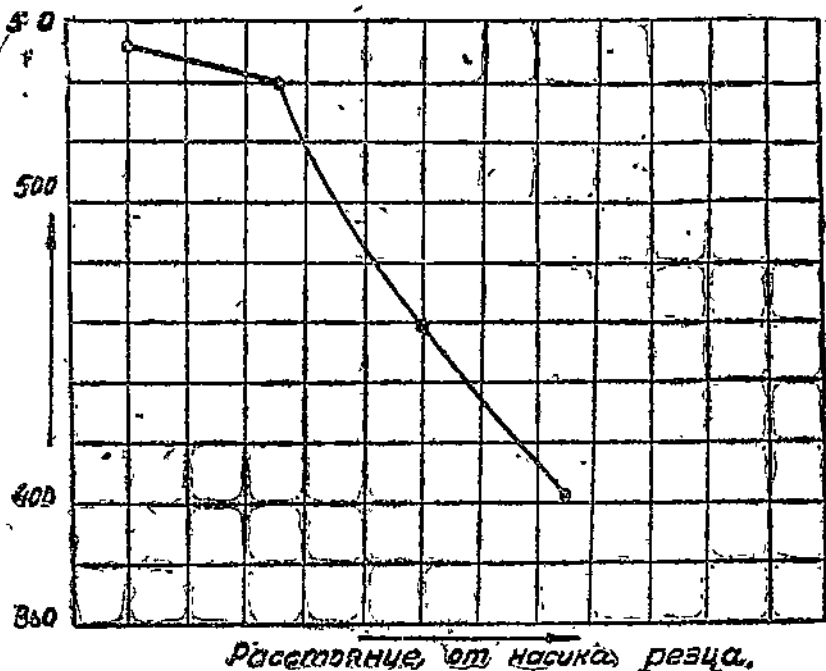


Фиг. 29. Распределение температур вдоль работающих и неработающих частей лезвий (исследовано на моделях).



Температурное поле при точении.

Фиг. 30а.



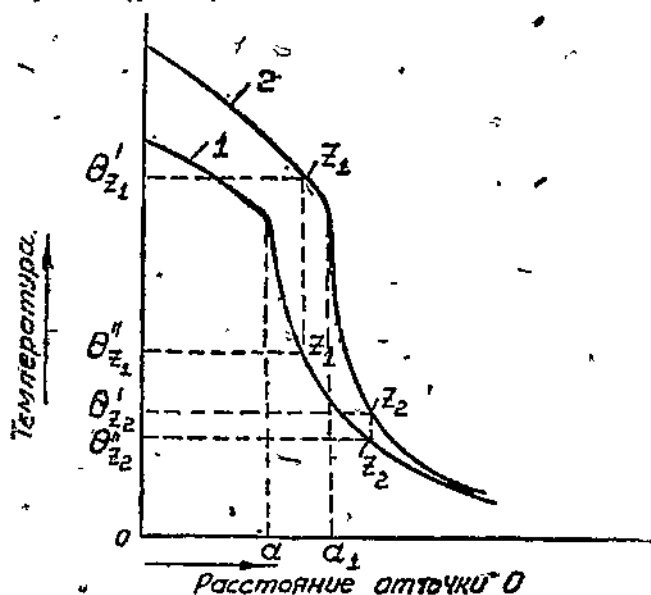
Фиг. 30б. Распределение температур вдоль передней грани инструмента (Крамер, исследовано методом Шверда).

кий перелом. Этот факт доказан нами в результате экспериментирования на соответствующих моделях, а также следует из работы Крамера*, исследовавшего методом Шверда температурные поля при тчении (см. фиг. 28—30).

Основываясь на этом факте, мы приходим к тому естественному заключению, что условия отвода тепла от точки O находятся в непосредственной зависимости от характера температурного поля и размеров области aob , так как за пределами этой области условия отвода тепла при изменении сечения стружки остаются приблизительно одинаковыми**. Область aob с целью упрощения всех последующих

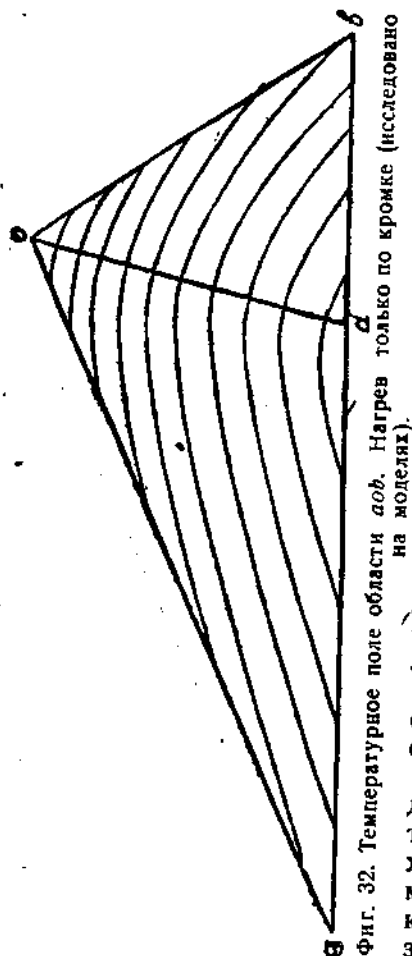
* См. Maschinenbau, 1939, 17—18.

** Действительно, обратимся к предлагаемому схематическому графическому построению (фиг. 31).



Фиг. 31.

Здесь кривая 1 показывает распределение температур вдоль лезвия, когда длина его рабочей части равна oa , кривая 2 — распределение температур вдоль лезвия, когда длина его рабочей части равна oa_1 . Легко видеть, что температура в некоторой точке Z_2 , находящейся в обоих случаях в пределах неработающей части лезвия, при увеличении длины рабочей части лезвия с oa на oa_1 изменилась незначительно, в то время как температура в точке Z_1 , которая, будучи в первом случае за пределами рабочей части, во втором случае оказывается точкой рабочей части лезвия, — изменилась весьма значительно.



Фиг. 32. Температурное поле области aob . Нагрев только по кромке (исследовано на моделях).

выкладок отождествляется с треугольником aob (фиг. 27).

Температурные поля площади треугольника aob для одной из комбинаций длин главного лезвия oa и вспомогательного ob , отдельно для случая нагрева только по режущим кромкам и отдельно для случая нагрева только по лунке, а также для случая одновременного нагрева по кромкам и по лунке показаны на фиг. 32 — 35.

Задача состоит в том, чтобы связать температуру максимально нагретой точки лезвия резца с размерами площади aob и с характером ее температурного поля, при различных комбинациях длин главного и вспомогательного лезвий.

Метод решения этого последнего вопроса вытекает из следующих общих положений.

Во всяком теле, не находящемся в состоянии полного теплового равновесия, происходит движение тепла. Для математической характеристики поля движения тепла пользуются вектором Q , называемым тепловым потоком. В теорию

тепла под тепловым потоком в какой-нибудь точке поля понимают вектор, направление которого совпадает с направлением движения тепла, а абсолютная величина выражает силу или интенсивность движения тепла.

Интенсивность движения тепла измеряется количеством тепла, проходящего за единицу времени через единицу поверхности, перпендикулярной в рассматриваемой точке к направлению движения тепла. В случае твердого тела, где тепло передается исключительно теплопроводностью, вектор теплового потока в данной точке совпадает по направлению с вектором градиента температуры. Количе-

ственно вектор теплового потока и вектор градиента связаны соотношением

$$Q = \lambda \text{grad } \Theta \quad (12)$$

где Q — тепловой поток, λ — коэффициент теплопроводности вещества, $\text{grad } \Theta$ — градиент температуры.

Уравнение (12) представляет собою основное уравнение теплопроводности и дает математическое выражение связи между полем теплового потока и температурным полем.

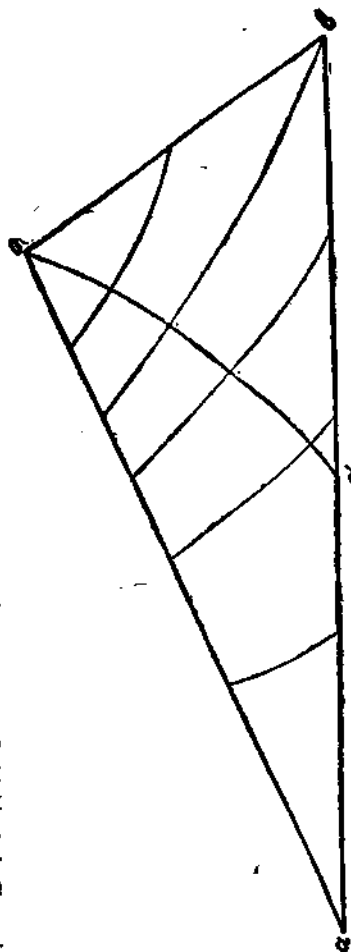
Температурное поле (семейство изотермических линий) в каждом отдельном случае выяснялось на основании специальных экспериментов. Направление же градиентов определяется семейством траекторий, ортогональных к изотермическим поверхностям (линиям).

Проведем из максимально нагретой точки одну из таких траекторий, ортогональных изотермическим линиям (см. фиг. 32 — 35). На всех рисунках эта траектория обозначена нами, как линия od .

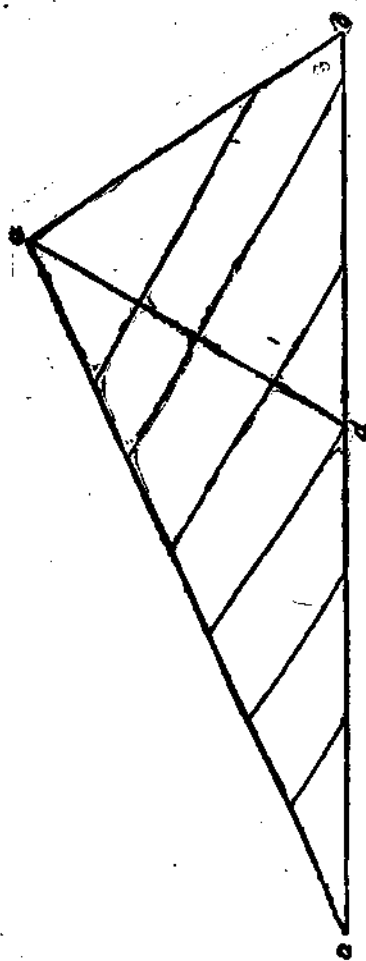
Из самого определения линий od следует, что касательная в каждой ее точке совпадает по направлению с градиентом температуры в этой точке, а так как вектор потока совпадает с вектором градиента, то, следовательно, линия od определяет направление потока тепла от максимально нагретой точки.

Длина же линии представляет собою как бы „путь“ теплового потока в площади aob .

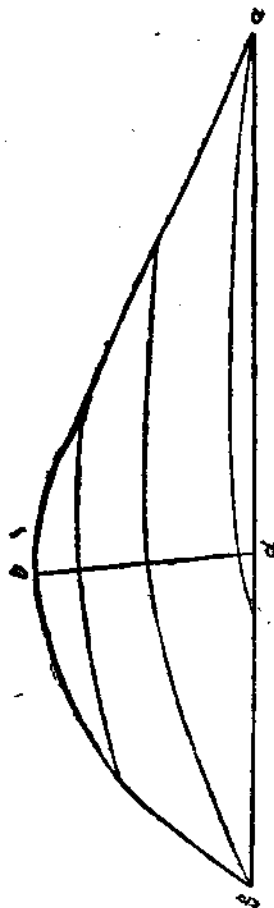
Между длиной линии od и температурой максимально нагретой точки O существует определенная математическая зависимость. Характер этой зависимости можно установить на основании наших экспериментальных данных.



Фиг. 33. Температурное поле области aob . Нагрев только по „лунке“ (исследования на моделях).



Фиг. 34. Температурное поле области *оаб*. Нагрев по „кромкам“ к нагреву по „лунке“ как 1:1 (исследовано на моделях).



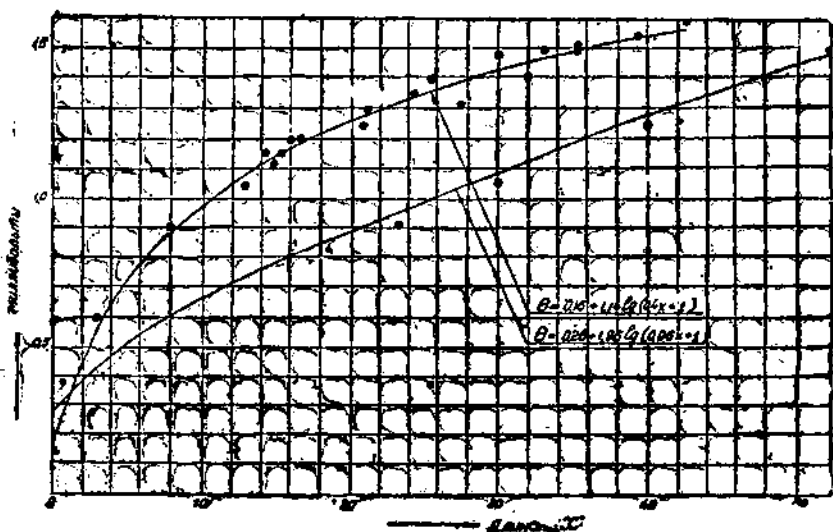
Фиг. 35. Температурное поле области *ооб'* — при наличии радиуса закругления. Нагрев только по „кромкам“ (исследовано на моделях).

На фиг. 36 построены графики в координатах: длина линии *од*, температура точки *О*. Кривая *а* построена на основании экспериментальных данных при нагреве только по „режущей кромке“, кривая *б* — на основании данных при нагреве только по „лунке“. Как график *а*, так и график *б* достаточно точно описываются формулой вида

$$\theta = b \lg(c_1 x + 1) + c_2 \quad (13)$$

или конкретно:

для графика *а*: $\theta = 0,16 + 1,14 \lg(0,4x + 1)$



Фиг. 36. Зависимость температуры в точке o от длины линии $od = x$.
Кривая А — нагрев только по „кромкам“, кривая В — нагрев только по „дну“.

для графика b : $\theta = 0,26 + 1,96 \lg (0,06x + 1)$

В этих формулах везде через x обозначена длина od .

Эмпирической формуле (13) можно дать и некоторое логическое обоснование.

Следует полагать, что приращение температуры в точке O пропорционально приращению длины x . Но здесь не может существовать закон прямой пропорциональности, так как далеко не безразлично, какой абсолютной величины x дано это приращение dx .

Одно и то же приращение dx вызовет тем большее приращение $d\theta$, чем меньше x . Однако, приращение обратно пропорционально не просто x , так как в этом случае при достаточно малом x любое приращение dx вызвало бы очень сильный рост температуры, что, как мы видели, не наблюдается, а обратно пропорционально $x + k$, где k — некоторая постоянная.

Таким образом мы получаем:

$$d\theta = \frac{b_1 dx}{k + x} \quad (14)$$

Записанное в дифференциальной форме уравнение (14) после его интегрирования дает:

$$\begin{aligned}\Theta &= b_1 \ln(x+k) + c = b_1 \left[\ln k \left(\frac{1}{k} x + 1 \right) \right] + c = \\ &= b_1 \left[\ln k + \ln \left(\frac{1}{k} x + 1 \right) \right] + c\end{aligned}$$

или

$$\Theta = b_1 \ln(c_1 x + 1) + c_2 \quad (14)$$

Здесь коэффициент c_1 определяется свойствами материала модели, а c_2 — интенсивностью подвода тепла к единице длины лезвия.

Уравнение (13) дает математическое выражение связи между температурой максимально нагретой точки и температурным полем площади aob .

Величина x определяется длинами $oa = a$ и $ob = b$ (см. фиг. 37).

$$x = \frac{ab \cdot \sin \varepsilon}{a \cdot \sin \varepsilon_1 + b \sin \varepsilon_2} \quad (15)$$

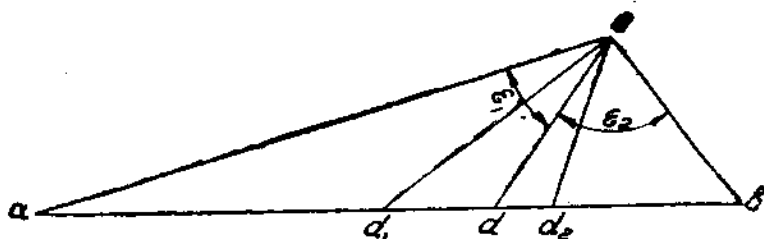
где ε — угол в плане при вершине.

В формулу (15) входят две величины — углы ε_1 и ε_2 . Углы эти определяют направление линии od и с изменением геометрии сечения стружки, а также геометрии резца, естественно, изменяются. Иначе говоря, как ε_1 , так и ε_2 сами являются функциями длин a и b , точнее отношения

$$m = \frac{a}{b}$$

С достаточной степенью точности ε_1 и ε_2 можно определить из соотношений

$$\left. \begin{aligned} \operatorname{ctg} \varepsilon_1 &= \frac{200m + 1}{100m + 101} \operatorname{csc} \varepsilon + \operatorname{ctg} \varepsilon \\ \varepsilon_1 + \varepsilon_2 &= \varepsilon \end{aligned} \right\} \quad (16)$$



Фиг. 37. od_1 — линия максимального теплопотока при нагреве только по „лунке“; od_2 — линия максимального теплопотока при нагреве только по „кромкам“. Линия od — при нагреве одновременно и по „кромкам“ и по „лунке“; ε_1 и ε_2 — углы, определяющие направление линии od в плоскости aob .

Уравнения (13)—(16) в основном решают поставленный выше вопрос о зависимости температуры в максимально нагретой точке от размеров и характера температурного поля области *aob*, т. е., в конечном счете, от длин главного и вспомогательного лезвий.

III. Для выяснения зависимости максимальной температуры на режущей кромке от элементов сечения стружки мы стали перед необходимостью экспериментального исследования условий отвода тепла от режущих лезвий при различных комбинациях главного и вспомогательного лезвий. Совсем иного подхода требует решение вопроса о влиянии на температуру режущих кромок изменения скорости резания.

В то время, как в результате изменения сечения стружки меняются преимущественно условия отвода тепла от максимально нагретой точки, и, главным образом, это, в данном случае, вызывает изменение максимальной температуры, — в результате изменения скорости резания, наоборот, изменяются как раз преимущественно условия подвода тепла к инструменту, так как изменение скорости резания с точки зрения протекания термических процессов означает собою, главным образом, лишь изменение минутной (секундной) работы трения. Вследствие этой принципиальной разницы в характере влияния сечения стружки и скорости резания на максимальную температуру режущей кромки, методы экспериментального исследования, совершенно не применимые в первом случае, т. е. при определении влияния сечения стружки, оказываются вполне применимыми во втором случае, т. е. при определении влияния скорости резания.

Действительно, при изменении сечения стружки условия отвода тепла от различных точек изменяются неодинаково, и, следовательно, нельзя судить о законе изменения максимальной температуры на основании замеров температуры в какой-то произвольно выбранной точке (метод Усачева) или на основании замеров средней температуры некоторой области на передней грани инструмента (метод Готтвейна-Герберта). Для этого, как мы видели, необходимо (и достаточно) изучить температурное поле площади *aob*.

Не так обстоит дело при изменении скорости резания. В этом случае изменение удельной работы трения для каждой из областей инструмента одинаково и прямо пропорционально скорости резания. Если допустить, что изменение скорости резания сопровождается одновременно еще

изменением величины внутренних деформаций в стружке и тем самым сказывается на условиях теплопередачи между стружкой и резцом, то это также в одинаковой мере относится ко всем точкам резца, соприкасающимся со стружкой.

Следовательно, условия подвода тепла при изменении скорости резания для всех точек инструмента, через которые подвод происходит, изменяются в полной мере одинаково. Так как ничто другое, кроме условий теплоподвода при изменении скорости резания, не меняется (конечно, если подходить к явлению только с точки зрения распространения тепла в режущем инструменте), а эти условия изменяются для всех точек одинаково, то оказывается вполне допустимым экспериментальное изучение зависимости температуры резания от скорости резания проводить как методом замера температуры в любой произвольно выбранной точке (метод Усачева), так и методом замера средней температуры (метод Готтвейна-Герберта).

К настоящему моменту известно большое количество экспериментальных работ, проведенных обоими методами. Выводы этих работ в части, касающейся влияния скорости резания на температуру резания, могут быть использованы, как мы видели, в полной мере.

В свое время мы привели относящиеся к этому вопросу экспериментальные данные и некоторые теоретические соображения²⁰. Тогда мы пришли к установлению (приближенной) зависимости вида:

$$\theta = L \sqrt{V} \quad (17)$$

причем в коэффициент L входят факторы: слагающие давления резания, температура предмета, температура стружки и некоторые другие величины, которые, принципиально рассуждая, с изменением скорости резания также изменяются.

Положив, тем не менее, что в определенных, достаточно узких, пределах коэффициент L от скорости резания не зависит, получим

$$\theta = C V^{0.5} \quad (18)$$

В формуле (18) остался неучтенным фактор теплопередачи между резцом и стружкой.

Если учесть этот фактор, то в общем виде зависимость температуры режущих кромок от скорости резания примет вид:

$$\theta = C_1 V^{0.5} \quad (19)$$

IV. На основании формул (13) и (19) устанавливается общая зависимость температуры в максимально нагретой точке режущих кромок от элементов режима резания — скорости резания, подачи и глубины резания:

$$\Theta = c_3 V^\mu [\lg(c_1 x + 1) + c_2'] \quad (20)$$

Каждый из входящих в у-ние (20) постоянных коэффициентов определяется каким-либо свойством или группой свойств обрабатываемого и инструментального материалов.

Коэффициент c зависит от размеров режущего инструмента.

Коэффициент c_1 зависит от теплопроводности материала инструмента.

Коэффициент c_2 зависит от интенсивности выделения тепла в процессе истирания данного инструментального материала данным обрабатываемым материалом, т. е. определяется какой-то комбинацией свойств обрабатываемого и инструментального материалов.

Коэффициент c_3 зависит от механических и физических свойств обрабатываемого материала, так же как и коэффициент c_2 , и от интенсивности выделения тепла в процессе истирания данного инструментального материала данным обрабатываемым материалом.

Коэффициент μ зависит от механических и физических свойств обрабатываемого материала.

V. Из у-ния (20) условие постоянной стойкости режущего инструмента получим, положив $\Theta = \text{const}$. При этом будем иметь

$$V = \frac{A}{[\lg(c_1 x + 1) + c_2'] \eta} \quad (21a)$$

где

$$A = \left(\frac{\Theta = \text{const}}{c_3 c} \right)^\mu; \quad c_2' = \frac{c_2}{c}; \quad \eta = 1/\mu$$

Одним из весьма удобных формальных свойств у-ния (21a) является то, что коэффициенту η может быть придано по усмотрению любое значение; при соответствующем подборе коэффициентов c_1 и c_2 ход зависимости ни в какой степени не изменится.

Практически наиболее удобным оказалось остановиться на значении $\eta = 2$. Тогда *

$$V = \frac{A}{[\lg(c_1 x + 1) + c_2]^2} \quad (21)$$

* Само собою разумеется, что, полагая произвольное значение коэффициента η , мы искажаем физический смысл коэффициентов c_1 и c_2 , однако, принимая $\eta = 2$ и памятуя, что при $\mu = 1/\eta = 1/2$, мы приходим к зависимости (18), следует считать, что искажение это не существенно велико.

Легко видеть, что коэффициент A характер зависимости скорости резания от элементов сечения стружки не определяет. Он влияет только лишь на абсолютные значения скоростей резания и, естественно, меняется как с изменением обрабатываемого материала, так и с изменением режущего инструмента.

Зависимость же между скоростью и сечением стружки, как таковая, определяется у-нием:

$$\frac{V}{A} = \left[\frac{1}{\lg(c_1 x + 1) + c_2} \right]^\eta \quad (22a)$$

или при $\eta = 2$

$$\frac{V}{A} = \left[\frac{1}{\lg(c_1 x + 1) + c_2} \right]^2 \quad (22)$$

VI. Формула (22) является единым законом постоянной стойкости, в равной степени применимым ко всем режущим инструментам, при всех условиях обработки металла резанием.

Этот вывод является прямым следствием всех изложенных нами выше теоретических соображений, здесь же мы докажем его справедливость непосредственными числовыми расчетами.

Предварительно укажем метод определения постоянных коэффициентов c_1 и c_2 , входящих в формулу (22) и несколько преобразуем формулы (15) и (16) с целью облегчения использования при расчетах соответствующих таблиц и графиков.

Для определения коэффициентов c_1 и c_2 необходимо знать скорости резания V_1, V_2, V_3 , соответствующие трем известным значениям характеристики резания — x_1, x_2, x_3 , тогда:

$$\left. \begin{aligned} c_2 \left(\sqrt{\frac{V_1}{V_2}} - 1 \right) &= \lg(c_1 x_2 + 1) - \sqrt{\frac{V_1}{V_2}} \cdot \lg(c_1 x + 1) \\ c_2 \left(\sqrt{\frac{V_1}{V_3}} - 1 \right) &= \lg(c_1 x_3 + 1) - \sqrt{\frac{V_1}{V_3}} \cdot \lg(c_1 x_1 + 1) \end{aligned} \right\} 23$$

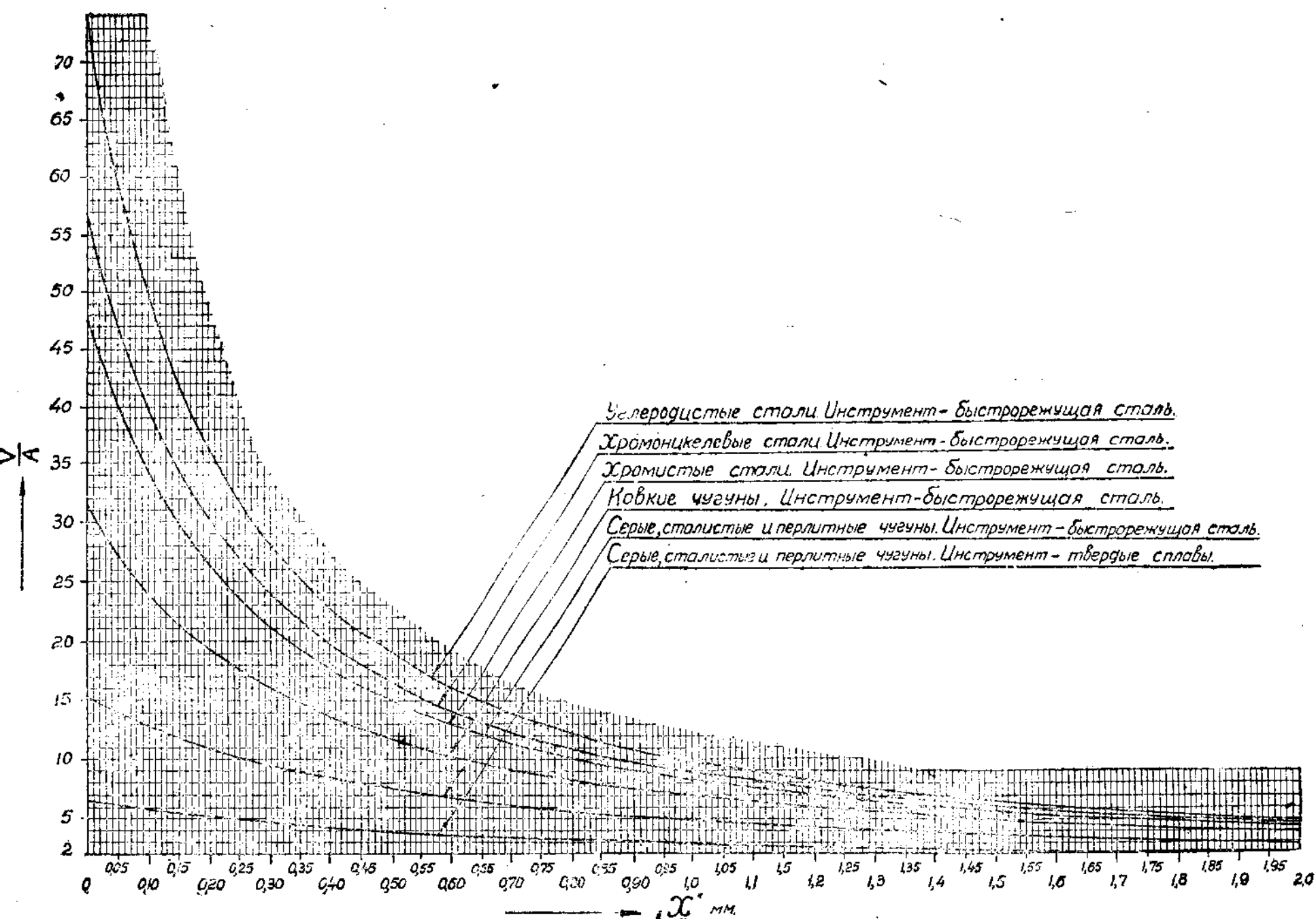
Решением этой системы двух у-ний с двумя неизвестными (что в данном случае возможно только методом попыток) и определяются коэффициенты c_1 и c_2 .

Величина m — отношение длины главного лезвия к вспомогательному — может быть вычислена по формуле:

$$m = \frac{a}{b} = \frac{t \cdot \sin \alpha}{s \cdot \sin^2 \varphi} = \beta \cdot \frac{t}{s} \quad (24)$$

здесь:

β — коэффициент формы инструмента, берется из таблицы 7;
 t — глубина резания (или величина, ей соответствующая)
 в мм;



Фиг. 38. Зависимость $\frac{V}{A} = \left[\frac{1}{\lg(c_1 x + 1) + c_2} \right]^2$ для различных групп обрабатываемых материалов.

Таблица 7

Значения коэффициента формы инструмента β .

$$\beta = \frac{\sin \varepsilon}{\sin^2 \varphi}$$

$\varepsilon^\circ \backslash \varphi^\circ$	55	60	70	80	90	100	110	120	130	140	150	160
5	108	114	124	130	132	130	124	114	101	85,0	66,0	45,0
10	27,0	28,5	31,0	33,0	33,0	32,5	31,0	28,5	25,5	21,5	16,5	11,5
15	12,0	13,0	14,0	14,5	15,0	14,5	14,0	13,0	11,5	9,55	7,50	5,10
20	7,00	7,40	8,05	8,40	8,55	8,40	8,05	7,5	6,55	5,50	4,30	2,95
25	4,60	4,85	5,30	5,55	5,60	5,55	5,30	4,82	4,30	3,60	2,80	1,90
30	3,30	3,45	3,75	3,92	4,00	3,95	3,75	3,50	3,05	2,55	2,00	1,35
35	2,50	2,60	2,90	3,00	3,00	2,95	2,85	2,60	2,30	1,95	1,55	0,9
40	1,90	2,10	2,30	2,40	2,40	2,40	2,30	2,10	1,85	1,50	1,20	0,83
45	1,65	1,75	1,90	1,95	2,00	1,95	1,90	1,75	1,55	1,25	1,00	0,70
50	1,40	1,50	1,60	1,70	1,70	1,70	1,60	1,45	1,30	1,10	0,85	0,60
55	1,20	1,30	1,40	1,45	1,50	1,45	1,40	1,35	1,15	0,95	0,95	0,50
60	1,1	1,15	1,25	1,30	1,35	1,30	1,30	1,15	1,0	0,85	0,65	0,45
65	1,05	1,10	1,15	1,20	1,20	1,20	1,15	1,05	0,95	0,80	0,60	0,40
70	0,95	1,0	1,10	1,15	1,15	1,10	1,05	1,00	0,85	0,65	0,55	0,40
75	0,90	0,95	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	0,95	0,80	0,65	0,55	0,35
80	0,85	0,90	1,00	1,00	1,05	1,00	0,95	0,90	0,80	0,65	0,50	0,35
85	0,85	0,90	0,95	1,00	1,00	1,00	0,95	0,90	0,80	0,65	0,50	0,35
90	0,80	0,85	0,95	1,00	1,00	1,00	0,95	0,85	0,75	0,65	0,50	0,35
100	0,75	0,90	1,00	1,05	1,05	1,05	1,00	0,90	0,80	0,65	0,50	0,35

s — подача (или величина, ей соответствующая) в мм/об.

Выражение для величины x — характеристики резания — преобразуется так:

$$x = \frac{a \cdot b \cdot \sin \varepsilon}{a \cdot \sin \varepsilon_1 + b \sin \varepsilon_2} = \frac{b \cdot \sin \varepsilon}{\sin \varepsilon_1 + 1/m \cdot \sin \varepsilon_2} = \frac{s \cdot \sin \varphi}{\sin \varepsilon_1 + 1/m \cdot \sin \varepsilon_2}$$

или

$$x = a \cdot s \cdot \sin \varphi \quad (25)$$

где a — коэффициент формы сечения стружки, — как функция ε и m , в соответствии с формулами (16), берется из таблицы 8.

В основе нижеследующих расчетов лежат, главным образом, цифровые данные, содержащиеся в «Справочниках по режимам резания» — при различных видах обработки металлов резанием, изданных в 1942 г. Бюро технических нормативов НКТП (ныне Бюро технических нормативов НКСС)²¹. Эти справочники фактически являются в большинстве случаев систематизированными протоколами результатов громадной экспериментальной работы, проведенной в период 1937—1941 гг. по Советскому Союзу во всех лабо-

Значения коэффициента формы сечения стружки $\alpha = \frac{\sin \varepsilon_1 + 1/m \sin \varepsilon_2}{1}$

m ε°	1	1,2	1,4	1,6	1,8	2,0	2,2	2,4	2,6	2,8	3,0	3,2	3,4	3,6	3,8	4,0	4,5	5,0	5,5	6	7	8	10	12	15	20	30	50	100	∞
55	1,08	1,12	1,30	1,40	1,48	1,54	1,60	1,65	1,70	1,76	1,80	1,85	1,90	1,94	2,00	2,03	2,11	2,18	2,24	2,30	2,40	2,48	2,60	2,68	2,70	2,91	3,03	3,10	3,19	3,25
60	1,00	1,11	1,20	1,26	1,33	1,37	1,44	1,50	1,54	1,60	1,65	1,69	1,73	1,77	1,81	1,86	1,93	2,01	2,07	2,13	2,22	2,30	2,40	2,49	2,59	2,71	2,81	2,84	2,87	3,00
70	0,81	0,92	1,00	1,08	1,16	1,22	1,27	1,30	1,36	1,40	1,45	1,49	1,52	1,56	1,60	1,64	1,70	1,77	1,81	1,87	1,96	2,00	2,10	2,17	2,25	2,34	2,46	2,55	2,59	2,70
80	0,78	0,85	0,93	1,0	1,05	1,10	1,15	1,25	1,32	1,36	1,40	1,43	1,46	1,49	1,51	1,53	1,58	1,62	1,66	1,69	1,75	1,80	1,88	1,95	2,03	2,13	2,22	2,28	2,35	2,41
90	0,70	0,75	0,82	0,87	0,94	1,0	1,05	1,10	1,15	1,18	1,22	1,25	1,28	1,30	1,33	1,35	1,39	1,44	1,48	1,52	1,59	1,65	1,74	1,81	1,89	1,97	2,04	2,11	2,17	2,24
100	0,65	0,73	0,78	0,84	0,89	0,92	0,97	1,01	1,05	1,08	1,11	1,15	1,18	1,20	1,23	1,25	1,32	1,36	1,41	1,45	1,51	1,56	1,65	1,71	1,78	1,84	1,91	1,98	2,03	2,09
110	0,61	0,67	0,74	0,80	0,85	0,90	0,94	0,98	1,01	1,05	1,07	1,10	1,13	1,15	1,17	1,19	1,25	1,29	1,33	1,36	1,43	1,48	1,57	1,64	1,70	1,76	1,85	1,91	1,92	2,03
120	0,58	0,64	0,69	0,75	0,79	0,84	0,89	0,93	0,96	0,99	1,02	1,05	1,08	1,10	1,13	1,15	1,21	1,25	1,29	1,33	1,40	1,46	1,54	1,60	1,67	1,74	1,82	1,89	1,93	2,00
130	0,55	0,61	0,67	0,73	0,78	0,82	0,87	0,91	0,95	0,98	1,01	1,04	1,07	1,10	1,12	1,14	1,20	1,25	1,29	1,33	1,40	1,46	1,55	1,62	1,70	1,77	1,85	1,93	1,98	2,03
140	0,53	0,59	0,65	0,70	0,76	0,80	0,85	0,90	0,94	0,98	1,01	1,05	1,08	1,11	1,14	1,17	1,24	1,29	1,35	1,39	1,46	1,52	1,62	1,69	1,77	1,85	1,94	2,01	2,07	2,16
150	0,52	0,58	0,65	0,71	0,77	0,82	0,88	0,93	0,97	1,02	1,06	1,11	1,15	1,19	1,23	1,26	1,34	1,41	1,47	1,52	1,61	1,69	1,81	1,89	1,98	2,10	2,26	2,36	2,40	2,45
160	0,51	0,58	0,67	0,75	0,85	0,91	1,00	1,08	1,17	1,25	1,33	1,40	1,47	1,54	1,60	1,67	1,78	1,85	1,92	1,98	2,07	2,16	2,30	2,42	2,57	2,74	2,88	3,03	3,12	3,23
170	0,50	0,6	0,80	1,00	1,15	1,32	1,47	1,62	1,77	1,90	2,04	2,17	2,28	2,39	2,49	2,59	2,82	3,03	3,20	3,34	3,60	3,80	4,12	4,36	4,63	4,88	5,15	5,40	5,62	5,74

раториях резания, под единым руководством Комиссии по резанию металлов, и поэтому в массе своей заслуживают серьезного доверия*.

Значения коэффициентов c_1 и c_2 в формулах типа (22) для каждой группы обрабатываемых материалов подсчитывались на основании данных, соответствующих наружной продольной обточке, так как эти данные наиболее основательно проработаны. Подсчеты коэффициентов c_1 и c_2 производились по у-ниям (23). Были получены следующие формулы:

А. При обработке инструментами из быстрорежущих сталей

$$\frac{V}{A} = \left[\frac{1}{\lg(0,6x + 1) + 0,116} \right]^2 \text{ д/углеродистых сталей} \quad (22y)$$

$$\frac{V}{A} = \left[\frac{1}{\lg(0,6x + 1) + 0,145} \right]^2 \text{ д/хромистых сталей} \quad (22x)$$

$$\frac{V}{A} = \left[\frac{1}{\lg(0,6x + 1) + 0,133} \right]^2 \text{ д/хромоникелевых сталей} \quad (22xn)$$

$$\frac{V}{A} = \left[\frac{1}{\lg(0,6x + 1) + 0,178} \right]^2 \text{ д/ковкого чугуна} \quad (22кч)$$

$$\frac{V}{A} = \left[\frac{1}{\lg(0,6x + 1) + 0,255} \right]^2 \text{ д/серого, перлитного и сталистого чугунов} \quad (22сч)$$

Б. При обработке инструментами, оснащенными твердыми сплавами

$$\frac{V}{A} = \left[\frac{1}{\lg(0,6x + 1) + 0,390} \right]^2 \text{ д/обработки серого чугуна} \quad (22сч.)$$

Для облегчения подсчетов по этим ф-лам составлена таблица 9 и график 38.

Эти формулы, каждая в своей группе, должны быть применимы для всех видов режущих инструментов.

1. Наружное продольное точение быстрорежущими сталями

По мере накопления экспериментальных данных становилось все более ясно, что ф-ла вида

$$V = \frac{C_v}{S^{x_v} \cdot f^{y_v}} \quad (26)$$

где x_v и y_v — постоянные показатели, не может, скольконбудь точно, отразить ход зависимости скорости резания от элементов сечения стружки при изменении подачи и глубины резания в достаточно широком диапазоне.

* Только в некоторых случаях, когда составители справочников не располагали достаточным экспериментальным материалом, были все-таки допущены существенные ошибки.

Таблица 9

Значения $\frac{V}{A}$ в зависимости от x при обработке различных материалов

Значение характери- стик резания x мм	Инструментальные материалы									
	Быстрорежущие стали									
	Группы обрабатываемых материалов									
	Углеродистые стали		Хромистые стали		Хромоникеле- вые стали		Ковкий чугун		Серый, перлит- ный и стали- стый чугуны	
	Значение коэффициента C_1 и C_2									
	C_1	C_2	C_1	C_2	C_1	C_2	C_1	C_2	C_1	C_2
0,6	0,118	0,6	0,145	0,6	0,133	0,6	0,178	0,6	0,255	
0,00	73,6		47,5		56,8		31,5		15,4	
0,01	70,4		45,9		54,7		30,5		15,1	
0,02	67,5		44,3		52,7		29,9		14,8	
0,03	65,0		42,8		50,8		29,0		14,5	
0,04	62,0		41,5		49,0		28,2		14,2	
0,05	59,8		40,2		47,3		27,5		13,9	
0,06	57,6		38,9		45,7		26,8		13,7	
0,07	55,3		37,7		44,2		26,0		13,4	
0,08	53,4		36,5		42,8		25,4		13,2	
0,09	51,6		35,5		41,3		24,8		12,9	
0,10	49,8		34,5		40,2		24,2		12,7	
0,11	48,0		33,5		38,9		23,7		12,5	
0,12	46,5		32,6		37,7		23,1		12,3	
0,13	44,8		31,7		36,6		22,5		12,1	
0,14	43,5		30,8		35,6		22,0		11,9	
0,15	42,2		30,0		34,6		21,5		11,7	
0,16	40,8		29,3		33,6		21,1		11,5	
0,18	38,5		27,8		31,8		20,2		11,2	
0,20	36,4		26,5		30,2		19,4		10,8	
0,22	34,4		25,3		28,8		18,6		10,5	
0,25	31,8		23,6		26,9		17,5		10,0	
0,27	30,3		22,7		25,6		16,9		9,74	
0,30	28,2		21,3		23,9		16,0		9,38	
0,32	26,9		20,5		23,1		15,5		9,10	
0,35	25,2		19,3		21,6		14,7		8,75	
0,37	24,1		18,6		20,8		14,2		8,55	
0,40	22,7		17,6		19,6		13,1		8,22	
0,45	20,6		16,2		17,9		12,6		7,77	
0,50	18,9		14,9		16,4		11,7		7,35	
0,55	17,3		13,8		15,2		11,0		6,96	
0,60	16,0		12,9		14,1		10,3		6,62	
0,65	14,9		12,1		13,1		9,70		6,30	
0,70	13,8		11,3		12,3		9,15		6,00	
0,75	12,9		10,7		11,6		8,70		5,77	
0,80	12,2		10,1		10,9		8,24		5,53	
0,85	11,5		9,52		10,3		7,84		5,30	
0,90	10,8		9,00		9,75		7,47		5,10	
0,95	10,2		8,65		9,30		7,15		4,92	
1,00	9,72		8,20		8,82		6,84		4,74	
1,10	8,85		7,50		8,00		6,30		4,43	
1,20	8,10		6,90		7,70		5,84		4,15	
1,30	7,42		6,40		6,82		5,55		3,92	
1,40	6,90		5,95		6,33		5,19		3,70	
1,50	6,40		5,60		5,92		4,80		3,50	
1,60	6,00		5,23		5,54		4,52		3,34	
1,70	5,60		4,97		5,21		4,28		3,20	
1,80	5,30		4,66		4,90		4,06		3,05	
1,90	5,00		4,45		4,64		3,87		2,90	
2,00	4,75		4,21		4,43		3,70		2,80	
2,10	4,52		4,00		4,22		3,40		2,70	
2,20	4,30		4,85		4,03		3,53		2,60	
2,30	4,14		3,67		3,85		3,25		2,50	
2,40	3,94		3,53		3,70		3,13		2,42	
2,50	3,80		3,40		3,58		3,00		2,35	

В связи с этим в сборнике „Режимы резания при работе резцами из малолегированной быстрорежущей стали“ для наружного продольного точения дается уже по пяти формул для обработки сталей и ковких чугунов и по две формулы для обработки серых, сталистых и перлитных чугунов. Сводка этих формул приводится в таблице 10, откуда видно, что отличаются они друг от друга величиной постоянных коэффициентов, оказывающихся различными для различных диапазонов изменения элементов сечения стружки.

Для удобства в таблице 11 приведены данные, подобные данным таблицы 10, но уже применительно к формулам вида (22). Здесь значения постоянных коэффициентов остаются неизменными для всего диапазона изменения элементов сечения стружки.

Сравнение результатов расчетов с одной стороны по эмпирическим формулам Комиссии по резанию, а с другой — по ф-ле типа (22), для 15 различных сечений стружек, охватывающих достаточно широкий диапазон глубин резания и подач, приведены в таблицах 12—15.

Величины характеристики резания x подсчитывались по ф-ле (25). Углы резцов в плане принимались $\varphi = 45^\circ$;

$$\epsilon = 125^\circ; \varphi^1 = 10^\circ.$$

Примеры подсчетов величины x

$$a) s = 0,25 \text{ мм/об.}; t = 1 \text{ мм.}$$

Из таблицы 7 определяем, что при $\varphi = 45^\circ$ и $\epsilon = 125^\circ$ коэффициент β равен 1,65, поэтому

$$m = 1,65 \frac{t}{s} = 1,65 \frac{1}{0,25} \approx 6,5.$$

По известным m и ϵ из таблицы 8 определяем величину коэффициента α :

$$\alpha \approx 1,36.$$

Тогда

$$x = \alpha \cdot s \cdot \sin \varphi = 1,36 \cdot 0,25 \cdot 0,71 = 0,242 \text{ мм.}$$

$$б) s = 1 \text{ мм/об.}; t = 8 \text{ мм.}$$

$$m = 1,65 \frac{8}{1} \approx 13.$$

Из таблицы 8 определяем α :

$$\alpha = 1,63.$$

Тогда

$$x = 1,63 \cdot 1 \cdot 0,71 = 1,16 \text{ мм}$$

и т. д.

Значения постоянных, входящих в формулу (26) при обработке сталец и чугунов резцами из быстрорежущей стали ЭИ - 184

Значения постоянных, входящих в формулу (22), при обработке стальной и чугунов резцами
из быстрорежущей стали ЭИ-184

Таблица 11

из оыстрорежушей стали ЭИ-184

Обозначения постоянных	Пределы пользования ния по S и t	Марки сталей по ГОСТ										Ковкий чугун				Чугун			
																Серия			Перлитный
		Марки сталей по SAE														Сталистый			
		1010	1020	1035	1045	5120	5140	3120	3140	3340									
A	Для всех значений	св кг/мм										НВр				НВр			0,225
		40	45	60	70	45	70	50	70	75	120	150	180	140	160	180	120		
		4,40	3,70	2,40	1,90	4,02	2,07	2,90	1,75	1,58	4,85	3,40	2,54	5,10	4,07	3,34	2,78		
		0,6																	
C ₁	C ₂	0,1165										0,145				0,178			0,225

Таблица 12
 Расчеты скоростей резания при точении стали 35 резцами из быстрорежущей стали ЭИ-184 по формулам
 "Комиссии по резанию" и автора. Стойкость $T = 60$ мин; угол в плане $\varphi = 45^\circ$

№ п.п.	Подана С м/об. Таблица 12	Скорость резания в м/мин из формул					Характер резания	Скорость резания в м/мин из ф-лы $V = 2,4 \left[\lg(0,6x + 1) + 0,116 \right]^2$
		$V = \frac{36,1}{\rho, 26 \cdot s^{0,66}}$	$V = \frac{47,5}{\rho, 26 \cdot s^{0,66}}$	$V = \frac{36,1}{\rho, 18 \cdot s^{0,66}}$	$V = \frac{47,5}{\rho, 18 \cdot s^{0,66}}$	$V = \frac{55,8}{\rho, 18 \cdot s^{0,66}}$		
1	0,10; 0,25	—	—	—	—	130,8	0,08	128
2	0,15; 0,25	—	—	—	—	117,3	0,10	119,5
3	0,15; 0,5	—	—	—	—	103,5	0,135	106
4	0,25; 0,5	—	—	—	88,6	—	0,182	91,7
5	0,25; 1,0	—	—	—	78,2	—	0,242	78,5
6	0,5; 1,0	—	—	57	—	—	0,368	58,2
7	0,4; 2	—	55,2	—	—	—	0,414	53
8	0,35; 4	—	48,3	—	—	—	0,430	51,4
9	0,45; 4	42,7	—	—	—	—	0,532	42,7
10	0,8; 2	34,9	—	—	—	—	0,648	35,8
11	0,55; 6	33,6	—	—	—	—	0,670	34,5
12	0,8; 4	29,2	—	—	—	—	0,830	28,1
13	0,8; 8	24,4	—	—	—	—	0,963	26,6
14	1; 6	22,7	—	—	—	—	1,08	23,2
15	1,4; 8	16,8	—	—	—	—	1,50	15,5

Расчеты скоростей резания при точении стали 40X резаками из быстрорежущей стали ЭИ-184 по формулам "Комиссии по резанию" и автора. Стойкость $T=60$ мин; угол в плане $\varphi=45^\circ$

№ п/п	Показатели	Скорость резания в м/мин из формул				Максимальная температура резания	Скорость резания в м/мин из ф-лы
		$V = \frac{25,8}{\rho_{0,24} \cdot s_{0,56}}$	$V = \frac{32,1}{\rho_{0,24} \cdot s_{0,32}}$	$V = \frac{25,8}{\rho_{0,16} \cdot s_{0,56}}$	$V = \frac{32,1}{\rho_{0,16} \cdot s_{0,32}}$	$V = \frac{36,5}{\rho_{0,16} \cdot s_{0,24}}$	$V = 2,07 \left[\lg(0,6x + 1) + 0,145 \right]$
1	0,10; 0,25	—	—	—	—	79,2	75,5
2	0,15; 0,25	—	—	—	—	71,8	71,4
3	0,15; 0,5	—	—	—	—	64,3	64,7
4	0,25; 0,5	—	—	—	55,9	—	57,3
5	0,25; 1	—	—	—	50,0	—	49,9
6	0,5; 1	—	—	38,0	—	—	38,5
7	0,4; 2	—	36,4	—	—	—	35,6
8	0,35; 4	—	32,2	—	—	—	34,6
9	0,45; 4	29,0	—	—	—	—	29,4
10	0,8; 2	24,7	—	—	—	—	25,0
11	0,55; 6	23,4	—	—	—	—	24,3
12	0,8; 4	21,0	—	—	—	—	20,1
13	0,8; 8	17,7	—	—	—	—	17,6
14	1; 6	16,8	—	—	—	—	16,9
15	1,4; 8	13,0	—	—	—	—	11,6

Расчеты скоростей резания при точении ковкого чугуна НВr=150 резцами из быстрорежущей стали ЭИ-184 по ф-лам „Комиссии по резанию“ и автора. Стойкость $T=60$ мин.; угол в плане $\varphi=45^\circ$

№ п/п	Площадь в мм/по. таблица ре- зания t мм	Скорость резания в м/мин. из формул				Характер- истики резания мм	Скорость резания в м/мин. из ф-лы $V=3,39 \left[\lg(0,6x+1) + 0,178 \right]^{1,2}$
		$V = \frac{33,3}{t^{0,2} \cdot s^{0,5}}$	$V = \frac{40}{t^{0,2} \cdot s^{0,5}}$	$V = \frac{33,3}{t^{0,16} \cdot s^{0,5}}$	$V = \frac{40}{t^{0,16} \cdot s^{0,3}}$		
1	0,10; 0,25	—	—	—	—	0,08	86,0
2	0,15; 0,25	—	—	—	—	0,10	82,0
3	0,15; 0,5	—	—	—	—	0,135	75,5
4	0,25; 0,5	—	—	—	67,7	0,182	67,7
5	0,25; 1	—	—	—	60,8	0,242	60,5
6	0,5; 1	—	—	47,1	—	0,368	48,4
7	0,4; 2	—	45,8	—	—	0,414	44,9
8	0,35; 4	—	41,5	—	—	0,430	43,7
9	0,45; 4	37,6	—	—	—	0,532	38,0
10	0,8; 2	32,6	—	—	—	0,648	33,0
11	0,55; 6	31,3	—	—	—	0,670	32,2
12	0,8; 4	28,2	—	—	—	0,830	27,2
13	0,8; 8	24,5	—	—	—	0,963	24,0
14	1,0; 6	23,3	—	—	—	1,08	23,1
15	1,4; 8	18,6	—	—	—	1,50	16,3

2. Наружное продольное точение чугуна резцами, оснащенными твердыми сплавами

В сборнике „Режимы резания при обработке чугуна резцами, оснащенными твердыми сплавами“ даются две эмпирические формулы вида (26) для расчетов режимов резания: одна — для чистовой обработки и другая — для черновой обработки. Значения постоянных, входящих в эти формулы, приводятся в таблице (16):

Таблица 16

Значения постоянных, входящих в формулу (26) при обработке чугунов различной твердости резцами, оснащенными твердыми сплавами

Твердость по Бринеллю НБр	Чистовая обработка			Черновая обработка		
	C_0	x	y	C_0	x	y
140	125,6	0,43	0,2	111,1	0,2	0,4
160	99,4	0,43	0,2	88,0	0,2	0,4
180	80,9	0,43	0,2	71,6	0,2	0,4
200	67,3	0,43	0,2	59,5	0,2	0,4
220	56,9	0,43	0,2	50,4	0,2	0,4
240	48,9	0,43	0,2	43,3	0,2	0,4

Пределы пользования формулой

Чистовая обработка

$t = 0,5 - 3,0$ мм.

Черновая обработка

$t = 1,5 - 12$ мм.

$s = 0,15 - 0,5$ для $t = 0,5$; $s = 0,46 - 1,0$ для $t = 1,5$

$s = 0,15 - 0,54$ для $t = 1,0$; $s = 0,44 - 1,5$ для $t = 2,0$

$s = 0,15 - 0,46$ для $t = 1,5$; $s = 0,37 - 2,0$ для $t = 3,0$

$s = 0,15 - 0,44$ для $t = 2,0$; $s = 0,35 - 2,0$ для $t = 4,0$

$s = 0,15 - 0,37$ для $t = 3,0$; $s = 0,3 - 2,0$ для $t > 5,0$

Таблица 17

Значения постоянных в формуле (22) при обработке чугунов различной твердости твердыми сплавами РЭ-8

Условные обозначения постоянных	Пределы пользования по s и t	Твердость по Бринеллю НБр					
		140	160	180	200	220	240
A	Для всех значений s и t	37,6	29,8	24,2	20,5	17,0	14,6
C_1		0,6					
C_2		0,390					

Для сравнения в таблице 17 приводятся значения постоянных в ф-ле вида (22). Результаты расчетов по ф-лам (26) и (22) для 15 различных сечений стружек, охватывающих достаточно широкий диапазон глубин резания и подач, см. в таблице 18.

Характеристика резания подсчитывалась по ф-ле (25). Углы резцов в плане принимались

$$\varphi = 90^\circ; \alpha = 80^\circ; \varphi^1 = 10^\circ$$

Примеры подсчетов величины x .

а) Дано $s = 0,25$ мм/об.; $t = 1$ мм
при $\epsilon = 80^\circ$ и $\varphi = 90^\circ$ коэффициент $\beta \approx 1,0$.
Поэтому

$$m = \frac{t}{s} = \frac{1}{0,25} = 4.$$

По известным m и ϵ из таблицы 8 определяем, что коэффициент $\alpha = 1,30$.

Поэтому

$$x = \alpha \cdot s \cdot \sin \varphi = 1,30 \cdot 0,25 \cdot 1 = 0,325 \text{ мм.}$$

$$б) s = 1 \text{ мм/об.}; t = 8 \text{ мм}; m = \frac{8}{1} = 8.$$

Коэффициент α (из таблицы 8) = 1,38.

Тогда

$$x = 1,38 \cdot 1 \cdot 1 = 1,38 \text{ мм и т. д.}$$

Таблица 18

Расчеты скоростей резания при точении серого чугуна твердостью НВр = 140 резцами с пластинкой твердого сплава РЭ-8 по формулам «Комиссии по резанию» и автора. Стойкость резцов $T = 90$ мин. $\varphi = 90^\circ$

№ п/п	Подача s в мм/об.	Глубина резания t мм	Скорость резания из формулы:		Характеристика резания в мм	Скорость резания из формулы:	
			$V = \frac{125,6}{\epsilon^{0,43} s^{0,2}}$	$V = \frac{111,1}{\epsilon^{0,2} s^{0,4}}$		$V = 37,6 \cdot \left[\frac{1}{\lg(0,6x + 1) + 0,390} \right]^2$	м/мин.
1	0,15 ; 0,5		200,9	—	0,217		195,0
2	0,15 ; 1		183,6	—	0,260		188
3	0,25 ; 0,5		181,3	—	0,275		184
4	0,25 ; 1		165,7	—	0,382		167
5	0,40 ; 1		150,8	—	0,510		150
6	0,50 ; 2		137,8	—	0,646		136
7	0,50 ; 1		144,2	—	0,550		148
8	0,50 ; 2		—	127,5	0,765		127
9	0,50 ; 4		—	111,0	0,900		116,5
10	0,80 ; 2		—	105,6	1,06		108
11	0,80 ; 4		—	92	1,232		97,7
12	0,80 ; 6		—	84	1,425		89,5
13	1,5 ; 4		—	71,5	2,05		71,0
14	1,5 ; 6		—	66,0	2,30		65,7
15	1,5 ; 10		—	59,8	2,60		60,0

3. Точение широкими резцами с поперечной подачей.

Стойкостные зависимости при точении широкими резцами экспериментально исследовал А. И. Каширин²². Было показано, что ширина таких резцов на стойкость не влияет и что при обработке стали 40

$$V = \frac{7,0}{f_{0,00} \cdot s_{0,70}} \quad (26 \text{ ш. р.})$$

Сравнение результатов подсчетов по ф-ле (26 ш. р.) и ф-ле (22) приводятся в таблице 19.

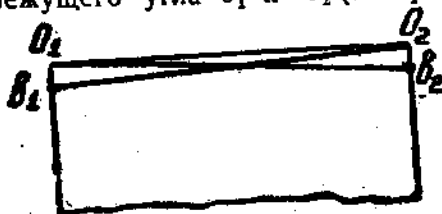
Таблица 19

Расчеты скоростей резания при обработке стали 40 широкими резцами из стали Р с поперечной подачей по формулам А. И. Каширина и автора. Стойкость резцов $T = 60$ мин.

ММ п/л.	Подача s мм/об.	Скорость резания из формулы: $V = \frac{7,0}{s_{0,7} f_{0,0}} \text{ м/мин.}$	Характери- стика резания x мм.	Скорость резания из формулы: $1,73 \cdot \left[\frac{1}{\lg(0,6x+1)+0,116} \right]^2 \text{ м/мин.}$
1	0,08	40,0	0,36	42,0
2	0,10	35,0	0,45	35,6
3	0,12	31,0	0,54	30,4
4	0,15	26,0	0,675	25,0

Формула (25) для определения величины характеристики резания при работе широкими резцами несколько модифицируется.

Широкие резцы, работающие с поперечной подачей, имеют две вспомогательные режущие кромки и соответственно две максимально нагретые точки на лезвиях, каждая из которых находится в вершине соответствующего режущего угла α_1 и α_2 (см. фиг. 39).



Фиг. 39. Температура в вершинах режущих углов α_1 и α_2 при изменении подачи изменяется как вследствие изменения b_1, α_1, α_2 так и вследствие изменения b_2, α_2, α_1 .

При изменении подачи, т. е., следовательно, величины вспомогательных лезвий, условия отвода от этих точек изменяются по двум причинам: вследствие изменения размеров области b_1, α_1, α_2 и вследствие изменения размеров области b_2, α_2, α_1 .

С достаточной для практики точностью это можно учесть, введя в ф-лу (25) коэффициент 2. Тогда

$$x = \frac{2 \cdot a \cdot b \sin \alpha}{a \sin \alpha_1 + b \sin \alpha_2} = \frac{2b \sin \alpha}{\sin \alpha_1 + b/a \sin \alpha_2}$$

Для широких резцов отношение величины главного лезвия к вспомогательному $\frac{a}{b}$ стремится к бесконечности, а угол в плане при вершине равен 90° . В связи с этим (см. таблицу 8)

$$a = \frac{1}{\sin \alpha_1 + b/a \sin \alpha_2} = 2,25$$

и

$$x = 4,5 s \quad (25a)$$

Примеры подсчетов величины x :

а) Подача $s = 0,1$ мм/об.

$$x = 4,5 \cdot 0,1 = 0,45 \text{ мм}$$

б) Подача $s = 0,15$ мм/об.

$$x = 4,5 \cdot 0,15 = 0,675 \text{ мм и т. д.}$$

4. Нарезание резьбы резьбовыми резцами.

В „Справочнике по режимам резания при нарезании резьбы“ приводится следующая ф-ла для черновых проходов при нарезании треугольной резьбы с шагом больше 2 мм по стали 45:

$$V = \frac{30}{s_0,25 \cdot s_1^{0,8} \cdot t_0,08} \quad (26 \text{ р. р.})$$

Здесь s — шаг резьбы в мм;

s_1 — подача резца на глубину в мм на 1 проход.

Сравнение результатов подсчетов по этой ф-ле и ф-ле (22) дается в таблице 20. Величина характеристики резания подсчитывается по ф-ле (25), принимая, что величина главного лезвия (которое практически изменяется от весьма малых значений при первом проходе до величины равной шагу s при последнем проходе) равна $s/2$, а величина вспомогательного лезвия равна s_1 .

Примеры подсчетов величины x :

$$a) s = 3 \text{ мм}; s_1 = 0,317 \text{ мм}; m = 1/2 \cdot \frac{s}{s_1} = 1/2 \cdot \frac{3}{0,317} = 4,75.$$

Коэффициент α (из таблицы 8) равен 1,97

$$x = \alpha \cdot b \sin \alpha = 1,97 \cdot 0,317 \cdot 0,87 = 0,545 \text{ мм.}$$

$$б) s = 6 \text{ мм}; s_1 = 0,423 \text{ мм.}$$

Таблица 20

Расчеты скоростей резания при нарезании резьбы резьбовыми резцами из стали Р по стали 45 по формулам „Комиссии по резанию“ и автора. Резьба метрическая ОСТ—32. Стойкость резцов $T=60$ мин.

№ п/п.	Шаг резьбы в мм, s_1 и радиальная по- дача в мм, s_2	Скорость резания из формулы: $V = \frac{21,6}{s_1^{0,25} \cdot s_2^{0,6}}$	Характеристика резания x мм.	Скорость резания из формулы: $V = 1,88 \cdot \left[\frac{1}{\lg(0,6x+1) + 0,116} \right]^2$ м/мин.
1	3,0; 0,317	32,7	0,525	33,8
2	4,0; 0,357	28,3	0,645	28,2
3	5,0; 0,394	25,3	0,740	24,4
4	6,0; 0,423	23,10	0,815	22,5

$$m = 1/2 \cdot \frac{6}{0,423} = 7,1.$$

$$\alpha = 2,22$$

$$x = 2,22 \cdot 0,423 \cdot 0,87 = 0,815 \text{ мм и т. д.}$$

5. Сверление спиральными сверлами

В „Справочнике по режимам резания при обработке отверстий“ приводится следующая ф-ла для определения скорости резания при сверлении углеродистой стали $\sigma_b = 65$ кг/мм².

$$V = \frac{80 D^{0,4}}{T^{0,2} \cdot \sigma_b^{0,5}} \quad (26 \text{ с.с.})$$

Сравнение результатов подсчетов по этой ф-ле и по ф-ле (22) дается в таблице 21. При сверлении отношение величины главного лезвия к вспомогательному может быть принято, без существенной погрешности, равным бесконечности. При угле заострения сверла 118° , угол в плане $\varphi = 59^\circ$ и угол в плане при вершине $\varepsilon = 121^\circ$. Поэтому

$$x = \frac{1}{\sin \varepsilon_1} b \sin \varepsilon = \alpha \cdot b \cdot \sin \varepsilon = 2 \cdot 0,865 \cdot b = 1,73 b.$$

Эта формула была бы в данном случае верна, если бы условия резания в каждой точке главного лезвия оставались постоянными. В действительности это далеко не так. По мере удаления от периферии сверла и приближения к центру его (к перемычке) масса инструмента значительно уменьшается, передний угол приближается к нулю, задний угол сильно увеличивается, скорость резания стремится к нулю. Совокупное влияние этих факторов вызывает отклонение направления линии максимального теплоточка от

Таблица 21

Расчеты скоростей резания при обработке стали 45 ($\sigma_b = 55 \text{ кг/мм}^2$) спиральными сверлами из стали Р по ф-лам „Комиссии по резанию“ и автора.

I. Диаметр сверла $d = 16 \text{ мм}$. Стойкость $T = 12 \text{ мин}$.

№ п/п	Подача на оборот $s \text{ мм/об.}$	Скорость резания из формулы $V = \frac{17,2}{s^{0,5}} \text{ м/мин.}$	Характеристика резания $x \text{ мм.}$	Скорость резания из формулы: $V = 0,745 \left[\frac{1}{\lg(0,6x+1) + 0,1165} \right]^3 \text{ м/мин.}$
1	0,2	38,4	0,1	38,5
2	0,25	34,3	0,125	34,0
3	0,30	31,3	0,15	31,3
4	0,35	29,0	0,175	29,0
5	0,40	27,1	0,2	27,1

II. Диаметр сверла $d = 30 \text{ мм}$. Стойкость $T = 30 \text{ мин}$.

№ п/п	Подача на оборот $s \text{ мм/об.}$	Скорость резания из формулы $V = \frac{18,4}{s^{0,5}} \text{ м/мин.}$	Характеристика резания $x \text{ мм.}$	Скорость резания из формулы $V = 0,812 \left[\frac{1}{\lg(0,6x+1) + 0,116} \right]^3 \text{ м/мин.}$
1	0,3	33,6	0,15	34,2
2	0,4	29,0	0,20	29,6
3	0,5	26,0	0,25	25,9
4	0,6	23,7	0,30	22,9

того направления, которое принято в формуле (25), т. е., следовательно, меняет величину угла φ_1 .

Имея в виду, что сверла иногда настолько сильно истираются у перемычки, что появляется необходимость прекращения работы сверлом по этой причине, следует допустить существование у перемычки достаточно тяжелых условий работы и достаточно высоких температур.

Это означает, что направление максимального теплопотока от вершины режущего угла должно более отклониться от главной режущей кромки и более приблизиться к вспомогательной режущей кромке, чем это предусмотрено в ф-ле (25). Иначе говоря, угол α_1 должен быть большим, чем это было принято.

Соответствующие расчеты показывают, что величину характеристики резания для сверл можно считать по ф-ле

$$x = b,$$

или, имея в виду, что $b = s/2$

$$x = 0,5 s$$

(256)

Примеры подсчетов величины x :

а) $s=0,2$ мм/об; $x=0,5 \cdot 0,2=0,1$ мм.

б) $s=0,5$ мм/об. $x=0,5 \cdot 0,5=0,25$ мм.

6. Зенкерование

В „Справочнике по режимам резания при обработке от-верстий“ приводится следующая ф-ла для определения ско-рости резания при зенкеровании углеродистой стали $\sigma_b = 65$ кг/мм² четырехперыми зенкерами:

$$V = \frac{18,4 \cdot D^{0,3}}{T^{0,3} \cdot s^{0,5} \cdot t^{0,2}} \quad (263)$$

Сравнение результатов подсчетов по этой ф-ле и по ф-ле (22) дается в таблице 22.

Таблица 22

Расчеты скоростей резания при обработке углеродистой стали $\sigma_b = 65$ кг/мм² четырехперыми зенкерами из стали Р по формулам „Комиссии по резанию“ и автора. Зенкера насадные. Стойкость $T=40$ мин. $D=30$ мм

№ п.п.	Подача на оборот s мм припуск на сторону t мм	Скорость резания из формулы: $V = \frac{15,4}{s^{0,5} \cdot t^{0,2}}$	Характери-стика резания x мм.	Скорость резания из формулы: $0,407 \left[\frac{1}{\lg(0,6x+1)+0,116} \right]^2$ м/мин.
1	0,6 : 2,0	15,1	0,188	15,2
2	0,8 : 2,0	12,8	0,244	13,10
3	1,0 : 2,0	11,7	0,279	12,0
4	1,2 : 2,0	10,6	0,328	10,8
5	1,6 : 2,0	9,2	0,410	9,0
6	2,0 : 2,0	8,4	0,474	8,10
7	0,8 : 1,0	15,0	0,205	15,0
8	1,0 : 1,0	13,4	0,247	13,3
9	1,2 : 1,0	12,2	0,263	12,5

Величина характеристики резания подсчитывается по ф-ле (25), принимая во внимание, что $b=s/4$. Углы в плане принимаются $\varphi=45^\circ$; $\epsilon=135^\circ$.

Примеры подсчетов величины x :

а) $s=0,6$ мм/об; $s/4=0,15$ мм/об; $t=2$.

Из таблицы 7 определяем, что $\beta=1,4$, тогда

$$m = 1,4 \cdot \frac{2}{0,15} \approx 18,7.$$

По известным m и a из таблицы 8 находим, что $a=1,80$, поэтому

$$x = 1,80 \cdot 0,15 \cdot 0,7 = 0,188 \text{ мм}$$

б) $s=0,8$ мм/об; $s/4=0,2$ мм/об; $t=1$;

$$m = 1,4 \cdot \frac{1}{0,2} = 7.$$

По известным m и ε находим, что $\alpha = 1,43$. Поэтому
 $x = 1,45 : 0,2 : 0,7 \approx 0,205$ мм.

7. Фрезерование торцевыми фрезами

Для определения скоростей резания при фрезеровании торцевыми фрезами углеродистой стали $\sigma_b = 65$ кг/мм² в „Справочнике по режимам резания на фрезерных станках“ приводятся следующие ф-лы:

для $s_x \geq 0,1$ мм.

$$V = \frac{85,5 D^{0,18}}{T^{0,21} \cdot s^{0,43} \cdot t^{0,07} \cdot Z^{0,06} \cdot B^{0,13}} \quad (26 \text{ ф.т.})$$

для $s_x < 0,1$ мм.

$$V = \frac{108,5 D^{0,18}}{T^{0,21} \cdot s^{0,23} \cdot t^{0,07} \cdot Z^{0,06} \cdot B^{0,13}}$$

Сравнение результатов расчетов по этим формулам [точнее — цифр, полученных при экспериментальном исследовании, проведенном Лариным²³, и лежащих в основе формул (26 ф. т.)] и по формуле (22) дается в таблице 23.

Таблица 23

Расчеты скоростей резания при обработке углеродистой стали 45 ($\sigma_b = 65$ кг/мм²) торцевыми фрезами из быстрорежущей стали марки Р по формулам „Комиссии по резанию“ (Ларина)^{*} и автора. Стойкость фрез $T = 180$ мин.; диаметр фрезы — 150 мм. Число зубьев фрезы $Z = 16$. Ширина фрезерования $B = 95$ мм.

№ п/п.	Подача в мм на зуб s_x , глубина резания t	Скорость резания в м/мин. из формул:		Характеристика резания x мм.	Скорость резания в м/мин. из формулы: $V = 1,17 \left[\frac{1}{\lg(0,6x + 1) + 0,116} \right]^2$
		$V = \frac{40,0}{s_x^{0,23} \cdot t^{0,07}}$	$V = \frac{26,5}{s^{0,428} \cdot t^{0,07}}$		
1	0,035 : 4	78,0	—	0,025	77,5
2	0,12 : 4	—	62,0	0,080	62,0
3	0,20 : 4	—	52,5	0,130	52,0
4	0,30 : 4	—	43,5	0,195	43,5
5	0,40 : 4	—	37,5	0,250	37,0
6	0,12 : 6	—	65,0	0,075	64,0
7	0,12 : 6	—	59,5	0,085	61,5

При фрезеровании, как известно, толщина стружки изменяется от некоторого значения $b_{\min}$ (чаще $b_{\min} = 0$) до

* В таблице приведены значения скоростей резания, взятые непосредственно из экспериментальных данных.

$$b_{\max} = 2s_z \sqrt{\left(\frac{B}{D}\right) - \left(\frac{B}{D}\right)^2} \quad (27)$$

при ширине фрезерования (или величине ей подобной) меньше чем $0,5 D$, или до

$$b_{\max} = s_z \quad (28)$$

при ширине фрезерования равной или большей $0,5 D$.

В соответствии с этим меняется и величина характеристики резания x .

Вычисление скорости резания для переменной в пределах от $x_{\min}$ до $x_{\max}$ характеристики резания может быть заменено вычислением скорости резания для среднеинтегральной величины характеристики резания.

$$V = \frac{\int_{x_{\min}}^{x_{\max}} \frac{Adx}{[\lg(C_1 x + 1) + C_2]^2}}{x_{\max} - x_{\min}} \quad (28)$$

Интеграл (28) относится к иррациональным и конечного решения не имеет. В тех пределах, в которых характеристика резания x применяется при различных видах фрезерования, вычисление скорости резания по ф-ле (28) может быть заменено с достаточной для практики точностью вычислением по формуле (22) при значении $x = 0,4 x_{\max}$, т. е. соответствующем значению $b = 0,4 b_{\max}$. При этом ф-ла (25) принимает вид

$$x = 0,4 \alpha \cdot b_{\max} \cdot \sin \varepsilon \quad (25c)$$

Примеры подсчета величины x :

а) Диаметр фрезы $D = 150$ мм; ширина фрезерования $B = 95$ мм; $s_z = 0,12$ мм; $t = 4$ мм. Угол в плане $\varphi = 60^\circ$. Угол в плане при вершине $\varepsilon = 120^\circ$.

В данном случае $b_{\max} = s_z = 0,12$ мм.

$$m = \beta \cdot \frac{t}{0,4 s_z} = \beta \cdot \frac{4}{0,4 \cdot 0,12} = 1,15 \frac{4}{0,4 \cdot 0,12} = 96.$$

из таблицы 8) $= 1,93$.

$$x = 0,4 \alpha \cdot b_{\max} \cdot \sin \varepsilon = 0,4 \cdot 1,93 \cdot 0,12 \cdot 0,866 = 0,080 \text{ мм.}$$

б) $t = 1$ мм, прочие условия те же, что и в а)

$$m = 1,15 \frac{1}{0,4 \cdot 0,12} = 24; \quad \alpha = 1,78$$

$$x = 0,4 \cdot 1,78 \cdot 0,12 \cdot 0,866 = 0,073 \text{ мм.}$$

8. Фрезерование концевыми фрезами

Для определения скоростей резания при фрезеровании концевыми фрезами в «Справочнике по режимам резания на фрезерных станках» приводится следующая ф-ла (для стали 35):

$$V = \frac{4,22 \cdot D^{0,60}}{T^{0,46} \cdot s_z^{0,4} \cdot f^{0,27} \cdot B^{0,08} \cdot Z^{0,10}} \quad (26 \text{ ф.к.})$$

Сравнение результатов расчетов по этой ф-ле и ф-ле (22) дается в таблице 24.

Таблица 24

Расчеты скоростей резания при обработке углеродистой стали ($\sigma_b = 65 \text{ кг/мм}^2$) концевыми фрезами из быстрорежущей стали марки Р по формулам Комиссии по резанию* и автора. Стойкость фрез $T=100$ мин. Диаметр фрезы $D=30$ мм. Число зубьев $Z=6$. Ширина фрезерования $B=40$. Угол спирали $\beta=20^\circ$. Глубина резания $t=5$ мм.

№ п/п	Подача в мм на зуб s_z	Скорость резания в м/мин. из ф-лы: $V = \frac{12,65}{s_z^{0,46}}$	Характеристика резания x мм.	Скорость резания в м/мин. из формулы: $V = 0,565 \left[\frac{1}{\lg(0,6x+1)+0,116} \right]^2$
1	0,05	42,0	0,0334	36,6
2	0,10	31,8	0,0670	31,2
3	0,15	27,0	0,1000	27,4
4	0,12	24,1	0,1340	25,0
5	0,25	22,0	0,1670	22,5

Примеры подсчета величины x :

а) Диаметр фрезы $D=30$ мм; угол спирали $\beta=20^\circ$. Угол в плане $\varphi=90^\circ$, угол в плане при вершине $\epsilon=90^\circ$, глубина резания $t=5$ мм, подача на зуб $s_z=0,1$ мм.

Подсчитываем $b_{\max}$.

$$b_{\max} = 2 s_z \sqrt{\frac{t}{D} - \left(\frac{t}{D}\right)^2} = 2 s_z \sqrt{\frac{5}{30} - \frac{25}{900}} \approx 0,75 s_z = 0,75 \cdot 0,1 = 0,075 \text{ мм.}$$

Подсчитываем $a_{\max}$.

$$a_{\max} = t / \cos \beta = 5 / \cos 20^\circ = 5,3 \text{ мм.}$$

$$\text{Тогда } m = \frac{a_{\max}}{0,4 b_{\max}} = \frac{5,3}{0,4 \cdot 0,075} = 178.$$

$$\alpha \text{ (из таблицы 8)} = 2,23;$$

$$x = 0,4 \alpha \cdot b_{\max} \cdot \sin \alpha = 0,4 \cdot 2,23 \cdot 0,075 = 0,0670 \text{ мм}$$

б) $s_z=0,25$ мм, прочие условия те же, что и в а).

$$b_{\max} = 0,75 s_z = 0,75 \cdot 0,25 = 0,185 \text{ мм.}$$

$$m = \frac{5,3}{0,4 \cdot 0,185} = 71; \alpha = 2,12.$$

$$x = 0,4 \cdot 2,12 \cdot 0,185 = 0,167 \text{ мм.}$$

9. Фрезерование дисковыми трехсторонними фрезами

На фиг. 40 показан вид износа по задним граням дисковых трехсторонних фрез, с одной стороны — при работе по чугуну и хромоникелевой стали, а с другой — по стали 45.

В то время как при работе по чугуну и хромоникелевой стали максимальное истирание имеет место в вершине режущих углов, т. е. в точках максимально нагретых, при работе по стали 45 максимальное истирание происходит в средних частях режущего лезвия, т. е. в точках, нагретых менее других. Последнее, как мы видели (см. главу II), в некоторых условиях вполне возможно.

С изменением критерия затупления связано изменение степени влияния подачи на скорость резания.

По данным инж. Ф у т о р я н а (НИИСРЕМАШ) выведены следующие формулы для дисковых фрез „Зигзаг”²⁴.

При обработке углеродистых сталей для $s_z \geq 0,1$ мм.

$$\left. \begin{aligned} V &= \frac{Cv D^{0,3}}{T_{0,2} \cdot s_z^{0,21} \cdot f_{0,37} \cdot Z_{0,05}} \\ \text{для } s_z < 0,1 \text{ мм.} \\ V &= \frac{Cv D^{0,3}}{T_{0,2} \cdot s_z^{0,15} \cdot f_{0,37} \cdot Z_{0,05}} \end{aligned} \right\} \quad (26 \text{ ф. д.})$$

При обработке хромоникелевых сталей для $s_z > 0,1$ мм.

$$\left. \begin{aligned} V &= \frac{Cv D^{0,25}}{T_{0,2} \cdot s_z^{0,41} \cdot f_{0,37} \cdot Z_{0,05}} \\ \text{для } s_z < 0,1 \text{ мм.} \\ V &= \frac{Cv D^{0,25}}{T_{0,2} \cdot s_z^{0,15} \cdot f_{0,37} \cdot Z_{0,05}} \end{aligned} \right\} \quad (26' \text{ ф. д.})$$

Вычисление характеристики резания x для этих двух случаев также проводится различно.

При обработке углеродистых сталей, когда нас интересует температура не в вершинах режущих углов, а в точке O_3 , находящейся в середине режущей кромки (см. фиг. 41), величина характеристики резания в каждый данный момент будет определяться толщиной стружки, т. е. толщиной прямоугольника $O_1B_1B_2O_2$, находящегося под стружкой. Для того, чтобы учесть, что изменение температуры в точке O_3 с изменением величины подачи происходит одновременно как вследствие изменения размеров и температуры областей, находящихся под стружкой и расположенных справа от точки O_3 , так и вследствие изменения размеров и температуры областей, находящихся под

стружкой и расположенных слева от нее, вводится коэффициент 2, т. е.

$$x = 2b.$$

Учитывая переменность величины x , получим (см. выше):

$$x = 2 \cdot 0,4 \cdot b_{\max} = 0,8b_{\max} \quad (25d)$$

Примеры подсчета величины x при фрезеровании дисковыми фрезами углеродистых сталей:

а) Диаметр фрезы $D = 130$ мм, глубина фрезерования $t = 8$ мм. Подача на зуб $s_z = 0,08$ мм.

$$b_{\max} = 2s_z \sqrt{\frac{8}{130} - \frac{64}{19900}} \approx 0,5s_z;$$

$$x = 0,8 \cdot 0,5 \cdot s_z = 0,4 s_z = 0,4 \cdot 0,08 = 0,032 \text{ мм.}$$

б) $s_z = 0,20$ мм, прочие условия те же, что и в а).

$$X = 0,4 \cdot 0,2 = 0,08 \text{ мм.}$$

При обработке хромоникелевых сталей, когда затупление происходит по уголкам, формула (25) имеет такой же вид, как и при точении широкими резцами с поперечной подачей. Если в ф-ле (25 а) учесть переменность величины x , как это было сделано в ф-ле (25с), получим:

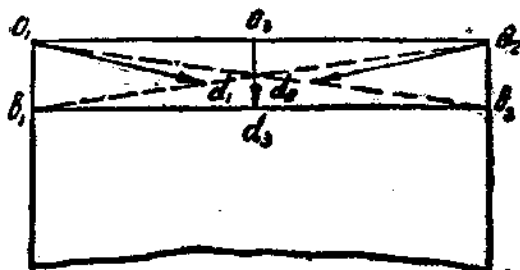
$$x = 0,4 \cdot 4,5 b_{\max} = 1,8 b_{\max} \quad (25e).$$

Примеры подсчетов величины x при фрезеровании дисковыми фрезами хромоникелевых сталей:

а) Диаметр фрезы $D = 130$ мм.; глубина фрезерования $t = 8$ мм; $s_z = 0,08$ мм.

Дисковая протрапная фреза с радиальными зубами $D = 90 \text{ мм. } Z = 14$	
Чугун и хромоникелевая сталь	Сталь 1045
	
$b_{\max} \approx 0,5 \cdot 0,08$	$b_{\max} \approx 0,15 \cdot 0,08$

Фиг. 40. Затупленные дисковых фрез: А — при обработке чугуна и хромоникелевых сталей. В — при обработке углеродистых и хромистых сталей.



Фиг. 41. Стрелками указаны направления линий максимальных тепловых потоков от точек O_1, O_2, O_3 .

$$b_{\max} = 2s_z \sqrt{\frac{8}{130} - \frac{64}{16900}} \approx 0,5s_z = 0,5 \cdot 0,08 = 0,04 \text{ мм.}$$

$$x = 1,8 \cdot 0,04 = 0,072 \text{ мм.}$$

б) $s_z = 0,2$; прочие условия те же, что и в а).

$$b_{\max} = 0,5 \cdot 0,2 = 0,1 \text{ мм;}$$

$$x = 1,8 \cdot 0,1 = 0,18 \text{ мм.}$$

Сравнение результатов подсчетов по ф-лам (26 ф. д.) и (26" ф. д.), с одной стороны, и по ф-ле (22) — с другой, дано в таблицах 25 и 26.

Таблица 25

Расчеты скоростей резания при обработке углеродистой стали 45 дисковыми трехсторонними фрезами из стали Р по формулам „Комиссии по резанию“ (Ф у т о р я н) и автора. Стойкость $T = 240$ мин; диаметр фрезы $D = 130$ мм; число зубьев $Z = 14$; глубина фрезерования $t = 8$ мм.

№ п/п	Поддача на зуб в мм s_z	Скорость резания в м/мин. из формул:		Характеристика резания x мм.	Скорость резания в м/мин. из формул $V = \left[\frac{1}{\lg(0,6x+1)+0,116} \right]^2 \cdot 1,07$
		$V = \frac{47,7}{s_z^{0,15}}$	$V = \frac{40,6}{s_z^{0,21}}$		
1	0,05	74,6	—	0,020	73,0
2	0,08	69,6	—	0,032	71,0
3	0,10	—	66,0	0,040	66,0
4	0,15	—	61,6	0,060	62,4
5	0,20	—	58,3	0,080	58,0

Таблица 26

Расчеты скоростей резания при обработке хромоникелевой стали (Х4Н) дисковыми трехсторонними фрезами из стали Р по формулам „Комиссии по резанию“ и автора. Стойкость фрез $T = 240$ мин; диаметр $D = 130$ мм; число зубьев $Z = 14$; глубина фрезерования $t = 8$ мм.

№ п/п	Поддача в мм на зуб s_z , глубина резания в мм t	Скорость резания в м/мин из формул:		Характеристика резания x мм.	Скорость резания в м/мин. из формул: $V = 0,79 \left[\frac{1}{\lg(0,6x+1)+0,132} \right]^2$
		$V = \frac{24,3}{s_z^{0,14}}$	$V = \frac{13,3}{s_z^{0,40}}$		
1	0,05	37,1	—	0,045	37,8
2	0,08	34,8	—	0,072	35,0
3	0,10	—	33,4	0,090	32,6
4	0,15	—	28,4	0,135	28,9
5	0,20	—	25,2	0,180	25,2

10. Фрезерование цилиндрическими фрезами

В „Справочнике по режимам резания на фрезерных станках“ приводится следующая ф-ла для определения скоростей резания при цилиндрическом фрезеровании углеродистых сталей:

при $s_z \geq 0,1$ мм.

$$V = \frac{C_v D^{0,50}}{T^{0,30} \cdot s_z^{0,30} \cdot t^{0,27} \cdot Z^{0,10} \cdot B^{0,09} \cdot \beta^{0,18}} \quad (26 \text{ ф.})$$

при $s_z < 0,1$ мм.

$$V = \frac{C_v D^{0,50}}{T^{0,30} \cdot s_z^{0,14} \cdot t^{0,27} \cdot Z^{0,10} \cdot B^{0,09} \cdot \beta^{0,18}}$$

Сравнение расчетов по этой ф-ле и ф-ле (22) дано в таблице 27.

Таблица 27

Расчеты скоростей резания при обработке из углеродистой стали (45) цилиндрическими фрезами из стали Р по формулам „Комиссии по резанию“ и автора. Стойкость фрез $T=80$ мин; диаметр $D=90$ мм; число зубьев $Z=16$; ширина фрезерования $b=45$ мм; угол спирали $\beta=30^\circ$

№ п/п	Подача на зуб в мм. s_z	Скорость резания в м/мин из формул:		Характеристика резания x мм.	Скорость резания в м/мин. из формулы:
		$V = \frac{39,5}{s_z^{0,14}}$	$V = \frac{27,4}{s_z^{0,30}}$		$V = 0,865 \left[\frac{1}{\lg(0,6x+1)+0,116} \right]^2$
1	0,05	60,0	—	0,020	58,5
2	0,10	—	54,8	0,040	53,5
3	0,2	—	44,3	0,080	46,0
4	0,3	—	38,0	0,132	40,0
5	0,4	—	36,0	0,160	35,6

Величина x подсчитывалась по ф-ле (25d).

11. Фрезерование фасонными фрезами

В „Справочнике по режимам резания на фрезерных станках“ приводится следующая формула для определения скоростей резания при фасонном фрезеровании выпуклыми полукруглыми фрезами углеродистых сталей:

$$V = \frac{C_v D^{0,30}}{T^{0,30} \cdot t^{0,27} \cdot s_z^{0,14} \cdot Z^{0,10} \cdot B^{0,20}} \quad (26 \text{ ф. ф.})$$

Сравнение результатов расчетов по этой ф-ле с расчетами по ф-ле (22) дается в таблице 28 (см. след. стр.).

Величина x подсчитывалась по ф-ле (25d).

12. Обработка цилиндрических отверстий протяжками

В „Справочнике по режимам резания при протягивании“ дается следующая ф-ла для определения скоростей резания при протягивании цилиндрических отверстий в углеродистых сталях:

$$V = \frac{C_v}{T_{0,62} \cdot s_z^{0,62}} \quad (26 \text{ п. ц.})$$

Сравнение результатов расчетов по этой ф-ле и ф-ле (22)—см. таблицу 29.

Величина x подсчитывалась по ф-ле (25а).

Таблица 28

Расчеты скоростей резания при обработке стали 35 (улучшенная) фасонными выпуклыми фрезами из стали Р по формулам „Комиссии по резанию“ и автора. Стойкость 180 мин; диаметр фрезы $D=80$ мм; ширина фрезы $B=12$ мм; число зубьев $Z=10$ мм; глубина фрезерования $f=6$ мм.

№ п/п	Подача на зуб в мм	Скорость резания из формулы: $V = \frac{35,9}{s_z^{0,14}}$ м/мин	Характеристика резания x мм.	Скорость резания из формулы: $V = 0,815 \left[\frac{1}{\lg(0,6x+1)+0,116} \right]^2$ м/мин
1	0,04	56,4	0,016	56,4
2	0,06	53,1	0,024	54,0
3	0,08	51,2	0,032	53,5
4	0,10	49,5	0,040	50,5
5	0,15	47,2	0,060	47,0
6	0,20	44,8	0,080	43,5

Таблица 29

Расчеты скоростей резания при обработке стали 45 ($H_B=160 \div 180$) круглыми брошами из стали ХВ5 по формулам „Комиссии по резанию“ и автора. Стойкость брошей $T=100$ мин.

№ п/п	Подача на зуб s_z	Скорость резания из формулы: $V = \frac{0,69}{s_z^{0,62}}$	Характеристика резания x мм	Скорость резания из формулы: $V = 0,132 \cdot \left[\frac{1}{\lg(0,6x+1)+0,116} \right]^2$ м/мин.
1	0,02	7,8	0,09	6,8
2	0,04	5,10	0,18	5,10
3	0,06	3,9	0,27	3,95
4	0,08	3,30	0,36	3,13

13. Обработка шлицевых отверстий протяжками

В том же Справочнике для определения скоростей резания при протягивании шлицевых отверстий в углеродистых сталях дается ф-ла

$$V = \frac{C_v}{T_{0,6} \cdot s_z^{0,75}} \quad (26 \text{ п. шл.})$$

Сравнение результатов расчетов по этой ф-ле и ф-ле (22) дается в таблице 30 (см. след. стр.).

Величина x подсчитывалась по ф-ле (25а).

Таблица 30

Расчеты скоростей резания при обработке стали 45 ($H_B = 160 \div 180$) шлицевыми брошами из стали ХВ5 по формулам „Комиссии по резанию“ и автора. Стойкость брошей $T = 100$ мин.

№ п.п.	Подача на зуб s_z	Скорость резания из формулы: $V = \frac{0,692}{s_z^{0,75}}$	Характеристика резания λ , мм	Скорость резания из формулы: $0,188 \left[\frac{1}{\lg(0,6x+1) + 0,116} \right]^2$ м/мин
1	0,04	7,7	0,18	7,2
2	0,06	5,7	0,27	5,67
3	0,08	4,6	0,36	4,61
4	0,10	3,9	0,45	3,9

14. Нарезание резьбы плашками и метчиками

В „Справочнике по режимам резания при нарезании резьбы“ приводятся следующие ф-лы для определения скоростей резания при нарезании резьбы метчиками и плашками по углеродистой стали:

$$V = \frac{C_v d^{1,2}}{T^{0,9} \cdot s^{0,5}}$$

для гаечных метчиков „Нурка“;

$$V = \frac{C_v d^{1,2}}{T^{0,4} \cdot s^{1,2}}$$

для плашек „Марчей“.

Сравнение результатов расчетов по этим ф-лам и ф-ле (22)—см. таблицы 31 и 32.

Величину x определяем, исходя из следующих соображений.

При нарезании резьбы плашками и метчиками с изменением величины шага s одновременно меняются размеры обоих лезвий—как главного, так и дополнительного.

Известно, что толщина стружки, снимаемой зубом метчика или плашки, определяется соотношением:

$$l = \frac{s}{n} \operatorname{tg} \varphi$$

Здесь l — толщина стружки в мм;

s — шаг резьбы в мм;

n — число перьев метчика или плашек в комплекте;

φ — угол заборной части.

Таблица 31

Расчеты скоростей резания при нарезании резьбы автоматными метчиками

Нурка* по стали 45

I. резьба метрическая (ОСТ 271 ; ОСТ 32); диаметр метчика $d = 24$ мм;
стойкость $T = 150$ мин; угол заборного конуса $\varphi = 8^\circ$

№ п/п	Шаг резьбы в мм s	Скорость резания из формулы: $V = \frac{51,0}{s^{0,5}}$ м/мин	Характеристика резания x мм	Скорость резания из формулы: $V = 0,79 \cdot \left[\frac{1}{\lg(0,6x + 1) + 0,116} \right]^2$ м/мин
1	2,0	35,9	0,126	35,9
2	3,0	29,3	0,190	29,4

II. Резьба дюймовая (ОСТ 1260 ; SAE); диаметр метчика $d = 24$ мм;
стойкость $T = 150$ мин, угол заборного конуса $\varphi = 8^\circ$

№ п/п	Шаг резьбы в мм s	Скорость резания из формулы: $V = \frac{55,0}{s^{0,5}}$ м/мин	Характеристика резания x мм	Скорость резания из формулы: $V = 0,87 \cdot \left[\frac{1}{\lg(0,6x + 1) + 0,116} \right]^2$ м/мин
1	1,814	40,6	0,115	40,6
2	3,175	30,7	0,200	30,7

Таблица 32

Расчеты скоростей резания при нарезании резьбы плашками „Марчей“

I. Резьба метрическая (ОСТ 271 ; ОСТ 32); диаметр резьбы $d = 24$ мм;
стойкость $T = 80$ мин; угол заборного конуса $\varphi = 30^\circ$

№ п/п	Шаг резьбы в мм s	Скорость резания из формулы: $V = \frac{40,1}{s^{1,2}}$ м/мин	Характеристика резания x мм	Скорость резания из формулы: $V = 0,72 \cdot \left[\frac{1}{\lg(0,6x + 1) + 0,116} \right]^2$ м/мин
1	2,0	17,5	0,400	16,3
2	3,0	10,7	0,600	11,5

II. Резьба дюймовая (ОСТ 1260 ; SAE); диаметр резьбы $d = 1"$; стойкость $T = 80$ мин; угол заборного конуса $\varphi = 30^\circ$

№ п/п	Шаг резьбы в мм s	Скорость резания из формулы: $V = \frac{42,5}{s^{1,2}}$ м/мин	Характеристика резания x мм	Скорость резания из формулы: $V = 0,77 \cdot \left[\frac{1}{\lg(0,6x + 1) + 0,116} \right]^2$ м/мин
1	1,814	20,8	0,360	18,9
2	3,175	10,6	0,630	11,9

Поэтому величина вспомогательного лезвия b будет равна (см. фиг. 42):

$$b = \frac{s}{n} \operatorname{tg} \varphi \cdot \frac{\sin (90 - \varphi)}{\sin (\gamma + \varphi)} = \frac{s}{n} \cdot \frac{\sin \varphi}{\sin (\gamma + \varphi)},$$

где γ — угол профиля резбь.

Максимальная величина главного лезвия a с достаточной точностью может быть подсчитана из ф-лы:

$$a_{\max} = s \cdot \frac{\sin \gamma}{\sin (\gamma + \varphi)}.$$

Отношение

$$m = \frac{a}{b} = \frac{\sin \gamma}{\sin \varphi} \cdot n.$$

Величина x определяется из общей ф-лы:

$$x = \frac{a \cdot b \cdot \sin \varepsilon}{a \cdot \sin \varepsilon_1 + b \sin \varepsilon_2} = \frac{b \sin \varepsilon}{\sin \varepsilon_1 + 1/m \sin \varepsilon_2}.$$

Угол в плане при вершине $\varepsilon = 180 - \gamma - \varphi$, поэтому

$$x = \frac{\sin \varphi \cdot \sin (180 - \gamma - \varphi)}{\sin (\gamma + \varphi) n} \cdot \frac{1}{\sin \varepsilon_1 + 1/m \sin \varepsilon_2}$$

и

$$x = a \cdot \frac{s}{n} \cdot \sin \varphi \quad (25 \text{ ф.})$$

Примеры определения величины x :

а) метрическая резбь, ОСТ 271. Гаечный метчик—шар резбь 2 мм. Угол заборного конуса 8° . Число перьев—4. Определяем величину m :

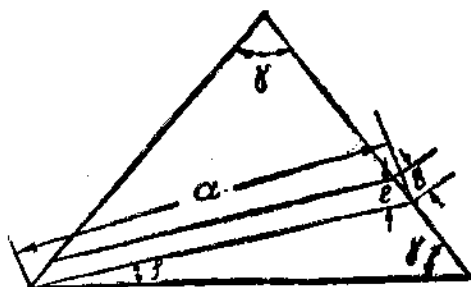
$$m = \frac{\sin \gamma}{\sin \varphi} \cdot n = \frac{\sin 60^\circ}{\sin 8^\circ} \cdot 4 = 28,4.$$

$$\varepsilon = 180 - \gamma - \varphi = 180 - 60 - 8 = 112^\circ.$$

Из таблицы 8 определяем: $a = 1,8$.

Тогда

$$x = 1,8 \cdot \frac{2}{4} \cdot 0,139 = 0,126 \text{ мм.}$$



Фиг. 42. a —длина главного лезвия; b —длина вспомогательного лезвия, для зуба метчика и плашки, первым снимающего стружку по всему профилю резбь.

б) Резьба метрическая, ОСТ 271. Шаг резьбы 2 мм. Плоски „Марчей“. Угол заборного конуса $\varphi = 30^\circ$.

$$m = \frac{\sin 60^\circ}{\sin 30^\circ} \cdot 4 = 6,95;$$

$$\varepsilon = 180 - 60 - 30 = 90^\circ;$$

$$\alpha \text{ (из таблицы 8)} = 1,59;$$

$$x = 1,59 \cdot \frac{2}{4} \cdot 0,500 = 0,400 \text{ мм.}$$

* * *

Приведенные расчеты доказывают возможность применения ф-лы (22) ко всем режущим инструментам и во всех диапазонах их работы, как единого закона постоянной стойкости режущих инструментов.

Практические следствия этого теоретического вывода распространяются на многие проблемы обработки металлов резанием.

Наличие единой закономерности, связывающей скорость резания с сечением стружки, радикально изменяет структуру нормативов по скоростям резания. Оказывается возможным резко упростить расчеты и в пределах одной таблицы сосредоточить все данные, необходимые для подсчета скоростей резания при обработке различных материалов любой комбинацией режущих инструментов, изготовленных из различных инструментальных сплавов и работающих при различных сечениях стружки. Указанное обстоятельство оказывается особенно важным в случаях разработки режимов резания на многоинструментальные станки, на которых работают одновременно десятки разнообразных инструментов;

объем экспериментальных работ, необходимый для определения зависимости скорости резания от элементов сечения стружки по ф-ле (22), во много раз меньше объема экспериментальных работ, оказывающегося необходимым при определении зависимости по распространенным в настоящее время ф-лам (26). Более того: анализ коэффициентов, входящих в ф-лу (22), позволяет дать практически законченное решение проблемы экспериментального определения обрабатываемости металлов и режущих свойств инструментальных сплавов без проведения стойкостных испытаний режущих инструментов;

развитие теоретических положений, лежащих в основе сделанных выводов, выдвигает новую трактовку вопросов геометрии режущих инструментов и т. д.

Однако, освещение этой части наших исследований далеко выходит за намеченные рамки данной книги.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

На основании исследования закономерностей износа режущих инструментов было доказано, что интенсивность затупления их режущих кромок определяется, главным образом, температурой, которая устанавливается на режущих кромках в процессе резания.

В связи с этим, условие сохранения постоянной стойкости режущих инструментов рассматривалось выше, как условие сохранения постоянной температуры в максимально нагретой точке режущих кромок.

Было введено понятие о величине x , названной „характеристикой резания“, физический смысл которой заключается в том, что она представляет собою длину пути теплового потока от максимально нагретой точки в той области режущего инструмента, где локализуется резко повышенная по сравнению с его остальной массой тепловая напряженность. Эта локализованная область резко повышенного нагрева ограничивается в каждом случае процесса резания длинами главного и вспомогательного лезвий и линией, соединяющей их крайние точки: температура в точках массы инструмента, лежащих за ее (области) пределами, при изменении элементов сечения стружки не изменяется сколь угодно существенно.

Было показано, что зависимость скорости резания от величины характеристики резания, при условии сохранения постоянной стойкости режущего инструмента, выражается для всех режущих инструментов одной и той же формулой. В связи с этим последняя может трактоваться, как единый стойкостный закон процессов обработки металлов резанием.

ЛИТЕРАТУРА

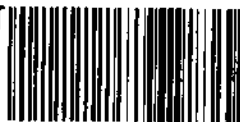
1. Okoschi and Fukui, Research on the cutting Action on Planing Tool by Microkinematographic, Photoelastic, Piezoelectric Metods, „Scientific Papers of the Institute of Physical and Chemical Research“, № 455/456. Tokio, X, 1931.
2. А. Надаи, Пластичность, ОНТИ, 1936.
3. Ernst and Martellotti, Metal cutting, „Mechanical Engineering“, August 1935, см. также „Die Werkzeugmaschine“ 18 и 19, 1936.
4. Давиденков, Динамические испытания металлов, ОНТИ, 1936.
5. Поленов, Давыдов, Мартиросов, Характер износа проходного обдирочного реза из быстрорежущей стали, „НИИМАШ“. 1934.
6. Клушин и Фельдштейн, Закономерности затупления режущих инструментов при различных режимах работы, 1939 (рукопись).
7. Ларин, Износ фрез, критерий затупления, оптимальная стойкость, „Вестник металлопромышленности“, 10—11, 1939.

8. Клушин, Закон постоянной стойкости режущих инструментов" (тезисы диссертации), НИО ГАЗ, 1940 или "Материалы к конференции по резанию металлов", "ЛОНИТОМАШ", 1940.
9. Leyensetter, Die Bestimmung der Bearbeitbarkeit der Werkstoffe und das Abnutzungswiderstandes der Schneidwerkzeuge, "Maschinenbau", 1929, S 824.
10. Розенберг, Трение и износ несмазанных тел (обзор) "Трение и износ в машинах", Академия наук СССР, 1941.
11. Дерягин, Новый закон трения и скольжения, "Сорена" 8, 1934 или "Молекулярная теория трения и скольжения", "Журнал физической химии", 5, 1934.
12. Баранов, Зависимость трения от материала трущихся тел, "Сборник научно-исследовательских трудов Московского текстильного института", том 6, 1938.
13. Herbert, The cutting properties of the tool steel "Iron and Steel Institute", 1910, P. 206.
14. Denies, Aciers d'outils, "Revue de la metallurgie" 1, 1914.
15. Smith and Leig, Experiments with lathe tools on fine cuts, "Proc. of the Meeting. of the Inst. of Mech. Eng." 1925st March.
16. Вотников, Опыты по износу резцов. "Вестник металлопромышленности" 3, 1932.
17. Клушин М. И., "Некоторые вопросы теории стойкости резцов". Сборник сокращенных докладов конференции по резанию металлов, Академия наук, 1937.
18. Кузнецов, Физика твердого тела, т. II, Томск, 1941.
19. Аваков, "Зависимость стойкость—скорость (закон $T-V$) для областей тонких и толстых стружек". Тбилиси, 1937.
20. Клушин М. И., "Вопросы физических основ теории стойкости резцов". Изд. НИО ГАЗ 1938.
21. "Режимы резания при работе резцами из малолегированных быстрорежущих сталей". Машгиз 1941. "Справочник по режимам резания на фрезерных станках". Машгиз 1942; "Справочник по режимам резания при обработке отверстий". Машгиз 1942. "Справочник по режимам резания при нарезании резьбы". Машгиз, 1942. "Справочник по режимам резания для работы на автоматах, полуавтоматах, револьверных и много-резцовых токарных станках". Машгиз 1942. "Справочник по режимам резания при обработке чугуна резцами с твердыми сплавами". Машгиз, 1942.
22. Каширин А. И., "Стойкостные испытания широкими резцами". "Станки и инструмент" 1937, 22.
23. Ларин М. Н., Исследование торцового фрезерования. Оборонгиз, 1940 г.
24. Ларин и Финкель, "Режущая способность малолегированных быстрорежущих сталей при фрезеровании". "Вестник металлопромышленности", 1940, 4—5.

1 p. 65 к.

282204

RLST



0000000036508

1943