

Динамика лобового фрезерования.

(Теория и опыт).

Обработка металлов лобовым (или торцевым) фрезером занимает значительное место среди других методов обработки металлов резаньем в массовом и крупносерийном производстве. Несмотря на это почти совершенно отсутствуют теоретические и экспериментальные исследования работы лобовых фрезеров.

Мы можем указать лишь несколько попыток разрешения вопроса зависимости затраты мощности от факторов резанья при лобовом фрезеровании. Такие попытки принадлежат проф. Резникову ¹⁾ и инж. Рывкину ²⁾, причем за отсутствием экспериментальных данных, авторам приходится насыщать свои уравнения коэффициентами и показателями степеней, заимствованными из области токарной работы, что не всегда может быть признано возможным.

Из экспериментальных работ в этой области нам известна лишь работа, проведенная в 1929 году в государственном университете Охайо ³⁾. К сожалению, при производстве этой работы на фрезерном станке для замера мощности пользовались лишь ваттметром, с предварительным определением коэффициента полезного действия коробки скоростей станка помощью тормоза Прони, и совершенно не учитывали добавочных потерь в передачах во время работы, а также, что особенно важно, затрат мощности на работу механизма подачи, каковые при крульных подачах могут составлять до 15—20% от общего расхода мощности. Это обстоятельство не дает возможности воспользоваться результатами указанного исследования для выяснения зависимости мощности, расходуемой лобовым фрезером, от режима работы.

Кроме этого можно указать лишь исследование Бостона и Краус ⁴⁾, проведенное на маятниковом динамометре с канавочным резцом, работу которого можно скорее отождествить с работой прорезного дискового фрезера.

Серьезные возражения, которые получили выводы этой работы со стороны столь авторитетного специалиста, как проф. Шлезингер, заставляют с осторожностью относиться к этим выводам. Мы в дальнейшем изложении разбираем вопрос мощности на лобовом фрезере и даем краткую теорию работы лобового фрезера, касаясь лишь вывода уравнения мощности, а также во второй части описываем экспериментальное исследование, проведенное нами в лаборатории резанья металлов Томского индустриального института, полностью подтвердившее предлагаемые нами зависимости и давшее возможность насытить их полученными из опытов коэффициентами.

I. Теория работы лобового фрезера.

При работе лобового фрезера в отличие от цилиндрического каждый зуб срезает стружку двумя режущими кромками: основной, расположенной на цилиндрической части инструмента, и дополнительной, распо-

ложенной на торце. Если при работе цилиндрического фрезера мы имели так называемое „свободное резанье“, то здесь будет случай „несвободного резанья“, когда образование стружки происходит по двум режущим лезвиям инструмента. Главная часть работы падает на основные режущие кромки, но ошибочно было бы думать, что дополнительные лезвия, расположенные на торце, работают лишь в том случае, если фрезер недостаточно точно заточен. И при абсолютно точной заточке торцевое (дополнительное) лезвие каждого зуба будет срезать стружку. Согласно рис. 1 назовем:

t —толщину снимаемого слоя металла, глубину фрезерования,

b —ширину обрабатываемой поверхности, ширину фрезерования,

S_z —подачу на один зуб,

S_e —толщину стружки на зубе в данном мгновенном положении зуба.

На рис. 1 показан случай работы, когда $b = D$, но все эти обозначения сохраняются и для случая работы с $b < D$.

Условимся глубину фрезерования t измерять в направлении, параллельном оси фрезера, ширину фрезерования b —в направлении, перпендикулярном к направлению подачи.

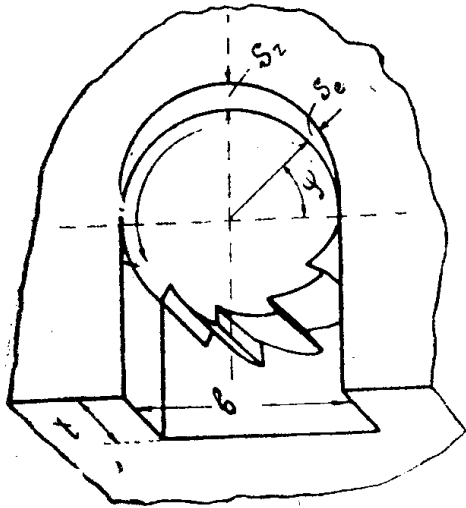


Рис. 1.

Каждый зуб фрезера снимает стружку шириной t и толщиной S_e , причем по „дуге резанья“ (по полупериметру сечения $t + S_e$) стружка срезается так, что по ширине t работа срезания производится главным (основным) лезвием зуба, расположенным на цилиндрической поверхности фрезера, по толщине S_e дополнительным (побочным) лезвием, расположенным на торцевой поверхности.

Поскольку работа срезания производится и по ширине и по толщине, удельное давление резанья при работе лобового фрезера в общем виде не может быть только функцией толщины стружки, как это имело

место при работе цилиндрического фрезера, и должно быть выражено как функция и толщины и ширины стружки:

$$K_s = \lambda \cdot S_e^k \cdot t^l \quad (1)$$

Здесь: K_s —удельное давление резанья в кг/мм^2 ,

S_e и t —толщина и ширина стружки,

λ —постоянный коэффициент, зависящий от рода обрабатываемого материала, угла резанья и профиля зуба, наличия или отсутствия смазки,

k и l —показатели степеней, зависящие в основном от рода обрабатываемого материала, по величине дробные и отрицательные.

Толщина стружки на зубе в данный момент может быть выражена

$$S_e = S_z \cdot \sin \psi.$$

ψ , угол определяющий данное мгновенное положение зуба, может изменяться при $b = D$ в пределах от 0° до 180° .

Сечение стружки на зубе в данный момент

$$q = t S_e = t \cdot S_z \cdot \sin \psi,$$

причем нет смысла вводить влияние спирали зуба, так как у нормальных

лобовых фрезеров наклон спирали к оси фрезера не велик и обычно не превосходит 15° . Поэтому все дальнейшие выводы будем вести, принимая зуб за прямой. К тому же нами доказано и теоретически ⁵⁾ и экспериментально ⁶⁾, что расход работы фрезера от угла спирали не зависит.

Общее суммарное сечение стружки на всех „ m “ одновременно работающих зубьях в данный момент будет:

$$\Sigma_1^m q = t \cdot S_z \Sigma_1^m \sin \psi.$$

Окружная сила на зубе в данный момент

$$P = K_s \cdot q = \lambda \cdot S_e^{k+1} \cdot t^{l+1},$$

или

$$P = \lambda \cdot S_z^{k+1} \cdot t^{l+1} \cdot \sin^{k+1} \psi. \quad (2)$$

Работа одного зуба фрезера A_z за один оборот его будет

$$A_z = \lambda \cdot S_z^{k+1} \cdot t^{l+1} \frac{D}{2} \int_0^\varphi \sin^{k+1} \psi d\psi \quad (3)$$

Здесь D —диаметр фрезера.

Для случая $b = D$, который нами и будет в дальнейшем разобран, угол контакта $\varphi = 180^\circ$.

Интеграл в ур-нии 3 не может быть разрешен точно, и известны два метода приближенного разрешения его: метод Salomon'a ⁷⁾ и метод, основанный на свойстве интеграла произведения двух функций ⁸⁾, приводящие к одному и тому же результату:

$$A_z = \lambda \cdot S_z^{k+1} \cdot t^{l+1} \frac{D}{2} \cdot \frac{2^{k+2}}{k+2} \cdot \left[\sin^{k+2} \frac{\psi}{2} \right]_0^\varphi \quad (4)$$

Распространено ошибочное мнение, что такое приближенное разрешение интеграла дает неточность, не превосходящую 1% . Здесь необходимо указать, что такая незначительная неточность может быть получена лишь при малых значениях угла контакта φ , в пределах до $\varphi = 40-50^\circ$, для случая же работы лобового фрезера, где угол контакта может достигнуть значения $\varphi = 180^\circ$, эта ошибка, возрастая с увеличением φ и k может достигнуть $20-25\%$, что является совершенно недопустимым, но не учитывается некоторыми авторами ⁹⁾.

На рис. 2 нами графически представлено точное и приближенное разрешение интеграла, величина которого определяется площадью,

ограничиваемой той или другой кривой. Ясно видно, что (при $k = -0,5$) уже с $\varphi = 30^\circ$ заметна разница; начиная с $\varphi = 60^\circ$ эта разница площадей начинает быстро возрастать, что указывает на значительную ошибку, получаемую по ур-ию 4. На рис. 3 этот же случай представлен в координатах $A_z - \varphi$, и при $\varphi = 180^\circ$ ошибка приближенного решения доходит до

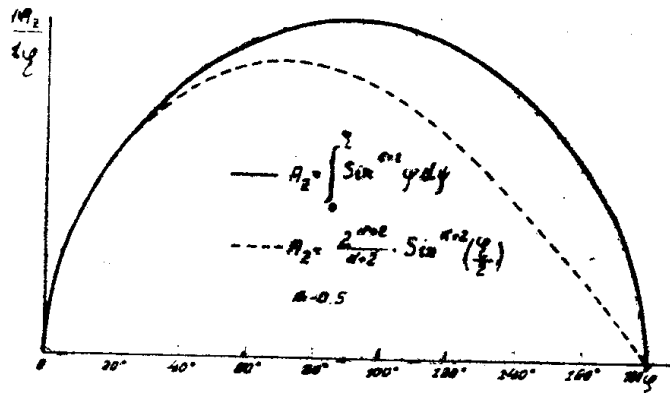


Рис. 2.

27% . На рис. 4 представлено то же, что и на рис. 2, для значения $k = -0,3$. Здесь расхождения меньше, но разница в площадях для случая работы лобового фрезера $\varphi = 180^\circ$ все же достигает недопустимых размеров в 16% .

Для выяснения неточности ур-ния 4 при различных φ и k нами были

подсчитаны значения интеграла по правилу Симпсона, что дает очень высокую точность. Значения k были взяты от $k = -0,2$ до $k = -0,5$, то есть те значения, которые практически могут иметь место.

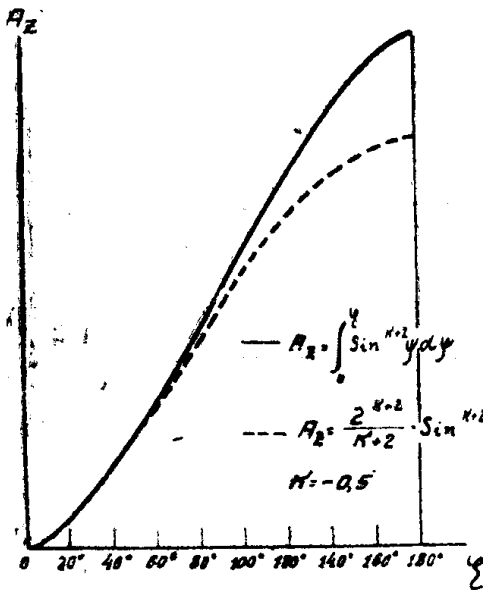


Рис. 3.

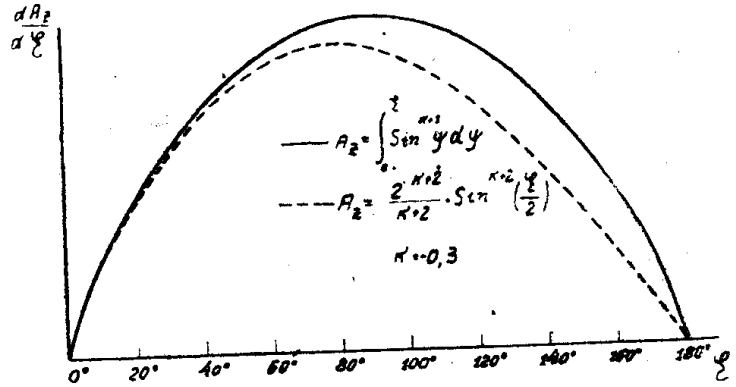


Рис. 4.

В табл. 1 сведены результаты подсчетов, там же даны значения приближенного решения интеграла (по ур-нию 4), и в последнем столбце коэффициент ϵ , равный отношению действительного значения интеграла (по правилу Симпсона) к приближенному (по ур-нию 4), который дает возможность судить о величине ошибки, получаемой при пользовании уравнением 4:

Таблица 1.

| φ | $\int_0^{\varphi} \sin^{k+1} \psi \cdot d\psi$ (по правилу Симпсона) | | | | $\frac{2^{k+2}}{k+2} \cdot \sin^{k+2} \frac{\varphi}{2}$ | | | | ϵ | | | |
|-----------|---|------------|------------|------------|--|------------|------------|------------|------------|------------|------------|------------|
| | $k = -0,2$ | $k = -0,3$ | $k = -0,4$ | $k = -0,5$ | $k = -0,2$ | $k = -0,3$ | $k = -0,4$ | $k = -0,5$ | $k = -0,2$ | $k = -0,3$ | $k = -0,4$ | $k = -0,5$ |
| 40° | 0,2808 | 0,3111 | 0,3431 | 0,3808 | 0,2805 | 0,307 | 0,3381 | 0,376 | 1,001 | 1,013 | 1,015 | 1,016 |
| 60° | 0,561 | 0,5998 | 0,6395 | 0,6854 | 0,554 | 0,586 | 0,624 | 0,6655 | 1,012 | 1,023 | 1,025 | 1,03 |
| 70° | 0,772 | 0,7626 | 0,8041 | 0,8517 | 0,710 | 0,739 | 0,777 | 0,818 | 1,017 | 1,032 | 1,034 | 1,041 |
| 90° | 1,0655 | 1,1066 | 1,1521 | 1,1975 | 1,036 | 1,0605 | 1,09 | 1,121 | 1,028 | 1,044 | 1,057 | 1,068 |
| 110° | 1,409 | 1,4506 | 1,5001 | 1,5433 | 1,35 | 1,3645 | 1,379 | 1,399 | 1,042 | 1,065 | 1,088 | 1,104 |
| 120° | 1,570 | 1,6134 | 1,6647 | 1,7097 | 1,491 | 1,495 | 1,505 | 1,520 | 1,051 | 1,079 | 1,106 | 1,125 |
| 140° | 1,8502 | 1,9021 | 1,9611 | 2,0132 | 1,73 | 1,718 | 1,716 | 1,716 | 1,07 | 1,108 | 1,143 | 1,173 |
| 160° | 2,0482 | 2,1158 | 2,1900 | 2,2588 | 1,87 | 1,85 | 1,71 | 1,795 | 1,09 | 1,138 | 1,21 | 1,258 |
| 180° | 2,131 | 2,2132 | 2,3042 | 2,394 | 1,935 | 1,908 | 1,894 | 1,884 | 1,1 | 1,161 | 1,216 | 1,271 |

$$\epsilon = \frac{\int_0^{\varphi} \sin^{k+1} \psi \cdot d\psi}{\frac{2^{k+2}}{k+2} \cdot \left[\sin^{k+2} \frac{\psi}{2} \right]_0^{\varphi}}$$

По величине ϵ можно сделать вывод, что для выражения закономерностей работы лобового фрезера уравнение 4 не пригодно, если распространять его от 0° до 180° , так как получаемые при этом ошибки доходят до 10—27%.

Еще менее пригодно это уравнение для того случая, когда зуб начинает брать стружку с какого-то угла $\psi \neq 0^\circ$, то есть когда $b < D$. Примеры неточностей для некоторых пределов интегрирования даны в табл. 2.

Таблица 2.

| Пределы интегрирования | | $\frac{b}{D}$ | $\int_{\psi_1}^{\psi_2} \sin^{k+1} \psi d\psi$ | | | | $\frac{2^{k+2}}{k+2} \left[\sin^{k+2} \frac{\psi}{2} \right]_{\psi_1}^{\psi_2}$ | | | | | | | |
|------------------------|----------|---------------|--|-----------|-----------|-----------|--|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| ψ_1 | ψ_2 | | $k = 0,2$ | $k = 0,3$ | $k = 0,4$ | $k = 0,5$ | $k = 0,2$ | $k = 0,3$ | $k = 0,4$ | $k = 0,5$ | $k = 0,2$ | $k = 0,3$ | $k = 0,4$ | $k = 0,5$ |
| 90° | 110° | 0,17 | 0,3435 | 0,3440 | 0,348 | 0,3458 | 0,314 | 0,304 | 0,289 | 0,278 | 1,09 | 1,13 | 1,205 | 1,25 |
| 70° | 110° | 0,34 | 0,687 | 0,688 | 0,696 | 0,6916 | 0,64 | 0,6255 | 0,602 | 0,581 | 1,07 | 1,1 | 1,15 | 1,19 |
| 60° | 120° | 0,5 | 1,009 | 1,0136 | 1,0252 | 1,0243 | 0,937 | 0,909 | 0,881 | 0,8545 | 1,07 | 1,12 | 1,16 | 1,20 |
| 70° | 140° | 0,555 | 1,1282 | 1,1395 | 1,1570 | 1,1615 | 1,02 | 0,979 | 0,939 | 0,898 | 1,11 | 1,16 | 1,23 | 1,29 |
| 90° | 180° | 0,5 | 1,0655 | 1,1066 | 1,1521 | 1,1965 | 0,899 | 0,8475 | 0,804 | 0,763 | 1,23 | 1,3 | 1,43 | 1,57 |

При просмотре таблицы 2 мы видим, что если даже отбросить последний случай, в котором ошибки доходят до 57%, и взять случай, часто встречающийся в практике работы продольно фрезерных-станков при

$\frac{b}{D} = (0,5^{\pm} - 0,55)$, то и при этом ошибка доходит до 11—29%. Кроме того

можно заключить, что в различных пределах углов контакта ошибки различны, а это значит, что для уравнения 4 нельзя даже экспериментом определить такие значения постоянных коэффициентов λ , которые компенсировали бы эти ошибки. Таким образом уравнение 4 пригодно для случая работы цилиндрического фрезера, где значение φ не превышает обычно 60°, для работы же лобового фрезера оно дает недопустимые ошибки.

Можно предложить следующий метод устранения ошибок. При работе зуб лобового фрезера снимает два одинаковых объема стружки: объем, снятый при проходе от 0° до 90°, равен таковому же при проходе от 90° до 180°, и можно принять, что работы, затрачиваемые при этом, также будут равны, что выражается симметрией площади, представляющей на рис. 2 и 4 действительную работу зуба, относительно средней ординаты при $\varphi = 90^\circ$. Таким образом полная работа одного зуба на пути от 0° до 180° равна удвоенной работе его на пути от 0° до 90°, или

$$A_z = \lambda \cdot S_z^{k+1} \cdot t^{l+1} \frac{D}{2} \int_0^{180^\circ} \sin^{k+1} \psi d\psi =$$

$$= 2\lambda S_z^{k+1} \cdot t^{l+1} \frac{D}{2} \int_0^{90^\circ} \sin^{k+1} \psi d\psi;$$

при подстановке

$$\frac{\psi}{2} = 45^\circ$$

получаем

$$A_z = 2\lambda S_z^{k+1} \cdot t^{l+1} \frac{D}{2} \cdot \frac{2^{k+2}}{k+2} \cdot 0,707^{k+2} \quad (5)$$

Это выражение дает работу одного зуба фрезера при $b = D$ (для $b < D$ оно применено быть не может) и сразу снижает ошибку с 10% (при $k = -0,2$) и 27% (при $k = -0,5$) до 2,8—6,8% при тех же значениях k (см. табл. 1, значения ε при $\varphi = 90^\circ$). Если выражение 5 умножить на соответствующие значения ε (для $\varphi = 90^\circ$), то мы будем иметь совершенно точное выражение для работы зуба лобового фрезера, во всяком случае не менее точное, чем выражение 4 для случая работы цилиндрического фрезера. Нетрудно убедиться (см. табл. 3), что при всех значениях k для $\varphi = 90^\circ$

$$\frac{2^{k+1}}{k+2} \cdot \varepsilon \cong 1$$

Таблица 3.

| k | $\frac{2^{k+1}}{k+2}$ | ε при $\varphi = 90^\circ$ | $\frac{2^{k+1}}{k+2} \cdot \varepsilon$ |
|------|-----------------------|--|---|
| -0,2 | 0,968 | 1,084 | 1,000 |
| -0,3 | 0,955 | 1,044 | 0,997 |
| -0,4 | 0,947 | 1,056 | 1,000 |
| -0,5 | 0,943 | 1,068 | 1,006 |

Поэтому мы можем дать практически совершенно точное выражение, если умножим ур-ние 5 на ε и примем

$$\frac{2^{k+1}}{k+2} \cdot \varepsilon = 1$$

При этом будем иметь

$$A_z = 2^{-\frac{k}{2}} \cdot \lambda \cdot S_z^{k+1} \cdot t^{l+1} D \text{ кг/мм} \quad (6)$$

Уравнение 6 для лобового фрезера проще, чем ур-ние 4 и кроме того несравненно точнее. Отсюда нетрудно получить зависимость для средней затраты мощности при работе лобового фрезера

$$N_e = \frac{A_z \cdot Z \cdot n}{1000 \cdot 4500} \text{ лош. сил.}$$

Подставляя сюда ур-ние 6, получим

$$N_e = \frac{2^{-\frac{k}{2}}}{1000 \cdot 4500} \cdot \lambda \cdot n^{-k} \cdot t^{l+1} \cdot S^{k+1} \cdot Z^{-k} \cdot D \quad (7)$$

Здесь: Z —число зубцов фрезера,
 n —число оборотов фрезера в минуту,
 S —подача в миллиметрах в минуту.

Выражение 7 связывает все переменные для случая работы лобового фрезера при $b = D$ и только для этого случая может применяться.

В случае работы с $b = D$ степень неравномерности суммарной окружной силы и крутящего момента очень близка к единице и зависит (при

отсутствии биения фрезера) лишь от числа зубцов Z , что видно из рис. 5, где для различных Z нанесены графики суммарных окружных сил. Поэтому нет смысла определять сумму сил и крутящий момент для данного мгновенного положения зубьев, а можно удовлетвориться средней величиной их, найденной из мощности, тем более что нет возможности учесть неравномерность как следствие неизбежного биения фрезера, что играет значительно большую роль, чем неравномерность как функция геометрии резанья,

$$\left. \begin{aligned} \Sigma P &= \frac{2^{-\frac{k}{2}} \lambda}{\pi n^{k+1}} \cdot t^{l+1} \cdot S^{k+1} \cdot Z^{-k} \\ M_{\text{ср}} &= \frac{2^{-\frac{k}{2}} \lambda}{2\pi n^{k+1}} \cdot t^{l+1} \cdot S^{k+1} \cdot Z^{-k} \cdot D \end{aligned} \right\} (8)$$

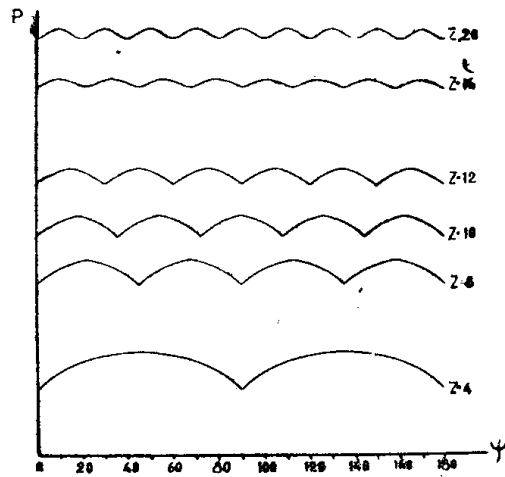


Рис. 5.

В производстве не редки случаи, когда лобовой фрезер работает при $b < D$. Разберем два возможных при этом варианта:

- 1) фрезер работает с $b \leq \frac{D}{2}$ и забирает стружку с нулевой толщины подобно цилиндрическому (см. рис. 6). Назовем это случаем бокового резанья.
- 2) Фрезер работает с $b < D$ и расположен симметрично относительно изделия (рис. 7). Назовем это случаем лобового резанья.

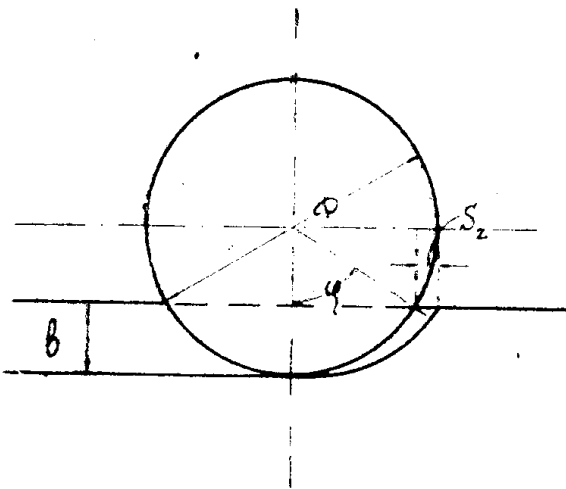


Рис. 6.

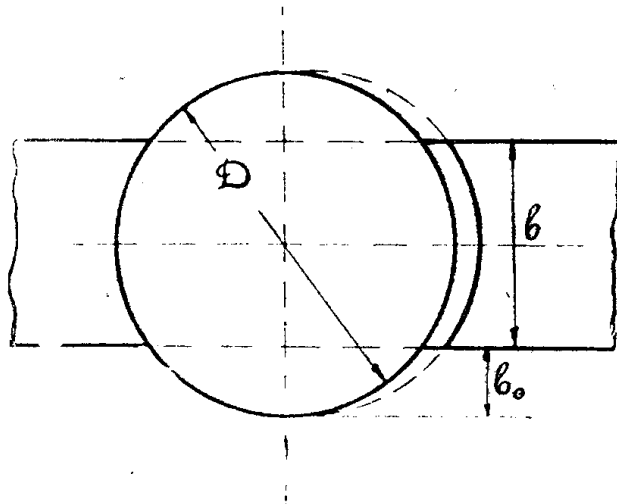


Рис. 7.

Для случая 1 нетрудно найти уравнение мощности N'_e выводом, подобным выводу Саломон'а для цилиндрического фрезера⁷⁾. Сохраняя наши обозначения и измеряя t параллельно оси фрезера и b — перпендикулярно подаче, получим:

$$N'_e = \frac{2^{k+1}}{k+2} \cdot \frac{\lambda \cdot n^{-k}}{1000 \cdot 4500} \cdot t^{l+1} \cdot S^{k+1} \cdot b^{\frac{k+2}{2}} \cdot Z^{-k} \cdot D^{\frac{k}{2}}$$

Так как обычно при боковом резании лобовой фрезер в отличие от ци-

линдрического работает со значительными углами контакта φ , находим возможным и здесь ввести множитель ε и принять

$$\frac{2^{k+1}}{k+2} \cdot \varepsilon = 1$$

При этом получим

$$N'_e = \frac{\lambda \cdot n^{-k}}{1000 \cdot 4500} \cdot t^{l+1} \cdot S^{k+1} \cdot b^{\frac{k+2}{2}} \cdot Z^{-k} \cdot D^{-\frac{k}{2}} \quad (9)$$

Сравнивая это выражение с ур-нием 7, будем иметь

$$N'_e = N_e \cdot 2^{\frac{k}{2}} \cdot \left(\frac{b}{D}\right)^{\frac{k+2}{2}} \quad (10)$$

Если в ур-нии 10 положим

$$b = \frac{D}{2}$$

т. е. $\varphi = 90^\circ$, то будем иметь

$$N'_{e(\varphi=90^\circ)} = \frac{1}{2} N_{e(\varphi=180^\circ)},$$

что и служило основным положением при выводе ур-ния 7.

Для случая 2 (лобового резанья) (рис. 7) мощность N_e'' может быть получена, если из мощности N_e (при работе с $b = D$) вычтеть удвоенную мощность N_e' , необходимую для бокового резанья с $b = b_0$

$$N_e'' = N_e - 2N_e'$$

$$N_e'' = N_e - 2N_e \cdot 2^{\frac{k}{2}} \cdot \left(\frac{b_0}{D}\right)^{\frac{k+2}{2}}$$

По рис. 7

$$b_0 = \frac{D-b}{2}$$

$$N_e'' = N_e \cdot \left[1 - \left(1 - \frac{b}{D}\right)^{\frac{k+2}{2}}\right] \quad (11)$$

Множители при N_e в уравнениях 10 и 11, дающие переход от случая $b = D$ к случаям бокового $\left(b \leq \frac{D}{2}\right)$ и лобового резанья, зависят лишь от отношения $\frac{b}{D}$ и значения k , которое является постоянным для данного

обрабатываемого материала. Поэтому множители могут быть легко выражены графически, и для всех трех случаев работы лобового фрезера можно построить один график, связывающий затрачиваемую мощность с выбранным режимом, который и будет служить для разрешения вопросов использования мощности станка.

Уравнение 10 и 11 показывают, что расход мощности увеличивается не пропорционально b . Кроме того, из сравнения уравнений 7 и 11 можно заключить, что при постоянной ширине фрезерования b с увеличением диаметра фрезера D (при всех прочих постоянных условиях) расход мощ-

ности падает. При $k = -0,3$ (значение, встречающееся при фрезерной работе) это падение мощности при $b = \text{const}$ будет таково;

$$\frac{b}{D} = 1; \quad N_e'' = 1$$

$$\frac{b}{D} = 0,5; \quad N_e'' = 0,89$$

$$\frac{b}{D} = 0,33; \quad N_e'' = 0,87$$

$$\frac{b}{D} = 0,25; \quad N_e'' = 0,85$$

При этом, конечно, предполагается:

$$(t, S, z, n) = \text{const.}$$

Таким образом всегда выгоднее, с точки зрения расхода мощности, фрезеровать диаметром фрезера, превосходящим ширину фрезерования b . Необходимо принимать во внимание, что при различных отношениях $\frac{b}{D}$ степень неравномерности суммарной окружной силы, а также крутящего момента может быть различна, и наиболее выгодно при этом соотношение:

$$\frac{b}{D} = \sin\left(C \cdot \frac{360}{2z}\right),$$

где „С“ любое целое число. Изменение суммарной окружной силы при некоторых значениях $\frac{b}{D}$ показано на рис. 8. При боковом резании с $\frac{b}{D} < \frac{1}{2}$

когда фрезер забирает стружку с нулевой толщины, с увеличением диаметра при постоянном b расход мощности N_e' увеличивается. Такой тип резания является наименее выгодным с точки зрения расхода мощности.

В заключение теоретических выводов необходимо указать, что при выводе ур-ния 7 мы не принимали во внимание некоторого различия в расходе работы при резании фрезером с тонкой части стружки к толстой и при резании с толстой части стружки к тонкой. Это различие в расходе работы было замечено Бостоном и Крауз⁴⁾, но носит различный характер для различных обрабатываемых материалов и в теоретическом выводе пока учтено быть не может.

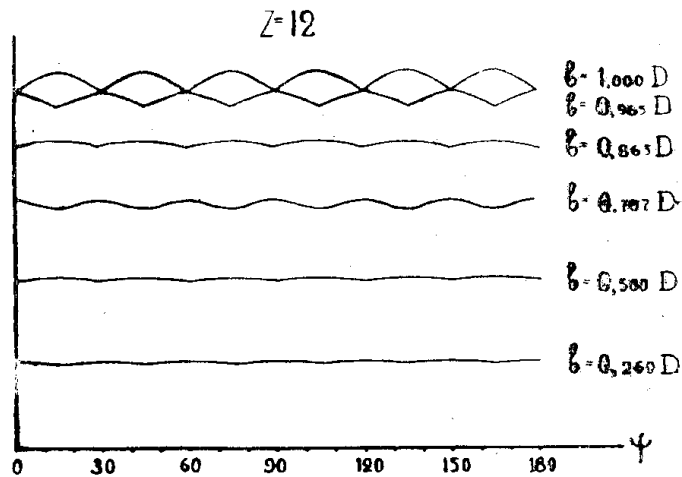


Рис. 8.

II. Экспериментальное исследование работы лобового фрезера.

Целью экспериментальной части работы была проверка правильности ур-ний 7, 10 и 11 и нахождение значений λ , k , l для различных обрабатываемых материалов.

Опыты производились на фрезерном станке Тульского завода, в коробку скоростей которого был встроен специальный самозаписывающий гидравлический динамометр конструкции автора, служащий для регистрации крутящих моментов на фрезере. Схема динамометра представлена на рис. 9,

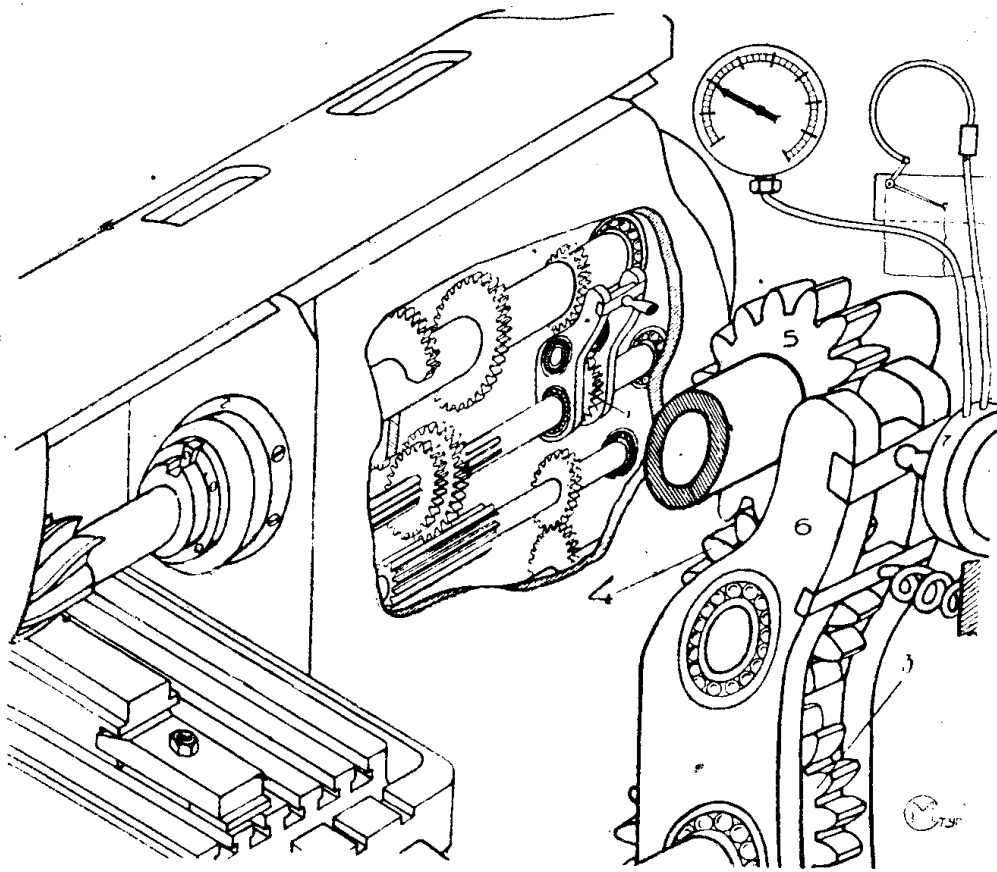


Рис. 9.

полное описание схемы имеется в нашей предыдущей работе ⁶⁾ Тарировка динамометра производилась тормозом Прони, результаты ее представлены на рис. 10. Кроме того, было произведено определение добавочных потерь в подшипниках шпинделя под влиянием действующих на фрезу сил. Полученные при этом добавочные моменты в кг мм, искажающие показания прибора, представлены на рис. 11. Они чрезвычайно незначительны, так как шпиндель монтирован на конических роликовых подшипниках, и составляют при наших опытах, как максимум, менее 1,5% от рабочего момента.

Лобовые фрезера, применяемые при опытах, показаны на рис. 12, размеры их приведены в таблице 4.

Таблица 4.

| № | Диаметр D мм | Материал фрезера | Число зубцов Z | Угол поднутрения на торце | Угол поднутрения на цилиндрической части |
|---|-------------------|--------------------------|---------------------|------------------------------|---|
| 1 | 39,0 | Быстрорежущая сталь РФ 1 | 6 | 14° | 12° |
| 2 | 59,6 | | 18 | 12° | 9° |
| 3 | 64,5 | | 10 | 15° | 8° |
| 4 | 109,7 | | 10 | 14° | 12° |
| 5 | 144,5 | | 14 | 14° | 8° |

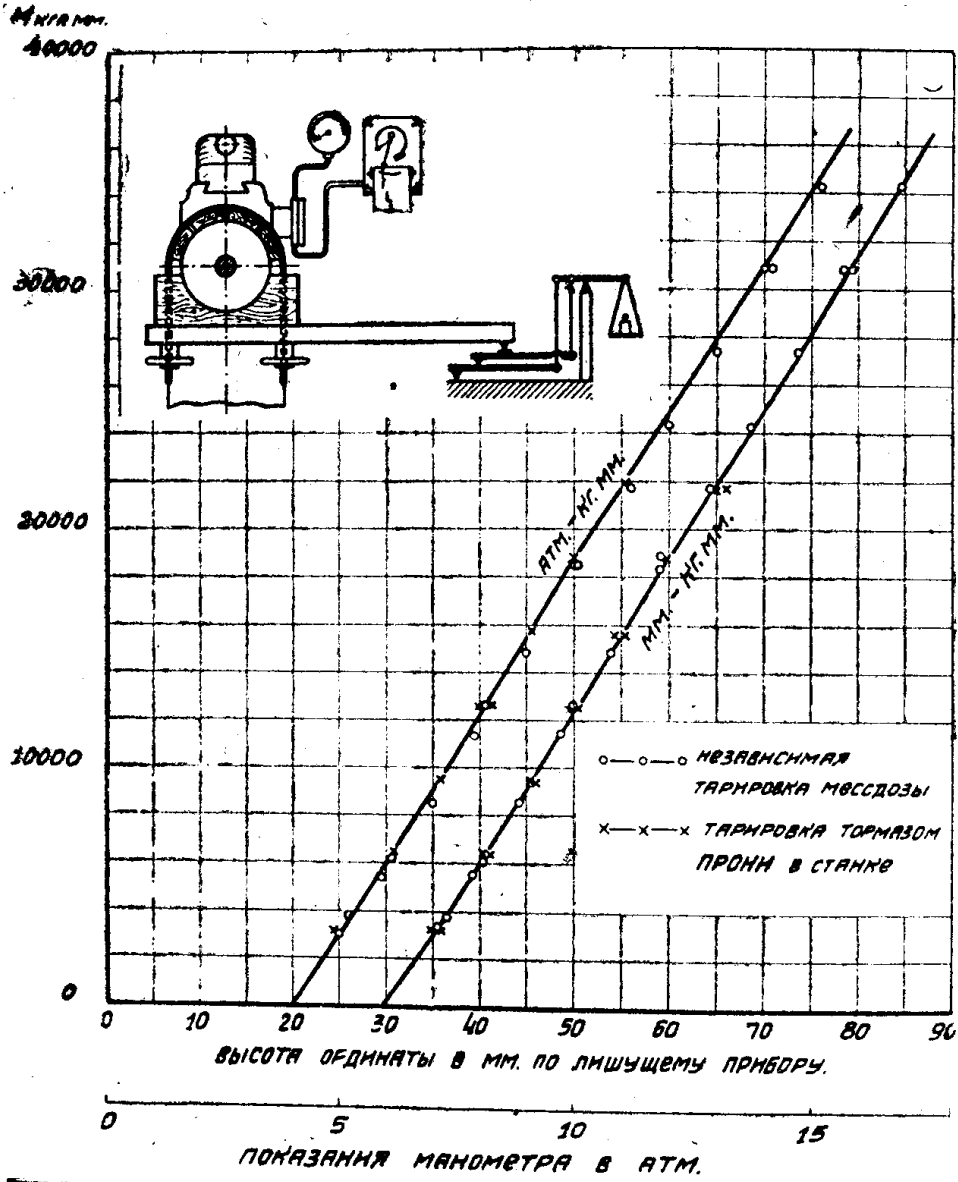


Рис. 10.

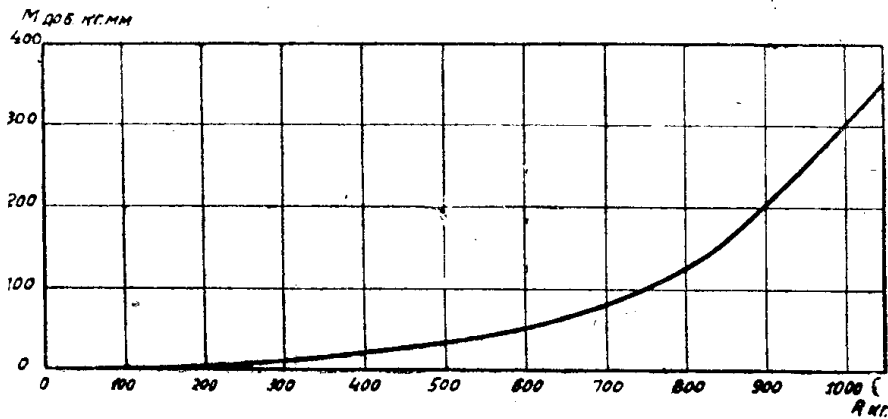


Рис. 11.

Фрезера 1 и 2 имели остро заточенный угол зуба, фрезер 3—закругленный, а фрезера 4 и 5—срезанный, как это представлено на рис. 13.
Для сравнения получаемых величин параллельно с лобовыми фрезерами

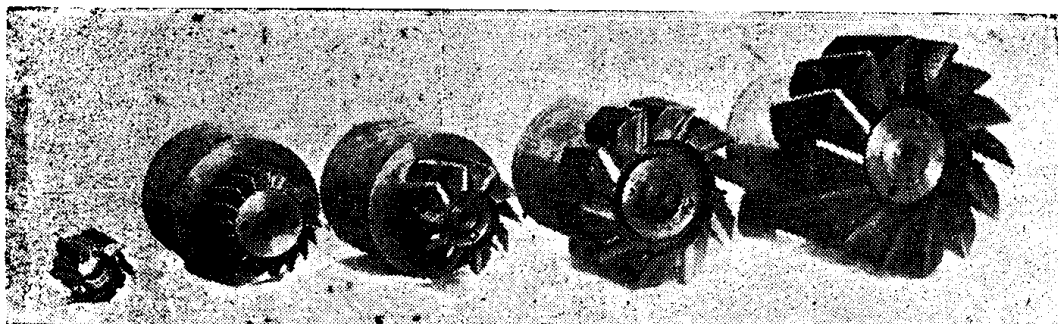


Рис. 12.

в работе применялись два цилиндрических фрезера (см. табл. 5 и рис. 14).
По всем этим материалам работали как лобовыми, так и цилиндричес-

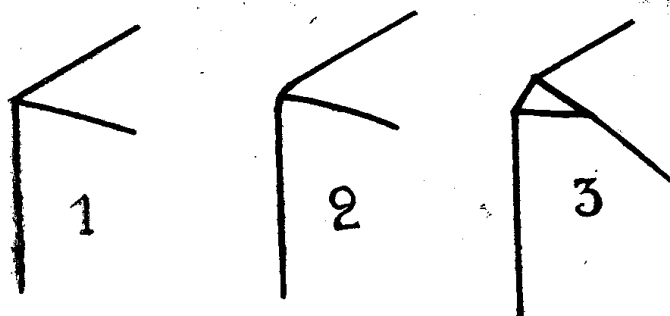


Рис. 13.

Таблица 5.

| № | Диаметр D мм | Материал фрезера | Число зубов Z | Угол под- ема спирали в° | Угол под- нутрения γ |
|---|-------------------|--------------------------|--------------------|--------------------------------|--------------------------------|
| 1 | 74,0 | Быстроре- жущая сталь | 18 | 64° | 0° |
| 2 | 59,7 | " | 8 | 60° | 10° |

Обрабатываемые материалы даны в табл. 6.

Таблица 6.

| № | Наименование | Химический состав | Твердость по Бринелл H_{Br} | Временное с противле- ние разрыву δ_B кг/мм ² | Относи- тельное удлинение ϵ % |
|---|-------------------------|---|-------------------------------------|--|---|
| 1 | Чугун мягкий | — | 90—100 | — | — |
| 2 | Чугун средней твердости | — | 150 | — | — |
| 3 | Чугун твердый | — | 195 | — | — |
| 4 | Сталь мягкая | Углерода 0,1% Марганца 0,42% Серы 0,02% Фосфора 0,02% Кремния—следы | 90 | 34 | 39 |
| 5 | Сталь средней твердости | — | 160 | 61 | 10 |
| 6 | Сталь твердая | Углерода 0,51% Марганца 0,64% Кремния 0,22% Серы 0,0 % Фосфора 0,01% | 215 | 76 | 10 |
| 7 | Хромистая сталь 5145 | Углерода 0,4—0,48% Кремния 0,2—0,35% Марганца 0,6—0,8% Хрома 0,8—1,1% Никеля < 0,3% | 210 | 74 | 16 |

кими фрезерами. Данные, полученные для цилиндрических фрезеров, полностью совпали с данными нашей прошлой работы по аналогичным обрабатываемым материалам и приводятся нами здесь для сравнения с данными

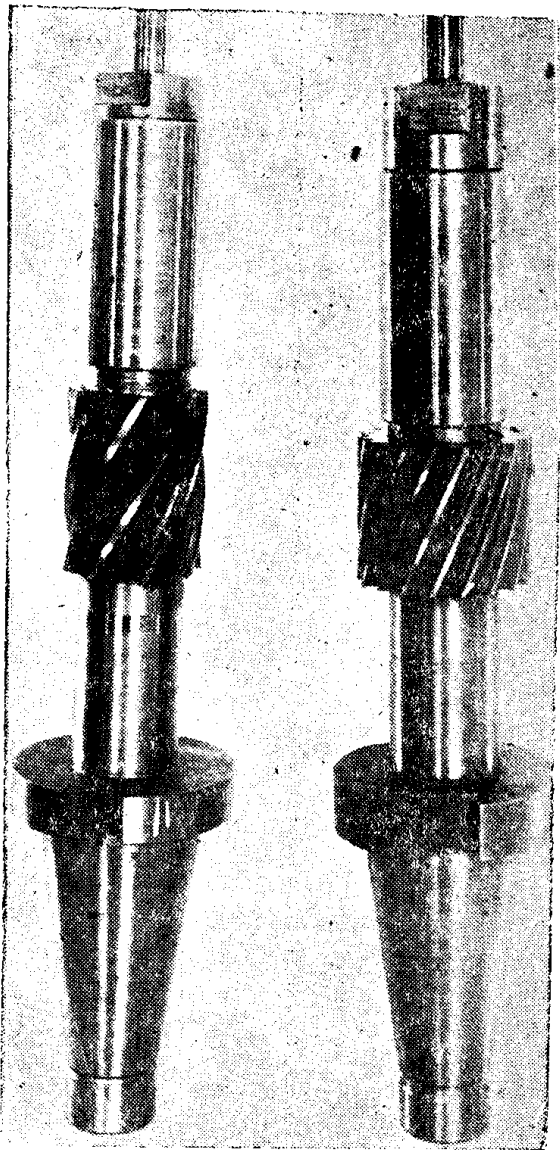


Рис. 14.

по лобовым фрезерам. Работа велась или с $b = D$, или с $b < D$ по типу лобового резанья.

Глубины фрезерования t , применяемые в опытах, брались нами большей частью от 1 мм до 8 мм. Иногда мы ограничивались меньшей глубиной, в случае же обработки мягкого чугуна — $t_{max} = 12$ мм. Подачи на один зуб брались в пределах от $S_z = 0,014$ мм до $S_z = 1,69$ мм, что полностью обеспечивает и чистовую и обдирочную работу.

Обработка результатов опытов.

Методику обработки результатов мы выбрали подобной методике нашей предыдущей работы с цилиндрическими фрезерами ⁶⁾.

В случае $b = D$ работа одного зуба за один оборот

$$A_z = 2^{-\frac{k}{2}} \cdot \lambda \cdot S_z^{k+1} \cdot t^{l+1} \cdot D$$

Отнесем работу одного зуба к объему стружки, снятому им за 1 оборот. При этом получим удельную работу A_w :

$$A_w = \frac{A_z}{t \cdot D \cdot S_z} = 2^{-\frac{k}{2}} \cdot \lambda \cdot S_z^k \cdot t^l$$

$$A_w = \lambda \cdot (0,707 \cdot S_z)^k \cdot t^l$$

Мы при выводе ур-ния 7 при $b = D$ работу одного зуба в пределах угла контакта 180° заменили удвоенной работой в пределах угла 90° (тем самым снизив ошибку) Поэтому мы должны считать условно, что ур-ние 7 нами выведено для $\varphi = 90^\circ$ (несмотря на то, что $b = D$). Для $\varphi = 90^\circ$:

$$0,707 S_z = S_z \cdot \sin \frac{\varphi}{2},$$

то-есть $0,707 S_z$ будет представлять собой толщину стружки посредине угла контакта, или срединную толщину стружки, которую обозначим S_m

$$0,707 \cdot S_z = S_m \quad (12)$$

А отсюда

$$A_w = \lambda \cdot S_m^k \cdot t^l \quad (13)$$

Таким образом удельный расход, работы при лобовом фрезеровании зависит при данном обрабатываемом материале от срединной толщины стружки S_m и глубины фрезерования, и чем больше последняя, тем меньше должно быть A_w , так как в общем случае $l < 0$.

Уравнение 13 можно получить из ур-ния 7:

$$A_w = \frac{4500 \cdot 1000 \cdot N_e}{t \cdot b \cdot S} = \lambda \cdot S_m^k \cdot t^l$$

Если ур-ние 13 выразить графически в логарифмических координатах S_m (абсцисса) и A_w (ордината), то тангенс угла наклона полученной прямой к оси абсцисс даст значение k , значение же A_w при $S_m = 1 \text{ мм}$ и $t = 1 \text{ мм}$ даст λ . Соотношения A_w при $S_m = \text{const}$, но при различных t дадут возможность найти l . Все опыты на данном материале при $t = \text{const}$, но с различными n, D, S, Z , должны дать в координатах $S_m - A_w$ одну прямую. Это будет служить подтверждением правильности наших выводов. Если для какого-либо материала и опыты с различными t дадут одну лишь прямую, это покажет, что для данного материала t не оказывает влияния на удельную работу, т. е. $l = 0$.

Регистрируя в опытах крутящий момент на фрезере, мы пересчитываем значение крутящего момента на удельную работу по зависимости

$$A_w = \frac{6,28M}{t \cdot D \cdot S_z \cdot Z}$$

относим к соответствующим образом подсчитанной величине S_m , и выражая $A_w = f(S_m)$ графически, находим k, l, λ .

При работе с $b < D$ мы получаемые крутящие моменты пересчитывали на моменты для случая $b = D$, пользуясь соотношением между моментами, равным соотношению между N''_e и N_e по ур-нию 11. Полученные таким путем „приведенные“ к $b = D$ моменты служили для нахождения $A_w = f(S_m)$.

В случае, если подсчитанные значения укладывались на прямые, построенные нами по опытам с $b=D$, мы получали доказательство ур-ния 11.

Проведенное нами преобразование ур-ния 4 в ур-ние 7, а также выведенные нами ур-ния 12 и 13 делают результаты опытов с лобовым фрезером сравнимыми с результатами опытов с цилиндрическим. Мы можем судить о сравнительном расходе работы, о значениях λ , в то время как если бы мы пользовались ур-нием 4, ошибки теоретического вывода повлекли бы искажение подсчитанных по эксперименту значений λ и привели бы при сравнении с работой цилиндрического фрезера к ошибочным заключениям.

Результаты опытов.

Результаты всех опытов нами представлены через удельную работу в координатах $S_m—A_w$, причем на графиках S_m отложено в микронах, A_w в $кг\cdot м/мм^2$. На рис. 15—20 представлены результаты опытов по чугуно $H=90—100$ с различными глубинами фрезерования от $t=1$ мм до $t=12$ мм, всеми лобовыми фрезерами. Угол наклона проведенных прямых один и тот же для всех значений t .

Все прямые, за исключением прямой для $t=1$ мм, расположены на одной высоте, что дает $l=0$ для $t>1$ мм. Прямая для $t=1$ мм расположена несколько выше. Мы даем значения λ отдельно для $t=1$ мм и для $t>1$ мм.

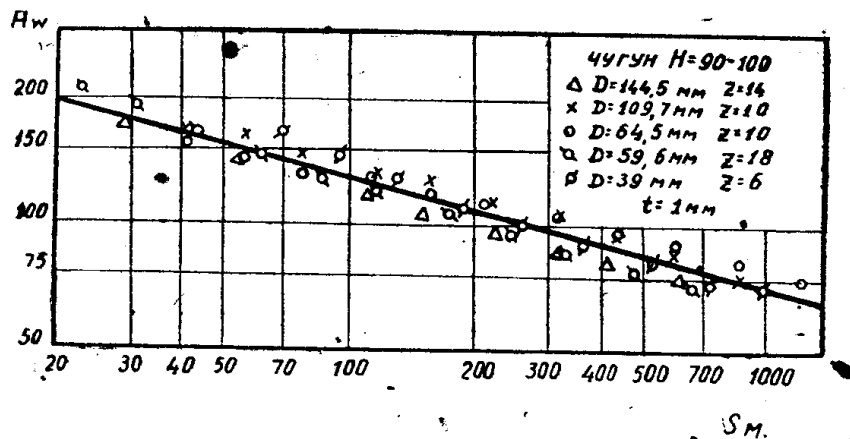


Рис. 15.

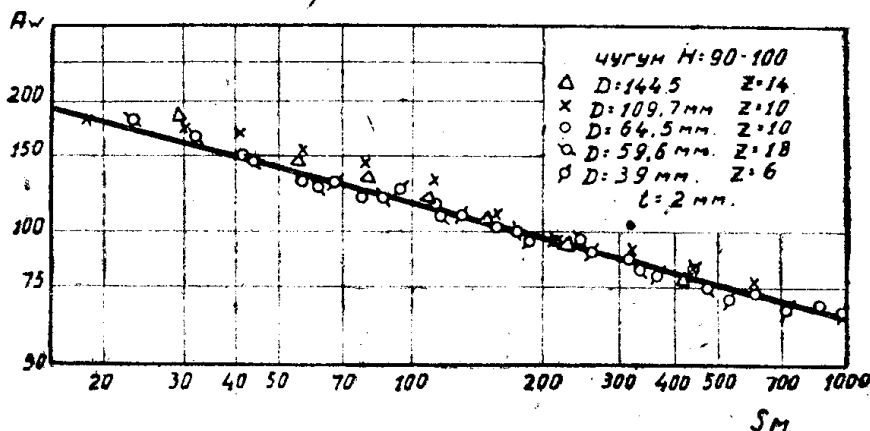


Рис. 16.

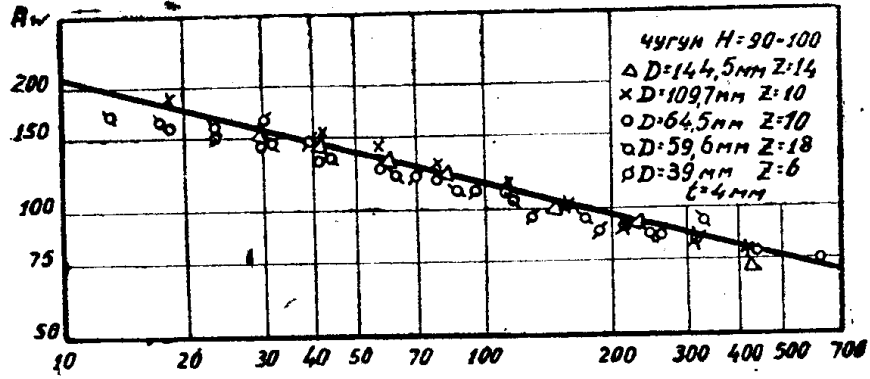


Рис. 17.

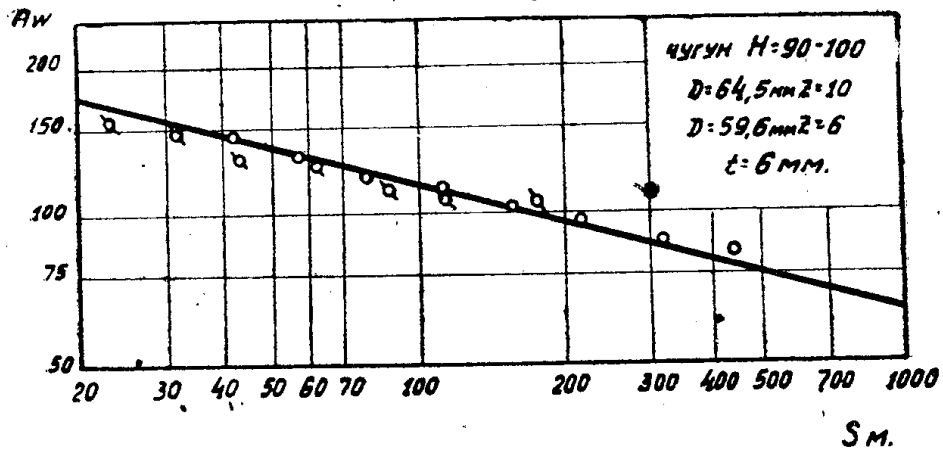


Рис. 18.

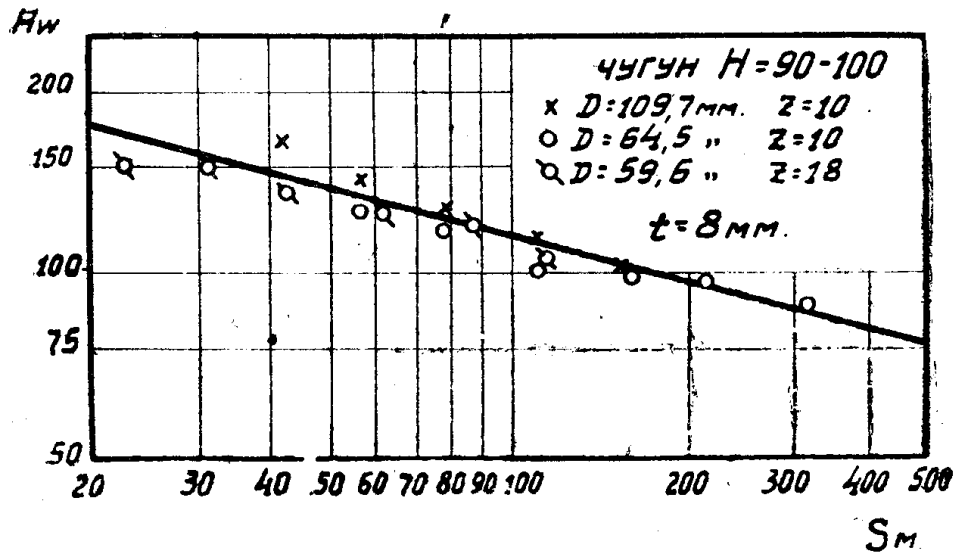


Рис. 19.

Для чугуна $H=90-100$ нами получено

$$K = -0,265; \quad \lambda = 70 \text{ (при } t = 1 \text{ мм)}$$

$$\lambda = 63 \text{ (при } t \geq 2 \text{ мм)}$$

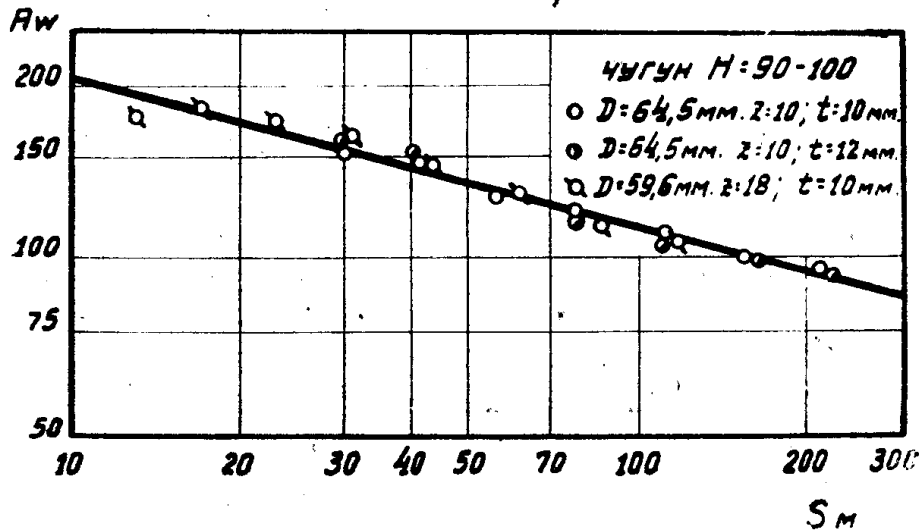


Рис. 20.

Данные по работе цилиндрического фрезера представлены по чугуны $H=90-100$ на рис. 21. Здесь даны результаты опытов с фрезерами с неподнутренным и с поднутренным на 10° зубом.

Для цилиндрического фрезера имеем

$$K = -0,4; \quad \lambda = 50 \text{ (для неподнутренного зуба).}$$

Угол поднутрения в 10° снижает значение λ на 12%.

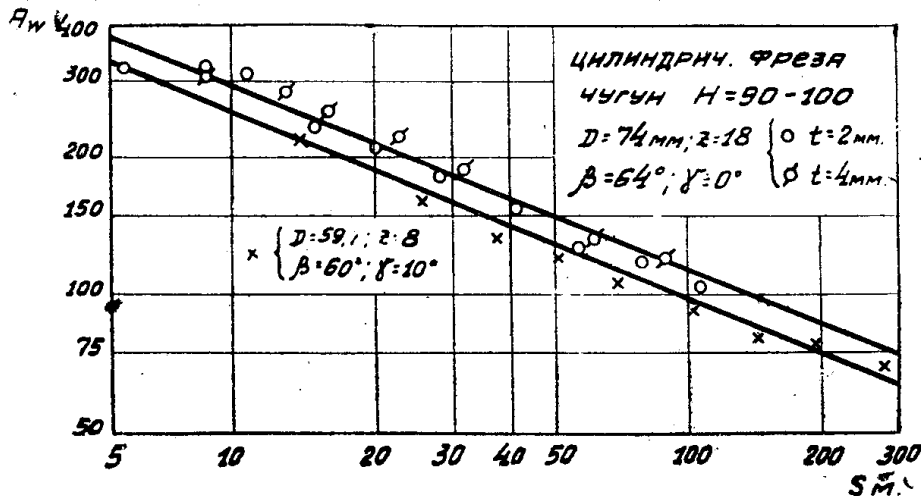


Рис. 21.

Данные по работе цилиндрического фрезера вполне совпадают с результатами нашей прошлой работы, что указывает на надежность измерительной аппаратуры.

На рис. 22 представлены результаты опытов лобовым фрезером по чугуны $H=150$.

Здесь мы видим полную закономерность уменьшения удельной работы с увеличением глубины фрезерования t .

Точки для фрезера со срезанным углом зуба здесь лежат несколько выше остальных.

Для чугуна $H=150$ мы получили

$$K = -0,315; \quad l = -0,09; \quad \lambda = 85$$

Рис. 23 содержит результаты для обработки того же чугуна цилиндрическими фрезерами.

$K = -0.35$; $\lambda = 66$ (для неподнутренного зуба).

Поднутрение в 10° снижает λ на 8%.

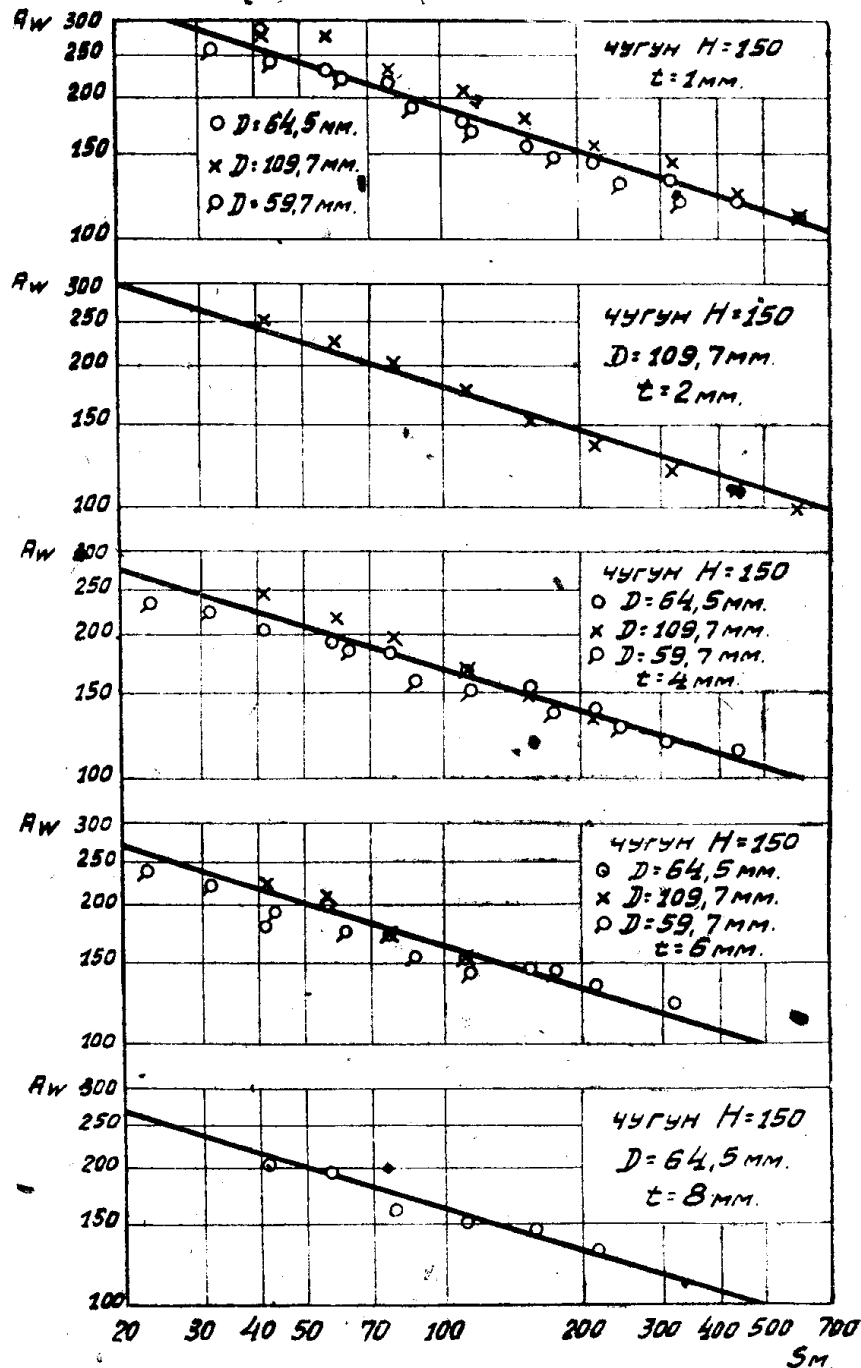


Рис. 22.

На рис. 24 даны результаты по лобовым фрезерам по чугуну $H=195$. Влияние глубины фрезерования t на удельную работу здесь также ясно выражено.

Для чугуна $H=195$ имеем

$$K = -0.253; \quad l = -0.06; \quad \lambda = 107$$

Рис. 25 содержит результаты обработки того же чугуна цилиндрическими фрезерами:

$K = -0,33$; $\lambda = 86$; поднутрение зуба на 10° снижает λ на 11%,

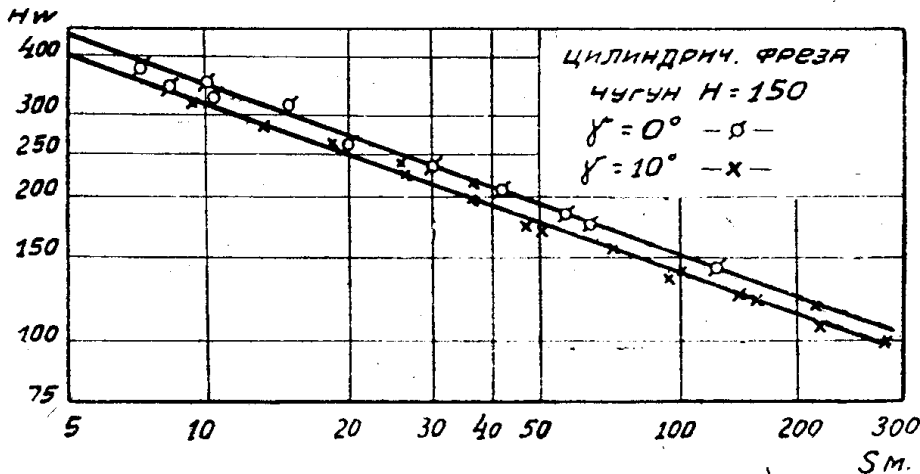


Рис. 23.

Последние величины не совпадают с данными нашей прошлой работы и должны быть там прокорректированы, так как они являлись не результатом нашего исследования (за неимением у нас в то время необходимого чугуна), а были заимствованы из работы Балеке¹⁰⁾, которая была проведена без специальной измерительной аппаратуры и при этом не были учтены добавочные вредные сопротивления и расход работы на механизм подачи.

На рис. 26 представлены результаты опытов с лобовыми фрезерами по стали средней твердостью $\delta_B = 61 \text{ кг/мм}^2$. Влияние глубины фрезерования отсутствует.

$$K = -0,22; \quad l = 0; \quad \lambda = 178.$$

Рис. 27 дает результаты работы по той же стали цилиндрическими фрезерами:

$$K = -0,28; \quad \lambda = 152 \text{ (для неподнутренного зуба).}$$

Поднутрение зуба на 10° снижает λ на 11%.

На рис. 28 даны результаты работы лобовых фрезеров по твердой стали. Здесь заметно некоторое влияние глубины фрезерования l на расход работы:

$$K = -0,2; \quad l = -0,04; \quad \lambda = 186.$$

Рис. 29 дает по той же стали работу цилиндрических фрезеров. Прямая для неподнутренного зуба проведена по материалам прошлой работы, так как болванка, подвергнутая фрезерованию, была той же.

$$K = -0,26; \quad \lambda = 180 \text{ (для неподнутренного зуба).}$$

Поднутрение на 10° снижает λ на 12%.

На рис. 30 даны результаты работы лобовых фрезеров по хромистой стали:

$$K = -0,2; \quad l = 0; \quad \lambda = 195.$$

Рис. 31 дает по той же стали работу цилиндрических фрезеров. Прямая $\gamma = 0^\circ$ проведена по материалам прошлой работы:

$$K = -0,23; \quad \lambda = 205.$$

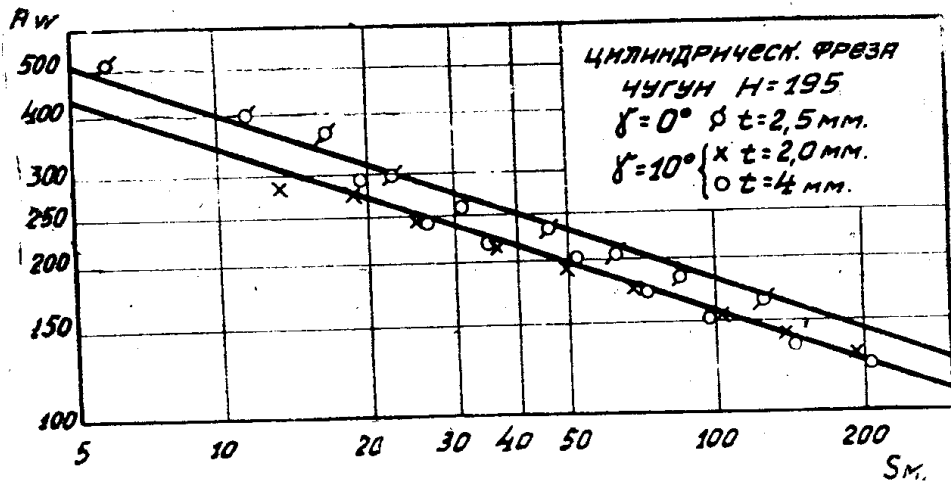
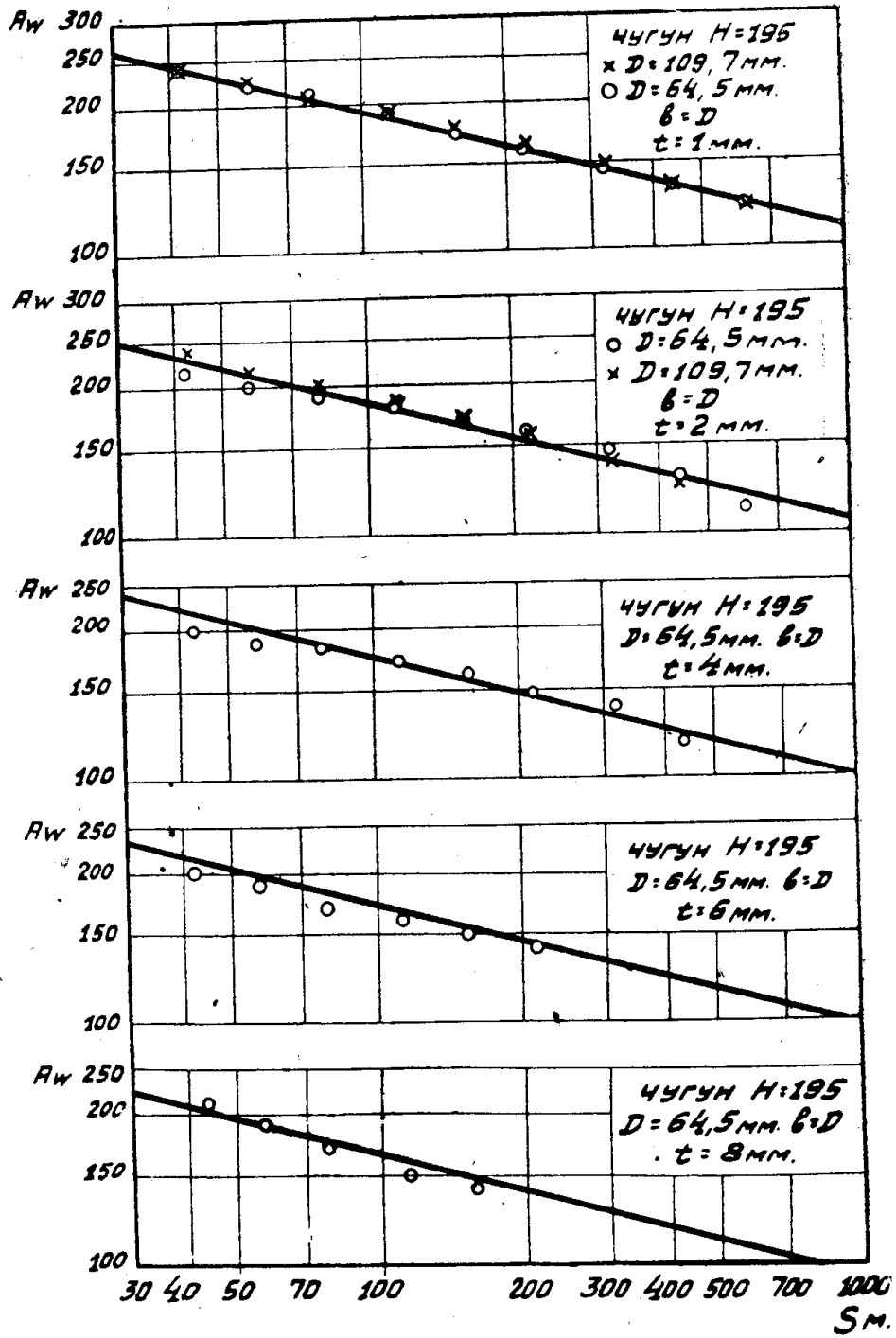


Рис. 24. Рис. 25.

Поднутрение на 10° снижает λ на 13%.
 На рис. 32 даны результаты опытов лобовыми фрезерами по мягкой стали:

$$K = -0,29; \quad l = 0; \quad \lambda = 185.$$

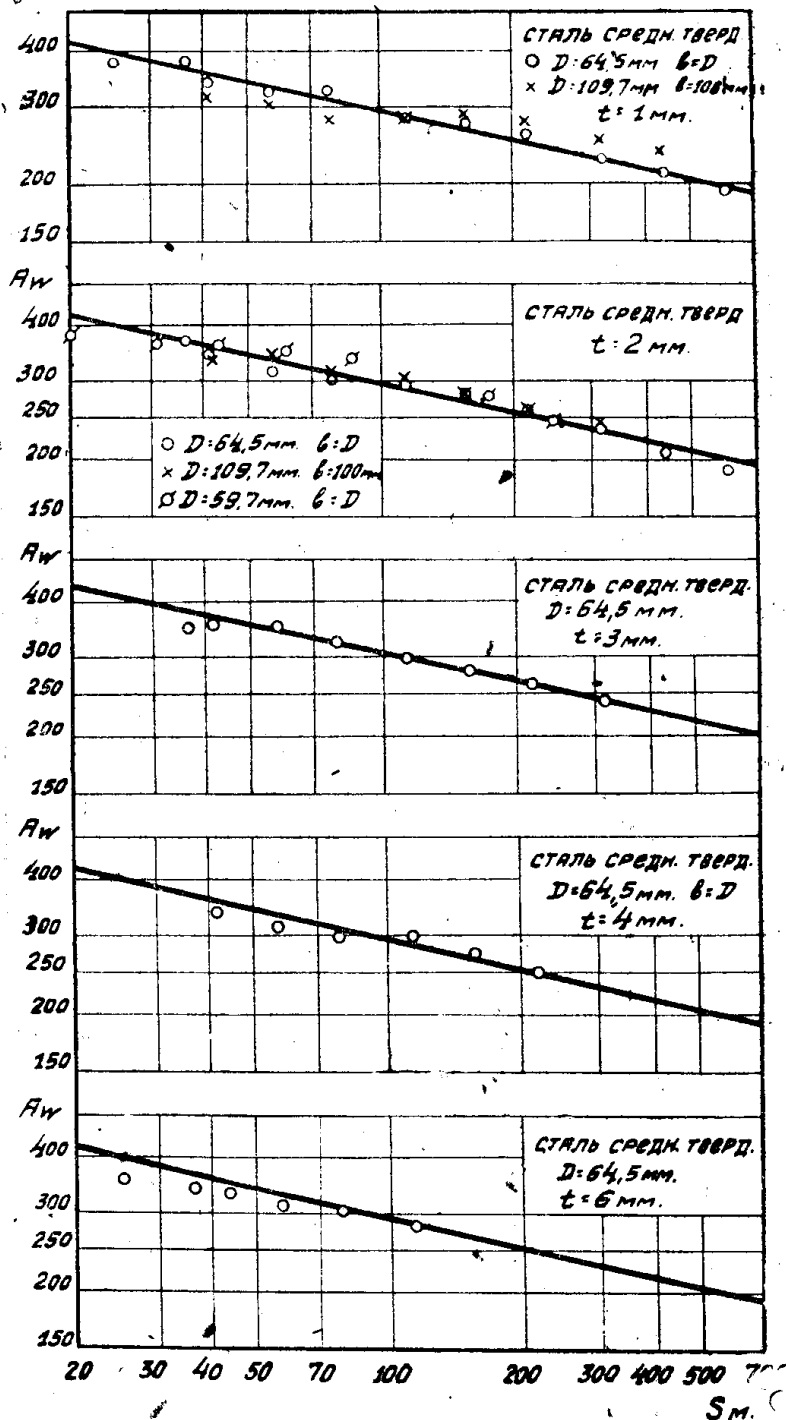


Рис. 26.

Рис. 33 дает по той же стали работу цилиндрического фрезера. Прямая для $\gamma = 0^\circ$ проведена по материалам прошлой работы.

$$K = -0,3; \quad \lambda = 142 \text{ (для неподнутренного зуба);}$$

$$K = -0,34; \quad \lambda = 123 \text{ (для поднутренного на } 10^\circ \text{ зуба).}$$

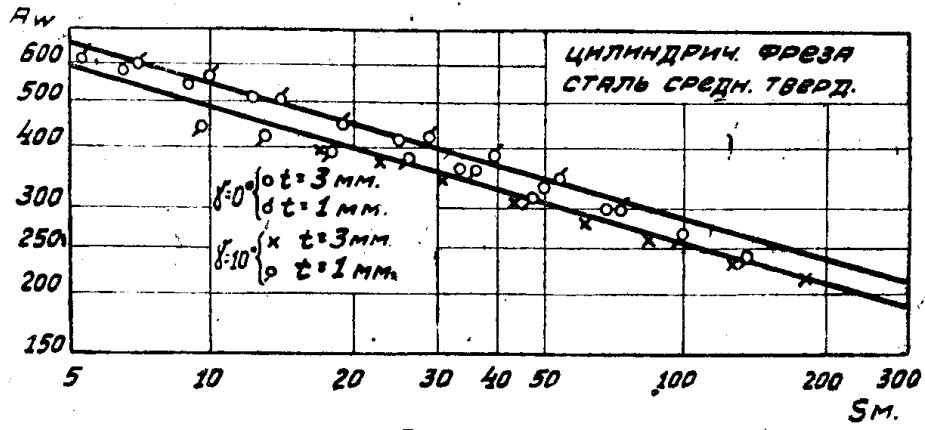


Рис. 27.

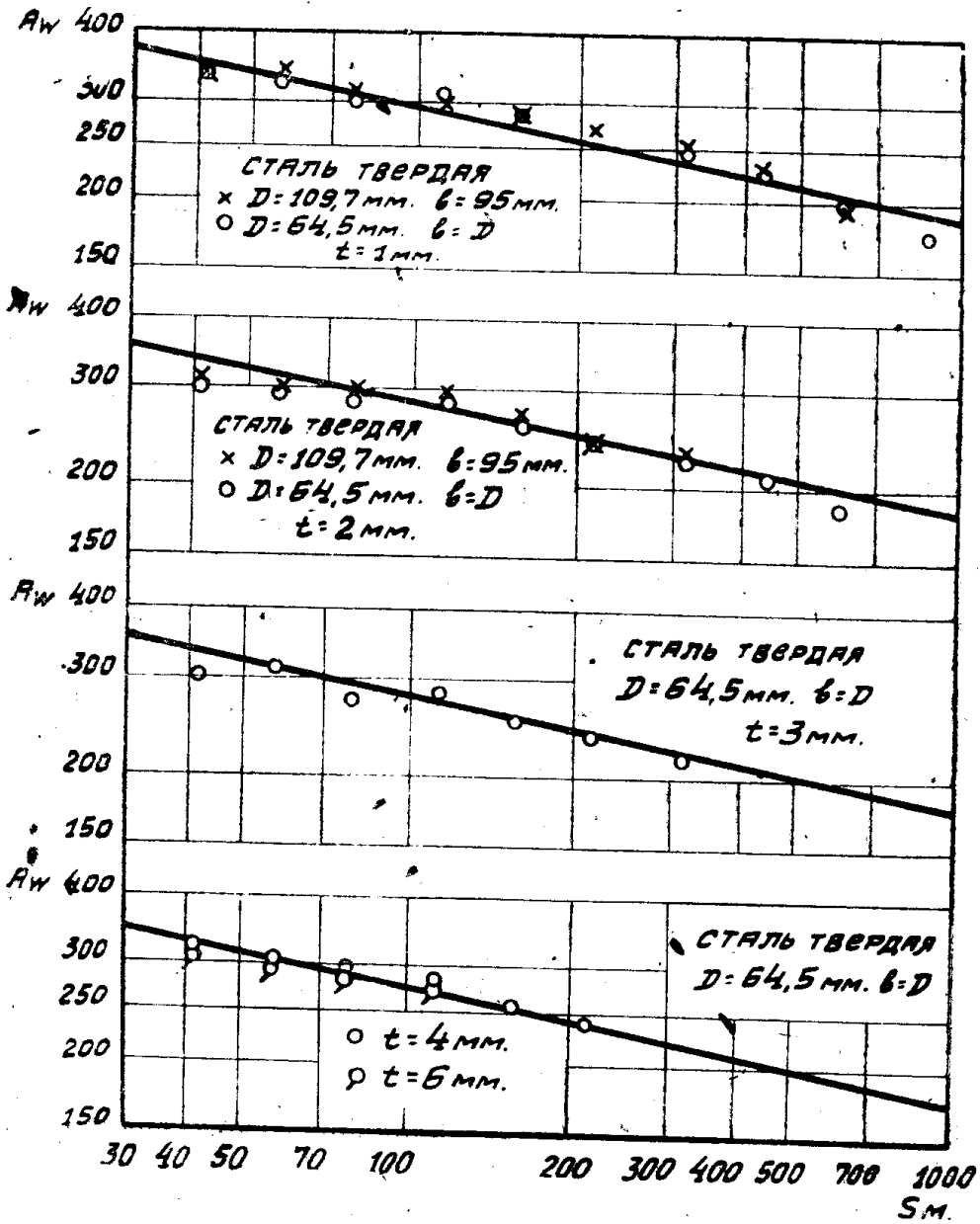


Рис. 28.

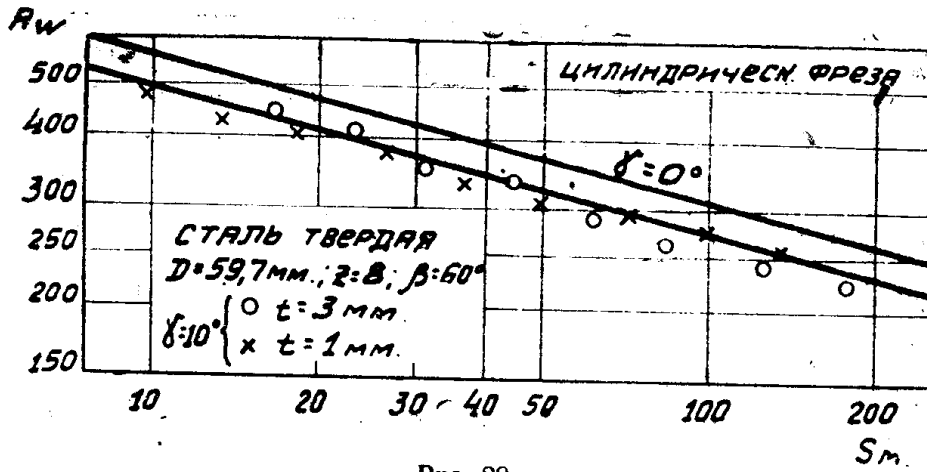


Рис. 29.

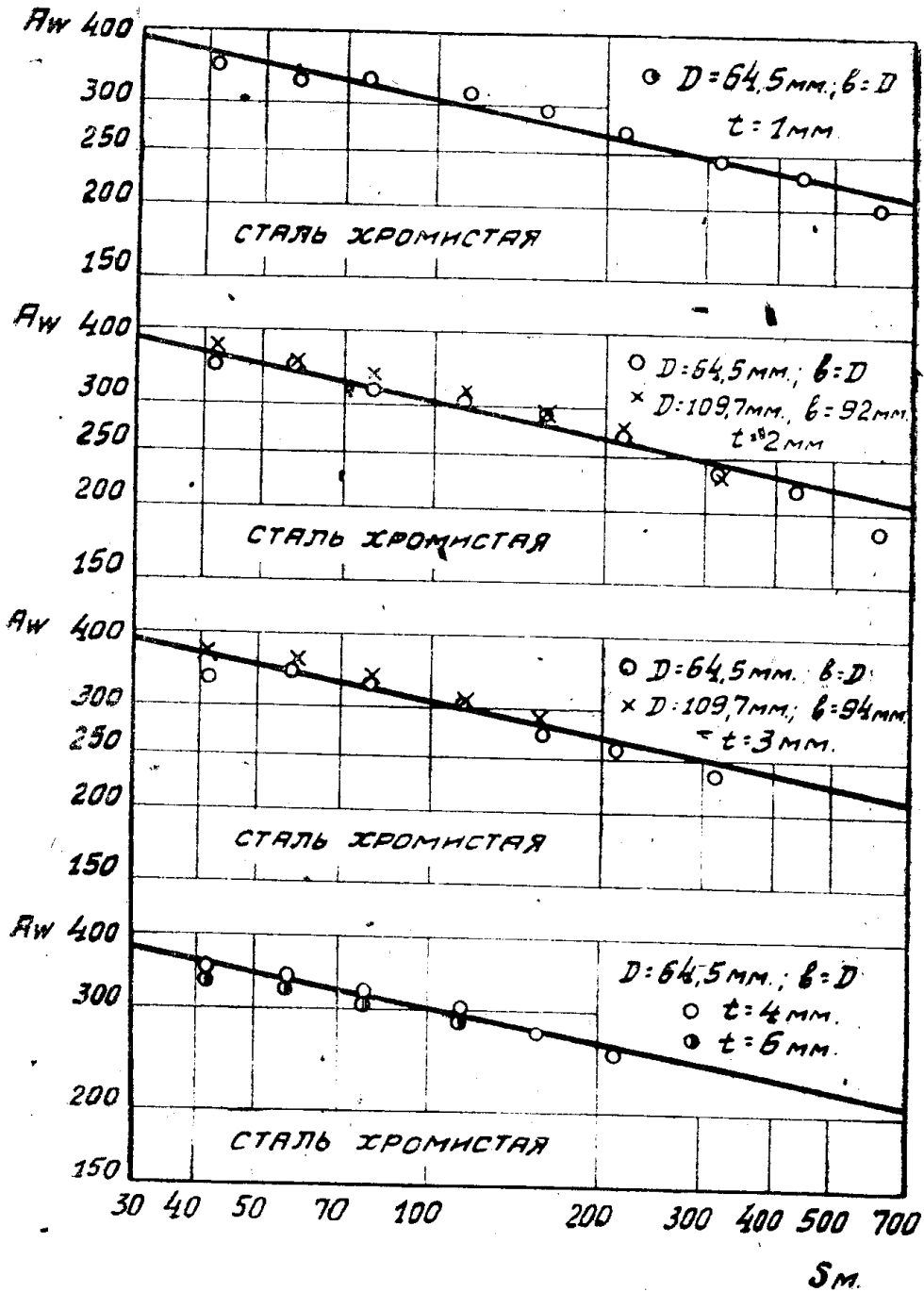


Рис. 30.

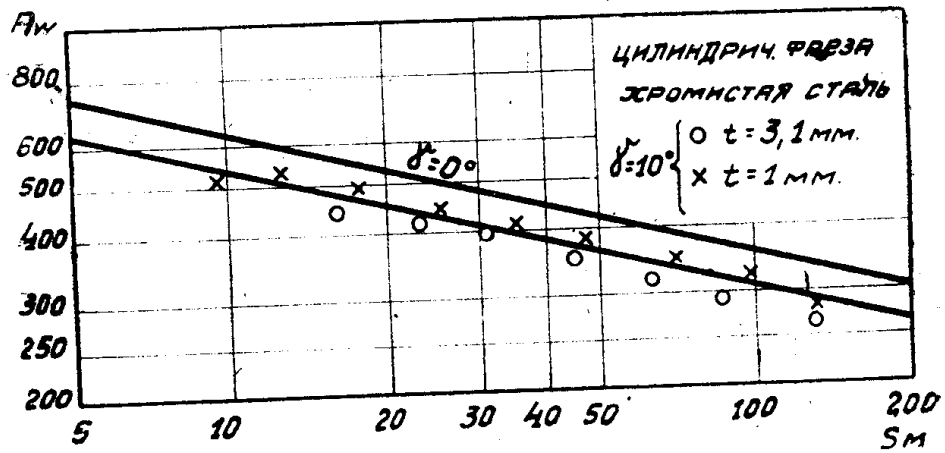


Рис. 31.

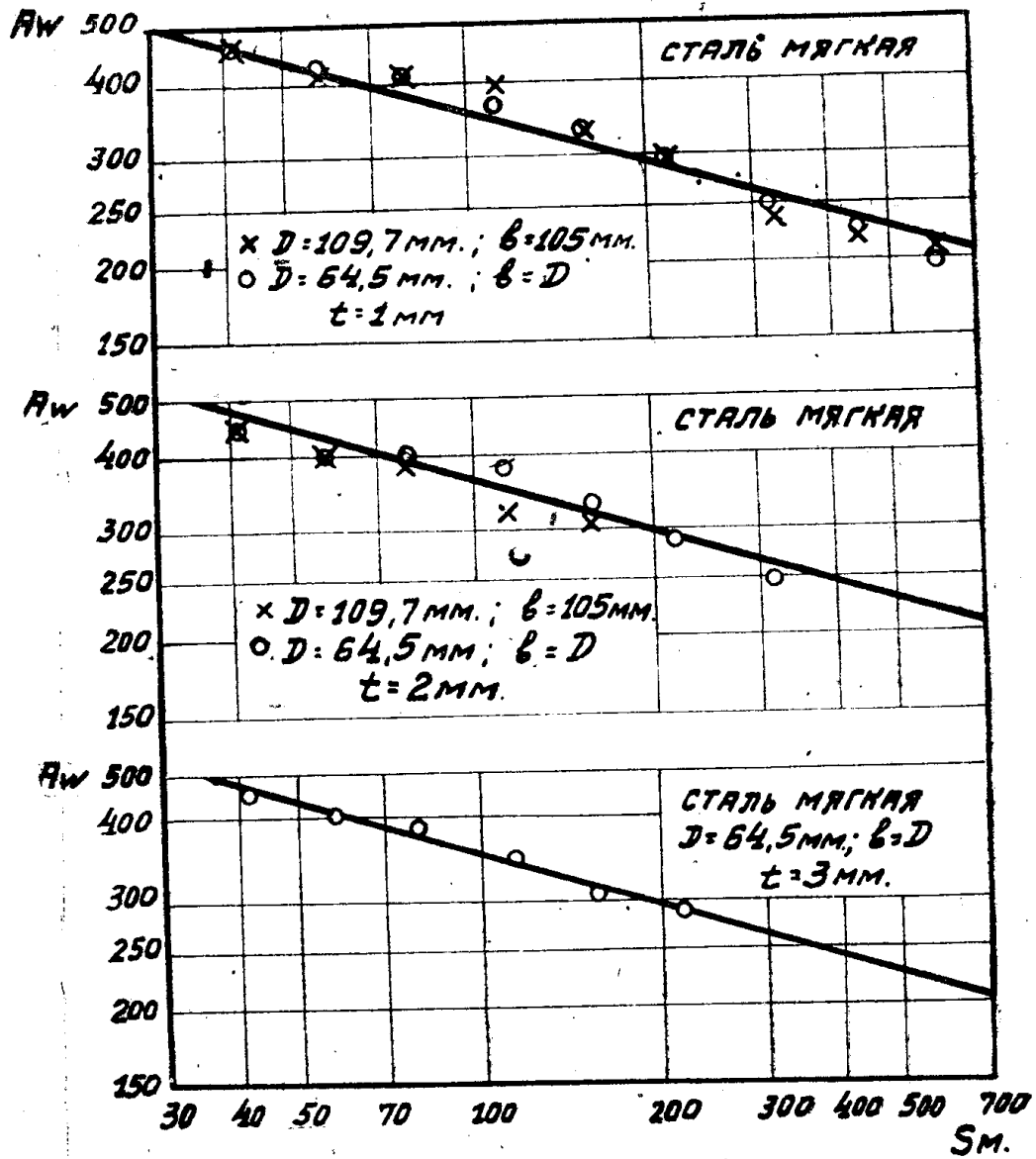


Рис. 32.

Поднутрение на 10° снижает λ на 13%.

При работе по всем сталям фрезерование производилось и с $b=D$ и с $b < D$. Опытные точки для $b < D$ хорошо совпали с точками для $b=D$, что указывает на правильность выведенного нами соотношения между N_e

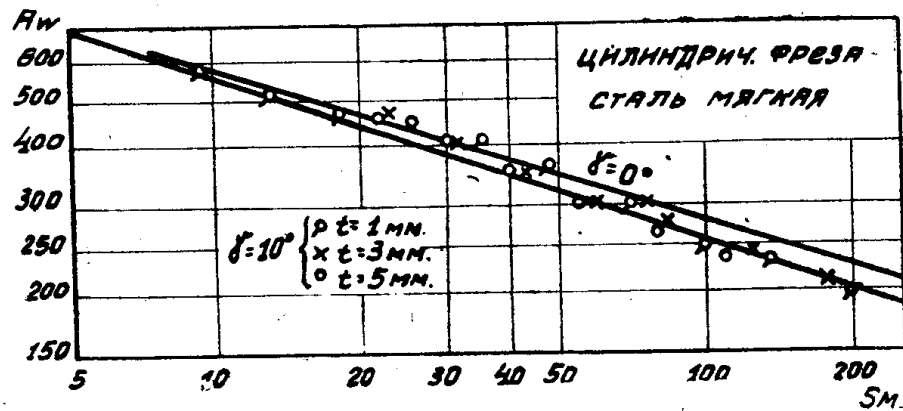


Рис. 33.

и N_e'' (уравнение 11). Это же подтверждает и рис. 34, на котором приведены результаты работы с различными отношениями $\frac{b}{D}$ для чугуна.

Все прямые, проведенные на графиках, проведены по тем значениям K , l и λ , которые нами указаны выше. Таким образом по расположению опытных точек относительно прямых можно убедиться, насколько хорошо приведенные значения K , l , λ удовлетворяют расположению опытных точек. Значения K , l и λ сведены в таблицу 7. Здесь же даны для сравнения величины для цилиндрических фрезеров.

Из анализа таблицы 7 следует:

Таблица 7.

| № | Материал обработки | Лобовой фрезер | | | Цилиндрический фрезер | | |
|---|---|----------------|--------|-------|--------------------------------------|---|-------|
| | | λ | K | l | λ для не-поднут-ренного зуба | λ для поднут-рен на 10° зуба | K |
| 1 | Чугун мягкий $H=90-100$ $t=1$ мм $t \geq 2$ мм | 70 | | | | | |
| | | 63 | -0,265 | 0,00 | 50 | 44 | -0,4 |
| 2 | Чугун средней твердости $H=150$ | 85 | -0,315 | -0,09 | 66 | 61 | -0,35 |
| 3 | Чугун твердый $H=195$ | 107 | -0,253 | -0,06 | 86 | 77 | -0,33 |
| 4 | Сталь мягкая $\sigma_B=34$ | 185 | -0,29 | 0,00 | 142 | 123 | -0,3 |
| 5 | Сталь средней твердости $\sigma_B=61$ | 178 | -0,22 | 0,00 | 152 | 135 | -0,24 |
| 6 | Сталь твердая $\sigma_B=76$ | 186 | -0,2 | -0,04 | 180 | 158 | -0,26 |
| 7 | Сталь хромистая $\sigma_B=74$ | 195 | -0,2 | 0,00 | 205 | 178 | -0,23 |

Значения λ для лобовых фрезеров выше, чем для цилиндрических, чем, видимо, и выражается дополнительный расход работы на торцевое резанье и несколько более затрудненный процесс образования стружки? Значения K для лобовых фрезеров ниже, чем для цилиндрических. Значения K для

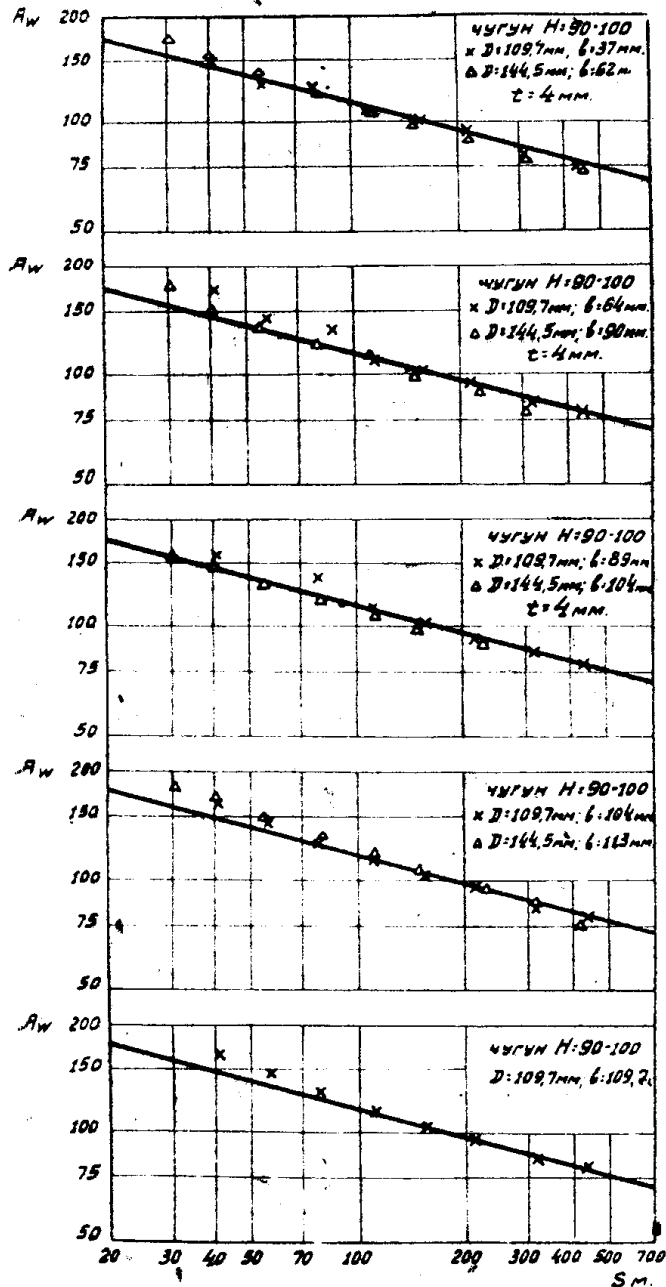


Рис. 34.

нами были вторично повторены опыты по мягкой стали, — они дали точное повторение полученного ранее. Видимо, такая „аномалия“ объясняется значительно большей вязкостью мягкой стали, что можно усмотреть из табл. 6, где относительное удлинение для мягкой стали 39%, для всех остальных — 10—16%.

Это, на первый взгляд парадоксальное, явление, выражающееся в том, что при обработке более мягкой стали мы получили более высокую нагрузку на инструменте, чем при более твердой, имеет примеры и в других областях резанья металлов. Так, например, при сверлении крутящий момент выражается зависимостью

$$M = k \cdot d^m \cdot S^l,$$

чугуна выше, чем для стали. Величины K для лобовых фрезеров очень близко подходят к величинам для токарной работы.

Значения l , определяющие степень влияния ширины стружки на удельное давление резанья, в большинстве случаев при обработке стали равны нулю, при обработке же чугуна — отличны от нуля.

Если сравнить графики для лобовых фрезеров с графиками для цилиндрических, то можно заметить, что, в виду различия в наклоне прямых, с изменением толщины стружки разница в расходе энергии при работе лобового и цилиндрического фрезеров изменяется, увеличиваясь с увеличением значения S_m . Это, повидимому, объясняется все увеличивающимся влиянием торцевых лезвий и все более затрудненным образованием стружки.

Ошибочно мнение проф. Резникова, считающего, что на работу торцевых лезвий приходится 3—5% от всей затраченной работы. По приведенным графикам видно, что этот % не постоянен и при крупных подачах может быть значительно выше.

Сталь мягкая при наших опытах характеризуется при фрезеровании не меньшим расходом работы, чем более твердые стали. Это заметно и из данных для цилиндрических фрезеров; еще более это имеет место для лобовых фрезеров. Ввиду сомнительности такого результата,

где k , m , l в основном зависят от качества и прочности обрабатываемого материала при данном профиле сверла.

По данным Шлезингера ¹¹⁾ (в переработке Беспрозванного) мы имеем:

$$\text{Сталь } \sigma_B = 50 \text{ кг/мм}^2$$

$$M = 0,03 d^2 S^{0,84} \text{ кгм}$$

$$\text{Сталь } \sigma_B = 30 \text{ кг/мм}^2$$

$$M = 0,042 d^2 S^{0,92}$$

По упрощенным ф-лам Беспрозванного: ¹¹⁾

$$\text{Сталь } \sigma_B = 50$$

$$M = 0,029 d^2 S^{0,8}$$

$$\text{Сталь } \sigma_B = 30$$

$$M = 0,036 d^2 S^{0,8}$$

В обоих случаях крутящий момент при обработке более мягкой стали значительно (на 24%) выше чем, при обработке более твердой.

В отношении осевого давления для тех же материалов получается та же картина, лишь менее ярко выраженная.

По совершенно иным данным Бостона и Оксфорда ¹²⁾ при сверлении же имеем:

Сталь SAE 1020. Твердость по Бринелю $H = 131$

$$M = 0,0726 \cdot S^{0,78} d^{1,8} \text{ кгм}$$

Сталь SAE 1035. Твердость по Бринелю $H = 156$

$$M = 0,0611 S^{0,78} d^{1,8} \text{ кгм}$$

Сталь автоматная. Твердость $H = 217$

$$M = 0,0405 S^{0,78} d^{1,8}$$

Здесь мы имеем то же самое явление, еще более рельефно выраженное.

Сравнительно большой расход удельной работы лобовых фрезеров в сравнении с цилиндрическим (при толстых стружках) и указанная выше „аномалия“ для мягкой стали вызывают невольное сомнение в точности эксперимента, что однако должно быть категорически отвергнуто по следующим соображениям.

Если мы возьмем приведенные нами графики $S_m - A_w$ для какого-либо материала, для которого $l = 0$, например, для чугуна $H = 90 - 100$ (в пределах от $t = 2$ мм до $t = 12$ мм) (см. рис. 16—20), зададимся каким-либо постоянным значением S_m , то, взяв A_w из рис. 16 для $t = 2$ мм и $D = 39$ мм и из рис. 20 для $t = 12$ мм и $D = 64,5$ мм, мы в обоих случаях будем иметь одно и то же значение A_w для одного и того же S_m , несмотря на то, что крутящий момент на фрезере во втором случае будет в 16 раз больше, чем в первом. Это стоит в полном соответствии с нашими теоретическими выводами, экспериментально же при столь разнящихся крутящих моментах это может быть получено (а это было получено нами во всех опытах) лишь при безусловно точной и надежной измерительной аппаратуре.

Для того чтобы еще раз удостовериться в точности полученных нами результатов, мы произвели серию опытов с лобовым фрезером $D = 64,5$ мм, заставляя его работать с глубиной фрезерования $t = 4$ мм и различными подачами по чугуну $H_{бр} = 195$ и стали $\sigma_B = 61$, причем таким образом, чтобы зубья, расположенные по торцу его, не участвовали в работе и вся работа производилась лишь зубьями, расположенными по цилиндрической поверхности.

Для осуществления этого условия, из стали $\sigma_B = 61$ и чугуна $H_{Br} = 195$ были изготовлены пластины толщиной 4 мм и шириной, превосходящей диаметр фрезера. Эти пластины привертывались шурупами к бортам корытообразной болванки, имеющей расстояние между бортами больше диаметра фрезера. Фрезеруя такую пластину лобовым фрезером, мы заставляли работать лишь зубья, расположенные на цилиндрической поверхности, так как торец его помещался между фрезеруемой пластиной и дном корытообразной болванки. Такая (частью профрезерованная уже) пластина показана на рис. 35.

При таком методе фрезерования лобовым фрезером мы должны были получить те же результаты, что и при работе цилиндрического фрезера, так как влияние торцевых зубьев на расход работы было исключено.

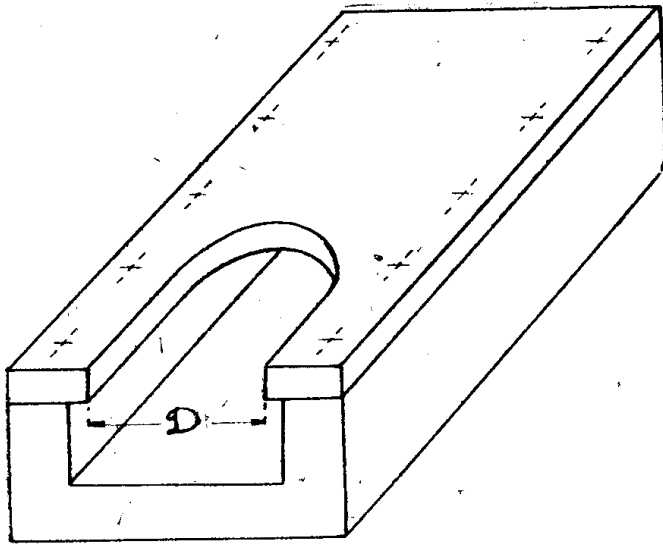


Рис. 35.

На рис. 36 точками представлены результаты, полученные из этих опытов. Прямые на рис. 36 проведены по опытам с цилиндрическим фрезером из рис. 25 и рис. 27. Совпадение опытных точек, полученных при работе лобовым фрезером „без торца“ с результатами работы цилиндрического фрезера достаточно удовлетворительное, что еще раз подтверждает правильность всех наших выводов и точность проведенных экспериментов.

Не безинтересно указать, что правильная заточка фрезера имеет колоссальное влияние на расход работы.

Нами был получен с одного из заводов фрезер $D = 109,7$ мм, причем у него оказался так заточен угол зуба, что угол затылка был равен нулю.

В таблице 8 мы приводим результаты работы с этим фрезером до исправления заточки и после нее.

Таблица 8.

| Материал Чугун $H = 90-100$ | | Фрезер $D = 109,7$ мм $Z = 10$ | | $b = 109,7$ $t = 1$ мм | |
|--------------------------------|--------------------------|---|---|---------------------------|--|
| S_n подача на 1 оборот | S_z подача на 1 зуб | Крутящий момент с неправильной заточкой | Крутящий момент с правильной заточкой | | |
| 0,585 | 0,0585 | 5015 | 1700 | | |
| 1,59 | 0,159 | 8540 | 3650 | | |
| 3,00 | 0,3 | 11682 | 5800 | | |
| 6,21 | 0,621 | 15568 | 10135 | | |
| 8,4 | 0,84 | 18 07 | 12180 | | |
| 12,1 | 1,21 | 21682 | 15666 | | |

Из таблицы видно повышение расхода работы для неправильно заточенного фрезера, особенно значительно при малых подачах. При этом нужно заметить, что в обоих случаях фрезер был остро заточен.

В нашей технической литературе по лобовым фрезерам имеются лишь данные проф. Резникова. Интересно поэтому провести сравнение крутящих

моментов, полученных опытом, с таковыми же, подсчитанными по формулам и коэффициентам проф. Резникова. Сравнение нами проведено в табл. 9. Подсчет моментов по Резникову производился нами на основании форму-

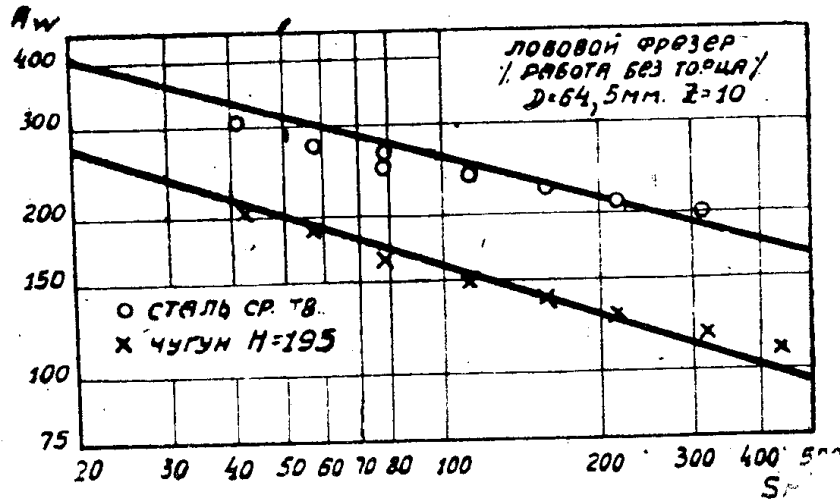


Рис. 36.

лы 273 и таблиц 42 и 43 его книги (Теория резанья металлов), углы резанья по его данным совпадают с углами наших фрезеров. Подсчет произведен для фрезера $D = 64,5$ мм; $Z = 10$; $t = 4$ мм; $b = D$.

Таблица 9.

| S_z | Крутящий момент в кг.м. | | | | | |
|--------|-------------------------|----------|------------------|----------|---------------|----------|
| | Сталь $\sigma_B = 61$ | | Чугун ср. тверд. | | Чугун твердый | |
| | По Резникову | По опыту | По Резникову | По опыту | По Резникову | По опыту |
| 0,0585 | 12200 | 8050 | 5550 | 4860 | 6850 | 4625 |
| 0,0805 | 15450 | 10415 | 7050 | 6450 | 8700 | 6100 |
| 0,11 | 21400 | 13645 | 9700 | 8300 | 12000 | 8150 |
| 0,159 | 25000 | 1999 | 11940 | 10940 | 14300 | 11000 |
| 0,221 | 32700 | 24963 | 14900 | 13823 | 18400 | 14250 |
| 0,3 | 41200 | 30443 | 18800 | 16762 | 23200 | 17700 |
| 0,446 | — | — | 25500 | 22075 | 31500 | 24550 |
| 0,631 | — | — | 32500 | 28307 | 40000 | 29275 |

Из таблицы следует, что данные проф. Резникова дают недопустимые отклонения и должны быть прокорректированы.

Отметим, что пользуясь результатами наших опытов, выраженных прямыми в координатах $S_m - A_w$, очень легко подсчитать мощность, необходимую для фрезерования, не имея для этого специальной номограммы. Для этого нужно для выбранного значения S_m и t найти в соответствующем графике A_w и подставить его в следующее простое выражение:

$$N_e = A_w \cdot \frac{t \cdot b \cdot S}{1000 \cdot 4500}$$

Получим мощность в лошадиных силах.

Составление номограммы для графического разрешения уравнений 7, 10 и 11 точно также не представляет затруднений. Такая номограмма для случая работы по чугуну $H_{ср} = 150$, дана на рис. 37, при чем, пользуясь ею, можно определять затрату мощности при всех трех случаях работы

лобового фрезера, разобранных нами выше. Метод пользования ею понятен на рис. 37.

В заключение экспериментальной части работы считаем возможным отметить, что проведенные нами опыты со столь различными диаметрами,

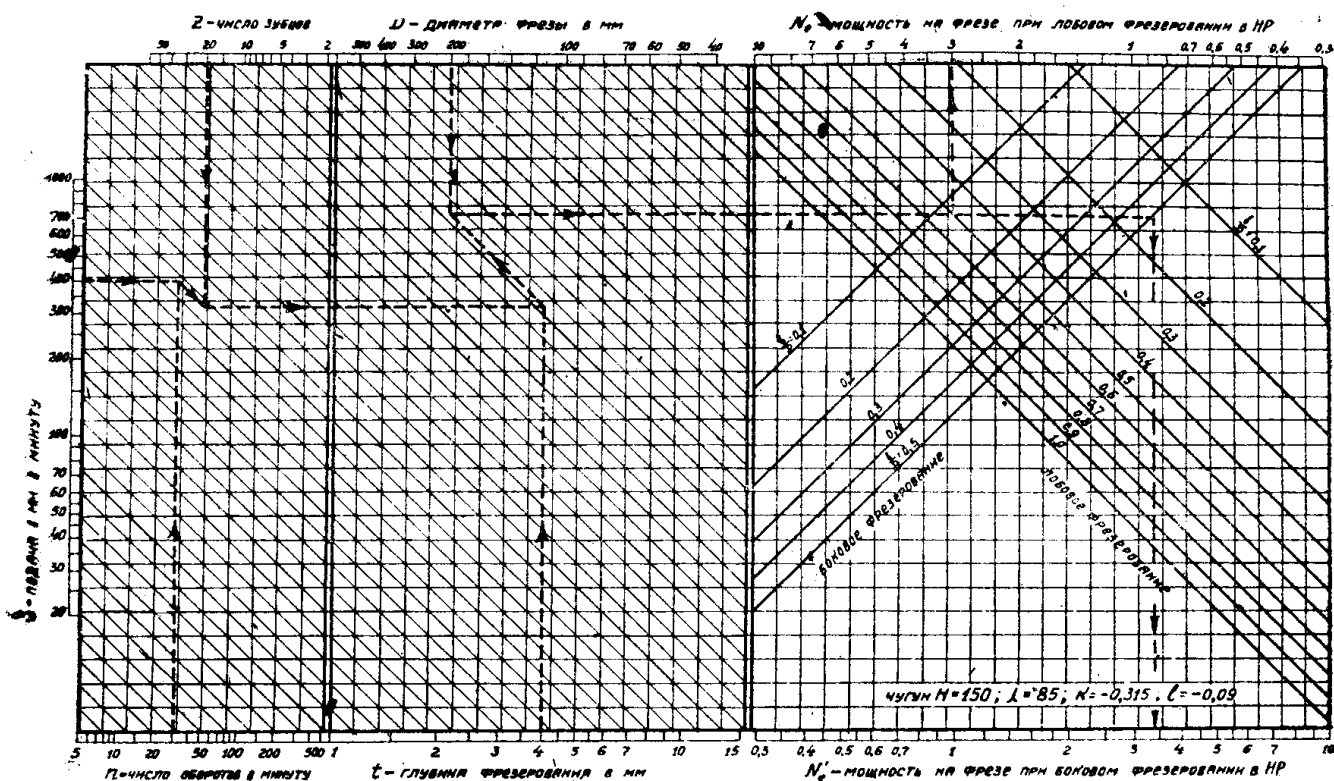


Рис. 37.

как $D=39$ мм и $D=144,5$ мм, столь различными числами зубцов, как $Z=6$ и $Z=18$, с широкими пределами подач, глубин фрезерования и различными соотношениями ширины фрезерования и диаметра фрезера, подтвердили правильность выведенных зависимостей затраты мощности от факторов резанья при работе лобового фрезера. Кроме того, достаточно убедительно показано, что механическое перенесение коэффициентов и показателей степеней из области токарной работы в область фрезерования, как это было сделано проф. Резниковым, не обеспечивает необходимой точности и ведет к недопустимым ошибкам при определении мощности, средней окружной силы и среднего крутящего момента.

Для подсчета мощности при лобовом фрезеровании считаем возможным рекомендовать уравнения 7, 10 и 11, как проверенные точно поставленным и широко проведенным экспериментом. Значения показателей степеней и коэффициентов дает табл. 7.

III. Неравномерность при лобовом фрезеровании.

При лобовом фрезеровании по мере прохождения зуба под стружкой окружная сила на каждом зубе фрезера претерпевает постепенное изменение по зависимости

$$P = \lambda \cdot S_z^{k+1} \cdot t^{l+1} \cdot \sin^{k+1} \psi, \quad (2)$$

что является результатом постепенного изменения толщины стружки S_z и удельного давления резанья, являющегося в свою очередь функцией переменной в данном случае толщины стружки.

В результате этого суммарная окружная сила и крутящий момент на фрезере претерпевают более или менее значительное периодическое колебание, проходя все свои значения на $\frac{1}{Z}$ части оборота фрезера.

Пользуясь предложенными нами уравнениями мощности 7, 10 и 11, не представляет затруднения определить окружную силу и крутящий момент на фрезере, так как

$$P_{\text{ср}} = \frac{4500 N_e}{v} \text{ кг}$$

и

$$M_{\text{ср}} = 716,2 \cdot \frac{N_e}{n} \text{ кгм.}$$

но при этом мы получим среднюю окружную силу и средний крутящий момент без учета их периодических колебаний.

Выше нами было указано и иллюстрировано рис. 5, что для случая фрезерования с $b = D$ изменение суммарной окружной силы, а значит и крутящего момента, очень незначительно, и при любом мгновенном положении зубьев фрезера суммарная окружная сила и крутящий момент для данного мгновенного положения незначительно отличаются от средних значений их, подсчитанных из уравнения мощности.

В случае же, если мы имеем лобовое фрезерование с $b < D$, мгновенные значения сил и моментов могут заметно отличаться от средних их значений. Проходя все свои значения от минимума до максимума, а затем опять до минимума $z \cdot n$ раз в минуту, окружная сила на фрезере, в моменты своего максимального значения, может в несколько раз превосходить среднюю величину, подсчитанную из уравнения мощности. Вследствие этого для рациональной эксплуатации фрезерного станка пределы изменения суммарной окружной силы и крутящего момента знать не менее важно, чем средние значения, так как иначе не представляется возможным учесть действительную рабочую нагрузку деталей станка. Кроме того, периодическое значительное колебание сил может вызвать дрожание всего станка и тем самым поставить предел увеличению производительности, при наличии неполного использования мощности его.

Специальное исследование явления неравномерности при лобовом фрезеровании, проведенное нами, показывает, что имеется возможность снизить до минимума амплитуду колебания мгновенной окружной силы, тем самым приблизить значения максимума и минимума ее к среднему значению, сделать работу станка более спокойной и в силу этого получить возможность повысить производительность.

В дальнейшем изложении мы будем касаться лишь максимальной мгновенной суммарной окружной силы, оставляя без внимания минимальное значение ее.

Отношение максимальной суммарной окружной силы $(\Sigma P_{\text{окр}})_{\text{max}}$ к средней окружной силе $P_{\text{ср}}$ назовем коэффициентом неравномерности μ для данного режима:

$$\mu = \frac{(\Sigma P_{\text{окр}})_{\text{max}}}{P_{\text{ср}}} = \frac{M_{\text{max}}}{M_{\text{ср}}}$$

Если нам для выбранного режима, наряду с $P_{\text{ср}}$, легко получаемым из величины N_e , будет известна и величина μ , мы просто сможем определить $(\Sigma P_{\text{окр}})_{\text{max}}$ и M_{max} и будем иметь все необходимое для определения действительных рабочих нагрузок деталей станка.

По выражению 2

$$\Sigma P_{\text{окр}} = \lambda \cdot s_z^{k+1} \cdot t^{l+1} \cdot \Sigma \sin^{k+1} \psi.$$

Кроме того, при лобовом фрезеровании с $b \leq D$

$$P_{\text{ср}} = \frac{4500 N_e}{v} = \left[1 - \left(1 - \frac{b}{D} \right)^{\frac{k+2}{2}} \right] \cdot \frac{2 \cdot \frac{k}{2} \lambda}{\pi \cdot n^{k+1}} \cdot t^{l+1} \cdot s_z^{k+1} \cdot z^{-k},$$

или

$$P_{\text{ср}} = \frac{2 \cdot \frac{k}{2} \lambda}{\pi} \cdot t^{l+1} \cdot s_z^{k+1} \cdot z \cdot \left[1 - \left(1 - \frac{b}{D} \right)^{\frac{k+2}{2}} \right].$$

Отсюда

$$\mu = \frac{\lambda \cdot s_z^{k+1} \cdot t^{l+1} (\Sigma \sin^{k+1} \psi)_{\text{max}}}{\frac{2 \cdot \frac{k}{2} \lambda}{\pi} \cdot s_z^{k+1} \cdot t^{l+1} \cdot z \cdot \left[1 - \left(1 - \frac{b}{D} \right)^{\frac{k+2}{2}} \right]}$$

Окончательно имеем выражение для коэффициента неравномерности μ :

$$\mu = \frac{\pi (\Sigma \sin^{k+1} \psi)_{\text{max}}}{2 \cdot \frac{k}{2} z \cdot \left[1 - \left(1 - \frac{b}{D} \right)^{\frac{k+2}{2}} \right]} \quad (14)$$

Таким образом коэффициент неравномерности μ является функцией $\frac{b}{D}$ и z . Эти две величины (при $k = \text{const}$) полностью определяют значение μ , так как $(\Sigma \sin^{k+1} \psi)_{\text{max}}$ также является функцией этих двух величин.

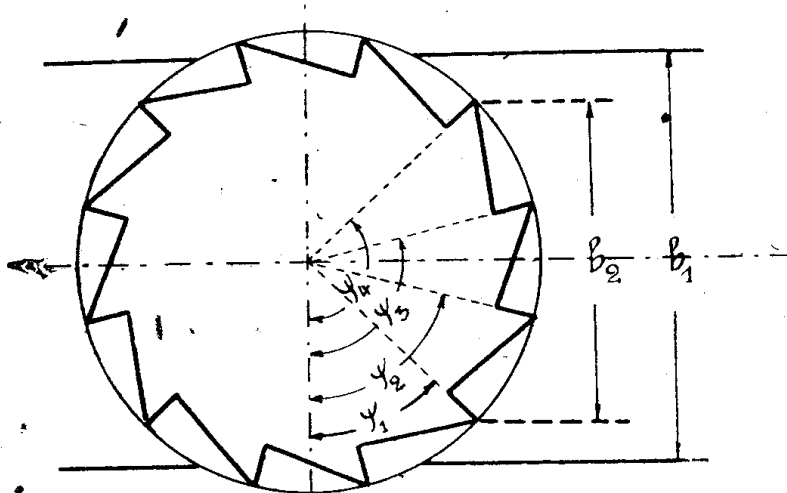


Рис. 38.

При любом отношении $\frac{b}{D}$ максимальную сумму синусов (а значит и максимальную суммарную окружную силу), мы будем иметь в том случае, если на данной ширине b расположим под стружкой наибольшее возможное количество зубьев, причем расположим их симметрично относительно оси изделия. Такое положение показано на рис. 38 для двенадцати-зубого фрезера ($z=12$) при $b=b_1$. Подсчитав для этого случая

$$(\Sigma \sin^{k+1} \psi)_{\text{max}} = \sin^{k+1} \psi_1 + \sin^{k+1} \psi_2 + \sin^{k+1} \psi_3 + \sin^{k+1} \psi_4$$

и подставив все величины в выражение 14, мы получим коэффициент не-

равномерности μ , который покажет, во сколько раз максимальная суммарная окружная сила будет больше средней окружной силы для данного случая фрезерования.

Если мы для данного случая ($z=12$) начнем постепенно уменьшать ширину фрезерования b_1 , то знаменатель дроби в выражении 14 будет постепенно уменьшаться, числитель же будет оставаться постоянным до тех пор, пока ширина фрезерования не станет равной b_2 . При этом изменении ширины от b_1 до b_2 , коэффициент неравномерности μ будет постепенно возрастать. Под стружкой все время будет находиться 4 зуба [в момент $(\Sigma P)_{\max}$].

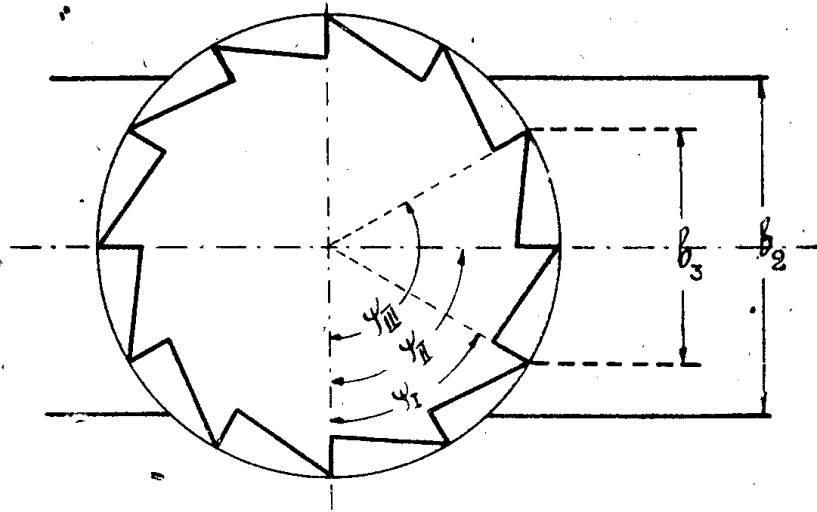


Рис. 39.

Если и дальше уменьшать ширину фрезерования, то, как только она станет меньше b_2 , под стружкой смогут поместиться лишь 3 зуба,—положение, соответствующее $(\Sigma \sin^{k+1} \psi)_{\max}$, будет соответствовать рис. 39, и в числитель дроби выражения 14 должно быть подставлено

$$(\Sigma \sin^{k+1} \psi)_{\max} = \sin^{k+1} \psi_I + \sin^{k+1} \psi_{II} + \sin^{k+1} \psi_{III}.$$

В момент перехода ширины фрезерования (при ее уменьшении) через значение b_2 , числитель выражения 14, оставшийся постоянным, сразу уменьшается, так как

$$\sin^{k+1} \psi_I + \sin^{k+1} \psi_{II} + \sin^{k+1} \psi_{III} < \sin^{k+1} \psi_I + \sin^{k+1} \psi_2 + \sin^{k+1} \psi_3 + \sin^{k+1} \psi_4$$

и коэффициент μ , постепенно увеличивавшийся, в этот момент скачком снизит свое значение. При дальнейшем уменьшении ширины фрезерования в пределах между b_2 и b_3 , мы будем иметь опять постепенное уменьшение знаменателя при постоянном числителе, т. е. постепенное увеличение μ . Когда ширина фрезерования достигнет значения b_3 , мы будем иметь опять внезапное уменьшение μ и т. д.

На рис. 40 представлен процесс изменения коэффициента неравномерности μ с изменением отношения $\frac{b}{D}$ для фрезера с $z=10$. На рис. 41 то же самое представлено для фрезера с $z=30$.

Не трудно заметить, что скачки коэффициента неравномерности μ происходят при $\frac{b}{D}$, удовлетворяющем условию:

$$\frac{b}{D} = \sin \left(\frac{m}{2} \cdot \frac{360^\circ}{z} \right),$$

где: m — наибольшее число зубцов фрезера, помещающееся под стружкой при данном отношении $\frac{b}{D}$.

Из рисунка 40 можно заметить, что значения μ могут быть достаточно велики, даже при $z = 10$; так, при $\frac{b}{D} = 0,311$ $\mu = 2$; это значит, что максимальная суммарная окружная сила и максимальный крутящий момент превосходят средние значения этих величин в два раза. При $\frac{b}{D} = 0,59$ $\mu = 1,45$. Колебания же нагрузки на фрезере, т. е. отношение максималь-

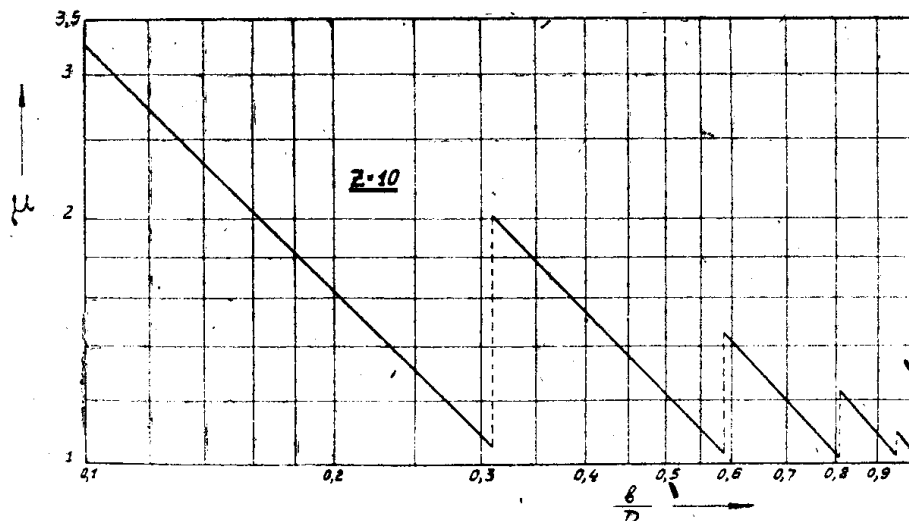


Рис. 40.

ных значений сил и моментов к их минимальным значениям будет еще более велико и, примерно, будет равно двукратному значению μ .

Из рис. 40 также видно, что если мы изменением диаметра фрезера при заданной ширине фрезерования изменим отношение $\frac{b}{D}$ с $\frac{b}{D} = 0,311$ до $\frac{b}{D} = 0,30$, то этим простым мероприятием мы снижаем значение μ с $\mu = 2$ до $\mu = 1,08$ т. е. практически получаем совершенно равномерную нагрузку

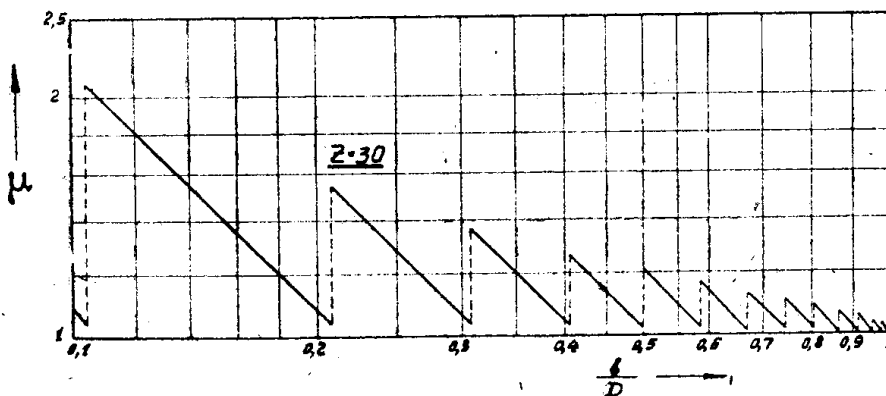


Рис. 41.

фрезера, за счет чего безусловно можно увеличить производительность путем увеличения подачи фрезера.

Если в первом случае при $\frac{b}{D} = 0,311$ максимальная суммарная окружная сила на фрезере превосходит минимальную, примерно, в 4 раза (2μ),

что безусловно вызовет при высоких скоростях резанья неспокойную работу станка, то при $\frac{b}{D} = 0,30$, мы будем иметь практически постоянную по величине нагрузку фрезера.

При рассмотрении рис. 40 возникает вопрос, — чему же практически будет равен коэффициент μ при значениях $\frac{b}{D}$, связанных со скачкообразным изменением μ . Так, при $\frac{b}{D} = 0,31$, мы по рис. 40 имеем два значения: нижнее $\mu = 1,05$ и верхнее значение $\mu = 2,02$.

При $\frac{b}{D} = 0,59$ по рис. 40 имеем два значения μ : 1,45 и 1,03. Итак, при каждом отношении $\frac{b}{D}$, при котором происходит скачок μ , мы будем иметь два значения коэффициента неравномерности. Спрашивается, которое из этих двух значений μ мы будем иметь в действительности во время работы?

Для ответа на этот вопрос нужно обратиться к действительному процессу резанья со всеми сопутствующими ему явлениями.

На рис. 42 представлен случай $z = 10$, $\frac{b}{D} = 0,59$.

При анализе поставленного вопроса не трудно придти к выводу, что большее значение μ мы будем иметь в том случае, если при $\frac{b}{D} = 0,59$

(р. 42) давление стружки будет действовать одновременно на три зуба. По рис. 42 будто бы так и получается, так как в тот момент, когда зуб 1 будет в точке А, зуб 3 уже будет находиться в точке В. В действительности же (и это подтверждает экспериментальная проверка) стружка, снимаемая зубом 1, отколется от обрабатываемого изделия несколько раньше, чем зуб достигнет точки А, т. е. зуб 1 потеряет свою нагрузку прежде, нежели зуб 3 достигнет точки В, войдет под стружку и будет нагружен ею. То-есть нагрузка одновременно может быть лишь на двух зубьях, и практически мы будем иметь меньшее значение коэффициента неравномерности μ . И во всех случаях, когда,

отношение $\frac{b}{D}$ связано со скачком μ , практически мы будем иметь в ра-

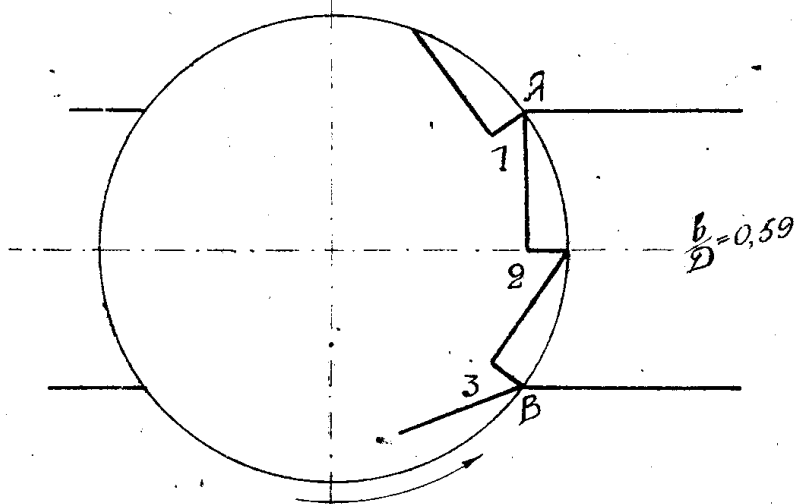


Рис. 42

боте меньшее из двух значений μ , а потому отношения $\frac{b}{D}$, связанные со скачками μ , т. е. удовлетворяющие условию:

$$\frac{b}{D} = \sin \left(\frac{m}{2} \cdot \frac{360^\circ}{z} \right)$$

будут наиболее благоприятными с точки зрения неравномерности процесса резанья.

Из анализа уравнения 14, а также из сравнения приводимых нами рисунков 40 и 41 можно сделать заключение, что увеличение числа зубцов фрезера ведет к снижению значений μ .

Из всего изложенного должно быть ясно, насколько важно знать величину коэффициента неравномерности при эксплуатации фрезерного станка, насколько необходимо представлять себе закономерности изменения μ при выборе или проектировании лобового фрезера для той или иной операции, когда некоторым, часто незначительным изменением отношения $\frac{b}{D}$ или z можно достигнуть существенного эффекта. Поэтому необходимо иметь возможность просто найти величину μ .

Уравнение 14 хотя и дает возможность точно подсчитать μ , неудобно для пользования, так как каждый подсчет отнимает много времени. Значительно удобнее графики, представленные на рис. 40 и 41, но для каждого числа зубцов фрезера нужно было бы иметь свой график.

Вполне достаточную для практики точность можно получить из предлагаемого графика (см. рис. 43), на котором в координатах $\frac{b}{D}$ и z нане-

сены линии $\mu = \text{const}$. Здесь для любого значения $\frac{b}{D}$ и z можно просто определить величину μ с точностью до 0,1—0,2. Некоторые места графика кажутся на первый взгляд неясными; так, например, для $z=3$ при $\frac{b}{D} = 0,85$ мы не имеем на графике значения μ . Но мы видим, что для $z=3$ при $\frac{b}{D} = 0,78$ и при $\frac{b}{D} = 0,9$ $\mu = 1,3$.

Кроме того, линии $\mu = 1,5$, $\mu = 7$ и $\mu = 1,1$ не доходят до $z=3$. Отсюда можно заключить, что для $z=3$ при $\frac{b}{D} = 0,85$ будем иметь значение μ между 1,3 и 1,5. Так же для $z=6$ и $\frac{b}{D} = 0,9$ можно заключить, что μ будет иметь значение между 1,1 и 1,3.

По графику видно, что при малых числах зубцов z значения μ могут быть очень велики, особенно при малых отношениях $\frac{b}{D}$. В области больших z и $\frac{b}{D}$, наоборот, мы имеем дело с коэффициентами неравномерности, более или менее близкими к единице.

При $z \geq 20$ и $\frac{b}{D} \geq 0,75$ будем всегда иметь $\mu \leq 1,1$.

На рис. 44 приведен график оптимальных значений $\frac{b}{D}$, дающих при

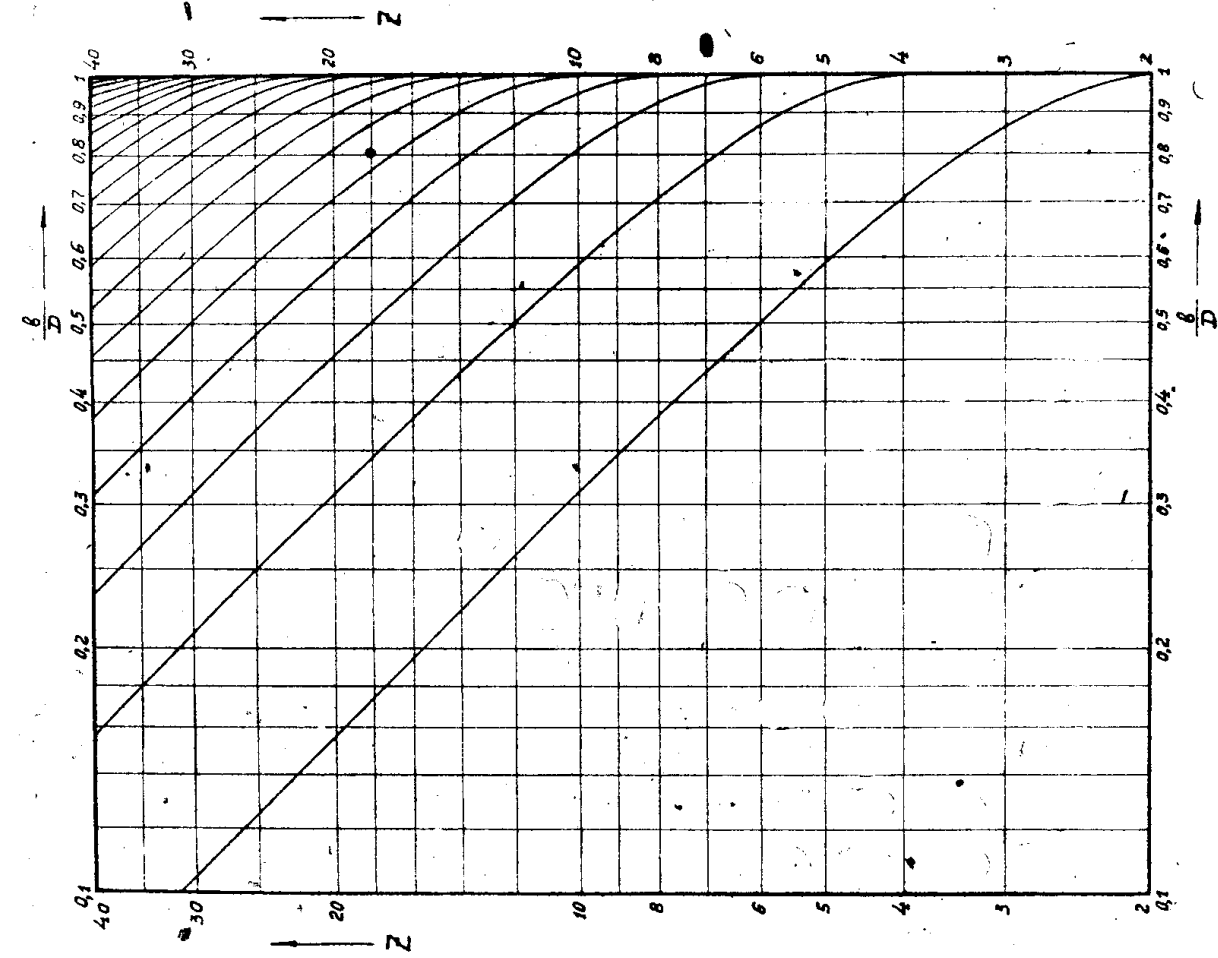


Рис. 44.

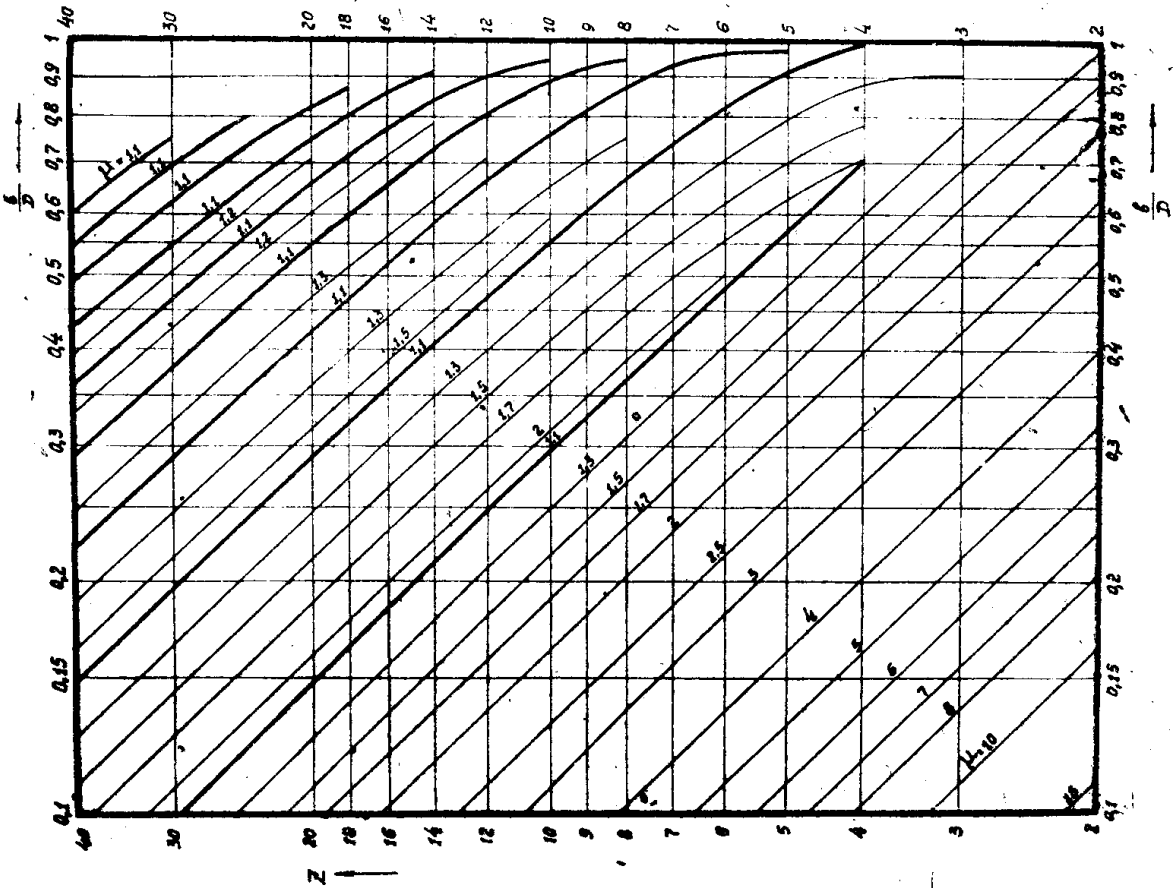


Рис. 43.

выбранном z минимальное значение μ , т. е. удовлетворяющих зависимости

$$\frac{b}{D} = \sin \left(\frac{m}{2} \cdot \frac{360^\circ}{z} \right).$$

По этому графику, проводя горизонталь через выбранное z , мы в пересечении этой горизонтали с кривыми, получим оптимальные значения $\frac{b}{D}$.

Не нужно думать, что при этом мы будем иметь $\mu = \text{const}$. Для $z = \text{const}$ коэффициент неравномерности будет тем меньше, чем больше отношение $\frac{b}{D}$. Так, для $z = 10$ по рис. 44 мы имеем 5 оптимальных значений $\frac{b}{D}$: 0,31; 0,588; 0,811; 0,95; 1,0.

По рис. 40 значения μ при этом будут: 1,05; 1,03; 1,02; 1,01; 1,03.

Полное представление о связи между z , $\frac{b}{D}$ и μ дают рис. 45 и 46, на которых в пространственных координатах $z - \frac{b}{D} - \mu$ представлена зависимость коэффициента неравномерности μ от z и $\frac{b}{D}$.

Для построения графиков рис. 40, 41, 43, 44, 45 и 46 мы провели все вычисления, взяв для величины k , входящей в показатели степеней уравнения 14, среднее значение $k = 0,25$.

Из таблицы 7 следует, что при лобовом фрезеровании значение этой величины зависит от обрабатываемого материала и колеблется в пределах 0,2—0,315.

Таким образом, следовало бы для каждого обрабатываемого материала построить указанные графики по своему значению k . Ошибка в построении графиков по среднему значению ($k = 0,25$) практически совершенно незаметна, но это освобождает нас от необходимости построения графиков для различных обрабатываемых материалов.

В настоящей работе мы совершенно не касались вопроса неравномерности в случае бокового резанья. Этот вопрос будет нами разобран одновременно с явлением неравномерности при работе цилиндрического фрезера, с чем он имеет много общего.

В заключение настоящей работы приводим пример, показывающий, какого эффекта можно достигнуть при учете коэффициента неравномерности μ при лобовом фрезеровании.

Пусть задано:

мощность на шпинделе 4HP;

максимальный крутящий момент на шпинделе по прочности привода шпинделя $M_{\text{max}} = 90 \text{ кгм}$;

обработка чугуна $H_{\text{ср}} = 150$;

$b = 120 \text{ мм}$;

$t = 10 \text{ мм}$;

$D = 200 \text{ мм}$;

$z = 10$;

$$\frac{b}{D} = \frac{120}{200} = 0,6$$

Для $z = 10$ и $\frac{b}{D} = 0,6$ $\mu = 1,41$.

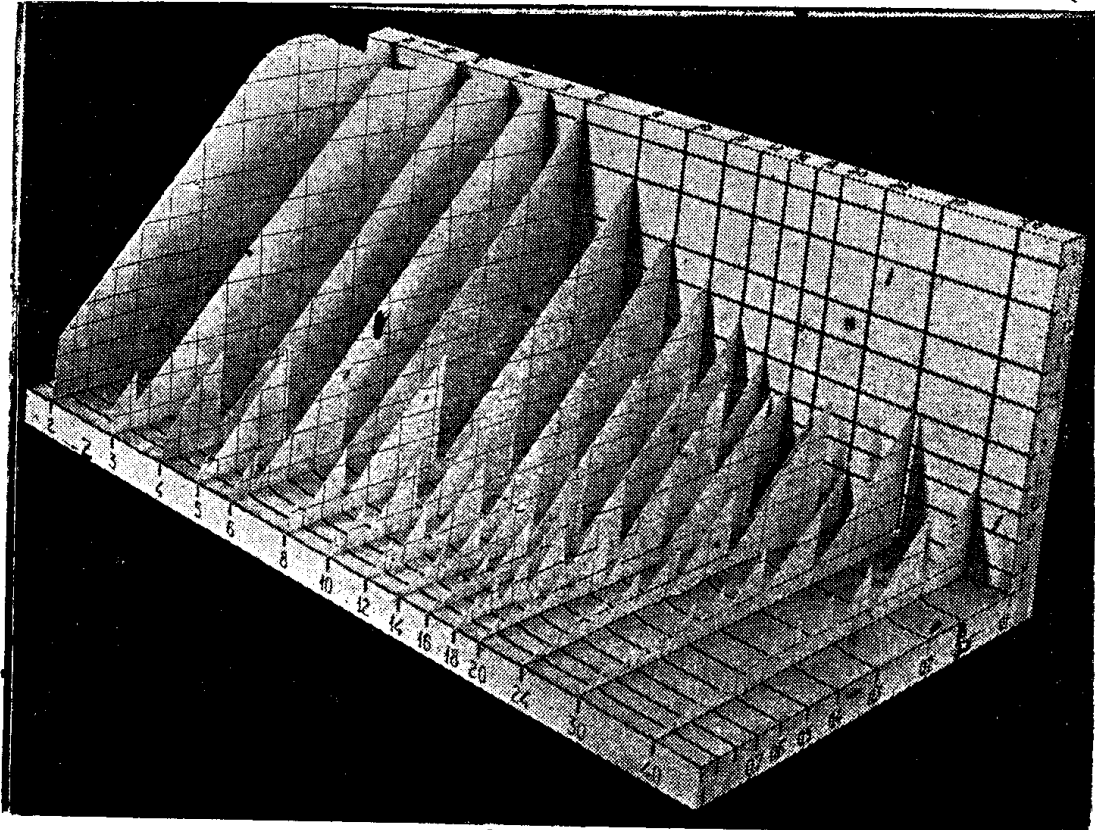


Рис. 45.

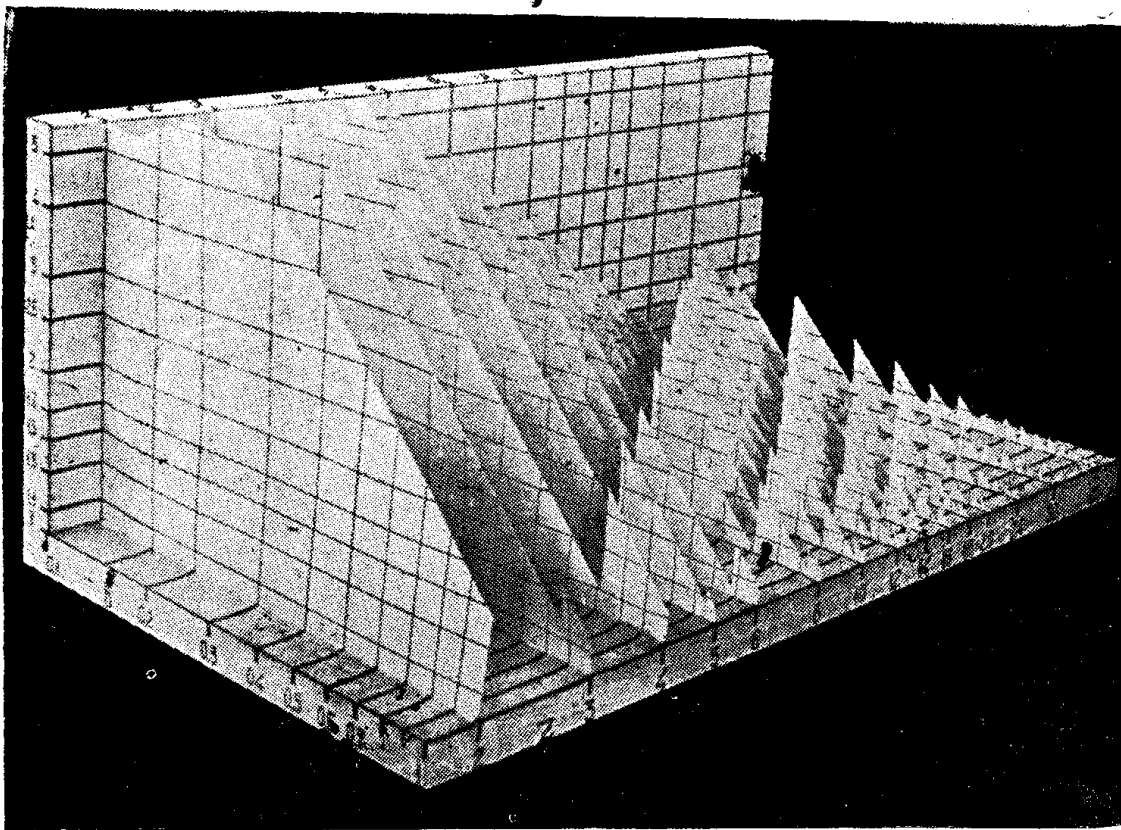


Рис. 46.

Если возьмем $n = 32$ об/мин., чтобы осуществить скорость резанья $V \cong 20$ м/мин., то при подаче $S_1 = 110$ мм/мин. — получим средний крутящий момент на шпинделе

$$M_{\text{ср}} = 63,5 \text{ кгм.}$$

При учете же коэффициента неравномерности будем иметь

$$M_{\text{max}} = \mu \cdot M_{\text{ср}} = 1,41 \cdot 63,5 = 90 \text{ кгм.}$$

Таким образом, при $n = 32$ об/мин и всех прочих принятых условиях, по прочности привода шпинделя, допускающего $M_{\text{max}} \leq 90$ кгм, подачу больше $S_1 = 110$ мм/мин осуществить нельзя.

Если мы в этом же случае возьмем диаметр фрезера $D = 218$ мм и тем самым получим отношение

$$\frac{b}{D} = \frac{120}{218} = 0,55,$$

то коэффициент неравномерности для этого случая будет $\mu = 1,1$.

Применив при всех прочих постоянных условиях подачу $S_2 = 164$ мм/мин, мы будем иметь средний крутящий момент

$$M_{\text{ср}} = 82 \text{ кгм.}$$

При учете же коэффициента неравномерности

$$M_{\text{max}} = \mu \cdot M_{\text{ср}} = 1,1 \cdot 82 = 90,2 \text{ кгм.}$$

Иначе говоря, простым изменением диаметра фрезера, при наличии на шпинделе станка того же максимального крутящего момента, мы повысим производительность на 49%, так как

$$\frac{S_2}{S_1} = \frac{164}{110} = 1,49.$$

Лаборатория резания металлов Томского индустриального института

Июль 1936 года

ЛИТЕРАТУРА,

на которую в статье имеются ссылки:

1. Резников.—Теория резанья металлов.
2. Рывкин.—Определение мощностей при обработке плоскостей торцевыми фрезерами. Орга-информация. 1934 г., № 6.
3. ASME Transactions 1934.
4. Boston and Kraus.—The Elements of Milling. ASME Transactions vol. 54, 1932; ASME Transactions vol. 56, 1934.
5. Розенберг и Суднишников.—Теория работы цилиндрической фрезы со спиральным зубом. Вестник металлопромышленности 1933 г., № 4.
6. Розенберг.—Работа цилиндрического фрезера. Орга-информация 1935 г., № 12.
7. Salomon.—Zur Theorie des Fräsvorganges. Z. d. VDI, 1928.
8. Слудский.—Об интеграле фрезерования. Станки и инструмент. 1934 г., № 6.
9. Резников.—Теория резания металлов, стр. 210 и 249.
10. Bahlecke.—Richtwerte für das Fräsen mit Walzenfräsern. Maschinenbau. 1930. S—437.
11. Орга-информация. 1929 г., № 8.
12. Boston and Oxford.—Amer. Mach. Lond. Bd. 71. 1929—30. Maschinenbau. 1933, № 15/16. S. 395. Schnittkräfte beim Hobeln und Bohren.