

## ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПАРАМЕТРОВ МОДЕЛИ ТРЕНИЯ НА РАСПРЕДЕЛЕНИЕ КОНТАКТНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ, СИЛЫ И ТЕМПЕРАТУРЫ РЕЗАНИЯ ПРИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ СТАЛЕЙ

*В данной работе представлены результаты вычислительного эксперимента с помощью, конечно-элементной модели при исследовании влияния принятой модели трения на распределение контактных напряжений в зоне резания, силы и температуру резания при механической обработке сталей*

*In the given work are presented operation results of computing experiment by means of the finite-element model in research of influence of the accepted model of a friction on allocation of contact powers in allowed band of cutting, force and cutting temperatures of steel machining.*

Развитие численных методов и, в частности, на основе метода конечных элементов в настоящее время позволили приблизиться к созданию виртуальной модели процесса резания. Установлено, что адекватность конечно-элементной модели в значительной степени определяется принятой для моделирования зоны резания (рабочего процесса) моделью трения (величиной среднего коэффициента трения). В данной работе представлены результаты вычислительного эксперимента с помощью конечно-элементной модели при исследовании влияния принятой модели трения на распределение контактных напряжений в зоне резания, силы и температуру резания при механической обработке сталей.

### Расчетная схема

Расчетная схема модели прямоугольного свободного резания представлена на Рис. 1. Расчетная схема (рис. 1) представляет собой твердосплавное лезвие с передним углом  $\gamma$  и задним углом  $\alpha$ , которое перемещаясь с постоянной скоростью резания  $v$  срезает с плоской заготовки слой постоянной толщины  $a$ . Ширина лезвия на 20% больше ширины заготовки. Ширина заготовки выбрана 2 мм, поскольку это

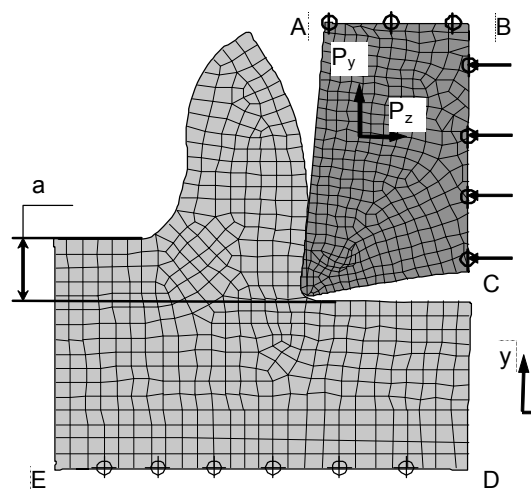


Рис. 1 Расчетная схема модели прямоугольного свободного резания

минимальная ширина, реализующая условия плоской деформации в плоскости симметрии модели. Обработка производится без сож. Скорость резания – 100 м/мин, толщина среза – 0,15 мм.

В рассматриваемом случае приняты допущения: технологическая система принята абсолютно жесткой, лезвие - абсолютно-жестким, идеальной формы, без покрытия, заготовка представлена прямоугольным параллелепипедом из упруго-пластического материала с толщиной под поверхностью резания равной одной толщине среза.

Граничные условия при определении напряженно-деформированного состояния реализованы жестким закреплением основания изначально прямоугольной заготовки и ограничением перемещения лезвия в направлении оси  $y$ . Нагрузки

прикладывались к инструменту его перемещением в направлении, противоположном положительному направлению оси  $x$ , с принятой скоростью резания.

Характерный размер  $k_z$  выбран таким образом, чтобы обеспечить не менее 10 элементов по толщине срезаемого слоя. Этим обеспечивается погрешность в определении толщины стружки около 10% (удаляется 1 элемент стружки из 10 по толщине).

Свойства сталей 45 и 12X18H10M представлены в табл. 1.

Таблица 1

Свойства сталей 45 и 12X18H10M

Группа	Стандарт	Марка	Твердость	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_{B_s}$ , МПа	$\rho$ при 20°C, кг/м <sup>3</sup>	Тпл, °C	Описание термической обработки
Конструкционные стали	Гост 1050-88	45-ja	(260)	-	650	7826	1460	Нормализованная
Нержавеющие стали	Гост 5632-72	12X18H10M 3T	-	196	540	7920	1375	Закалка

Примечания: 1) «45-ja» – означает – сталь 45, модель материала jaspers s. P.

2) (260) - означает, что твердость измерена методом виртуального моделирования

### План виртуального эксперимента

План эксперимента представлен в табл. 2. Для базового режима резания рассмотрено влияние коэффициента внешнего трения и максимальных касательных напряжений в условиях резания сталей 45 и 12X18H10M3T. Вычисления выполнялись на ЭВМ CELERON 1.7 ГГц с объемом оперативной памяти 512 Мб. Время вычисления одной точки плана в среднем составило 6 часов.

Таблица 2

План эксперимента

№	Постоянные величины						Переменные величины		
	V, м/мин	S, мм/об	B, мм	$\Gamma$ , °	A, °	P, мм	M	$\tau_{\max 45}$ , МПа	$\tau_{\max 12X18H10M3}$ , МПа
1	100	0,15	1	0	10	0,02	0,25	106	58
2	100	0,15	1	0	10	0,02	0,25	319	176
3	100	0,15	1	0	10	0,02	0,25	2000	2000
4	100	0,15	1	0	10	0,02	0,75	106	58
5	100	0,15	1	0	10	0,02	0,75	319	176
6	100	0,15	1	0	10	0,02	0,75	2000	2000
7	100	0,15	1	0	10	0,02	1,00	106	58
8	100	0,15	1	0	10	0,02	1,00	319	176
9	100	0,15	1	0	10	0,02	1,00	2000	2000
10	100	0,15	1	0	10	0,02	0	2000	2000

Таблица 3

Сводная таблица результатов виртуального эксперимента по резанию стали 45

V, м/мин	S, мм/об	B, мм	M	$\tau S$ , МПа	$\Gamma$ , °	A, °	P, мм	Pz, Н	T, °C	Py, Н	$\sigma_n$ , МПа	$\tau_n$ , МПа
100	0,15	1	0,25	106	0	10	0,02	350	370	60	1250	101
100	0,15	1	0,75	106	0	10	0,02	340	360	60	1250	100
100	0,15	1	1	106	0	10	0,02	350	370	50	1300	110
100	0,15	1	0,25	319	0	10	0,02	380	450	92	1150	200
100	0,15	1	0,75	319	0	10	0,02	380	500	120	1200	310
100	0,15	1	1	319	0	10	0,02	410	520	130	1200	315
100	0,15	1	0	2000	0	10	0,02	330	340	40	1250	0
100	0,15	1	0,25	2000	0	10	0,02	380	480	100	1150	290
100	0,15	1	0,75	2000	0	10	0,02	470	700	250	1000	600
100	0,15	1	1	2000	0	10	0,02	460	880	250	830	500

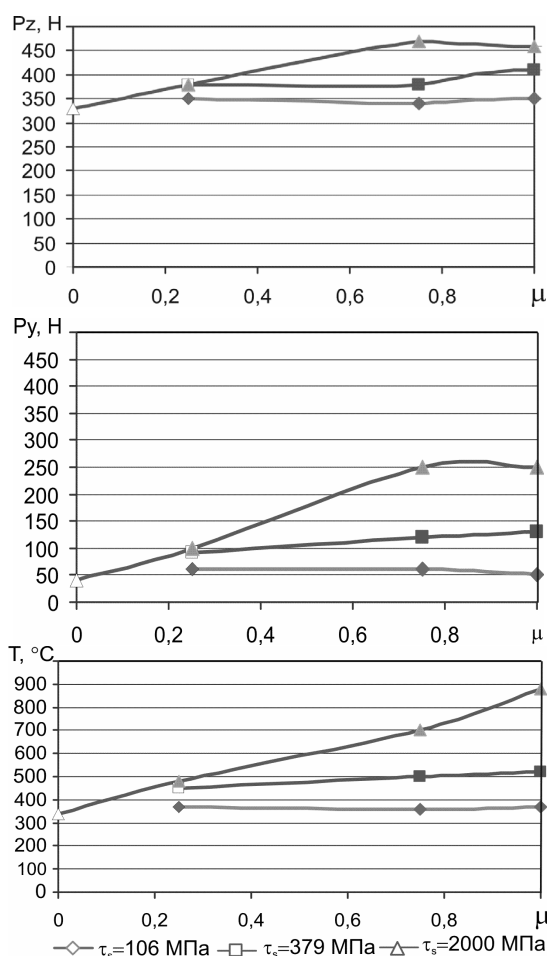
## Результаты исследований и их анализ

Результаты вычислительного эксперимента показывают, что параметры  $\mu$  и  $\tau_s$  оказывают сложное, но однозначное влияние на интегральные показатели процесса резания (табл. 3, 4 и Рис. 2).

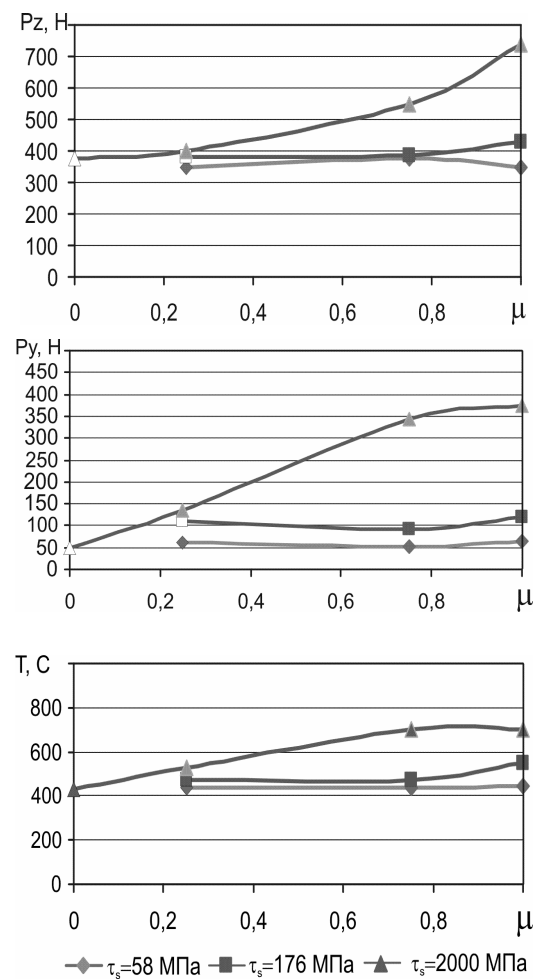
Таблица 4

Сводная таблица результатов виртуального эксперимента по резанию стали 12X18H10M3T

$v$ , м/мин	$s$ , мм/об	$b$ , мм	$\mu$	$\tau_s$ , МПа	$\gamma$ , °	$\alpha$ , °	$\rho$ , мм	$P_z$ , Н	$T$ , °C	$P_y$ , Н	$\sigma_n$ , МПа	$\tau_n$ , МПа
100	0,15	1	0,25	58	0	10	0,02	350	440	60	1350	62,5
100	0,15	1	0,75	58	0	10	0,02	375	440	51	1400	50
100	0,15	1	1	58	0	10	0,02	350	445	65	1350	53
100	0,15	1	0,25	176	0	10	0,02	380	470	110	1300	130
100	0,15	1	0,75	176	0	10	0,02	385	470	92	1300	170
100	0,15	1	1	176	0	10	0,02	430	550	120	1600	170
100	0,15	1	0	2000	0	10	0,02	375	430	50	1400	-1
100	0,15	1	0,25	2000	0	10	0,02	400	525	135	1300	300
100	0,15	1	0,75	2000	0	10	0,02	550	700	345	1150	550
100	0,15	1	1	2000	0	10	0,02	740	700	375	1000	568



а)



б)

Рис. 2 Влияние параметров модели трения на интегральные показатели процесса резания при резании стали 45(а) и 12X18H10M3T (б)

Как видно из Рис. 2 при большом значении предельных касательных напряжений  $\tau_s$  с увеличением коэффициента внешнего трения  $\mu$  проекции силы резания и температура резания возрастают монотонно при значениях  $\mu \leq 0,75$  как для стали 45, так и для стали 12X18H10M3T. Это обусловлено возможностью скольжения стружки по передней поверхности, что хорошо видно на Рис. 4.

При  $\mu=0$  действительно имеет место скольжение на передней поверхности, о чем свидетельствует близкая к скорости резания величина скорости относительного скольжения (1.2 м/с при скорости резания 1.6 м/с).

При значениях  $\mu > 0,75$  монотонность нарушается вследствие того, что сила сопротивления сдвигу на поверхности контакта превышает сдвигающую стружку силу. В зависимости от предела текучести обрабатываемого материала может либо продолжаться скольжение, либо происходить уже не образование стружки, а образование наплыва без скольжения по передней поверхности. Если предел текучести обрабатываемого материала существенно снижается с повышением температуры, как, например, у стали 45 ( $m=1$  в модели материала), то скольжение вдоль передней поверхности продолжает происходить при больших  $\mu$  из-за происходящего сдвига уже в приконтактном слое стружки, прочность которого за счет повышения температуры с увеличением  $\mu$  снижается.

Если же предел текучести обрабатываемого материала несущественно снижается с повышением температуры, как, например, у стали 12X18H10M3T ( $m=0,517$  в модели материала), то энергетически легче деформироваться материалу в объеме срезаемого слоя и наплыв перед режущим лезвием формируется в течение большого промежутка времени. Это хорошо видно на Рис. 3.б, где скольжение при  $\mu=1.0$  на поверхности контакта при резании стали 12X18H10M3T практически отсутствует – скорость относительного скольжения равна 0. Перемещение материала из срезаемого слоя в стружку происходит на внешней поверхности срезаемого слоя и образуется наплыв.

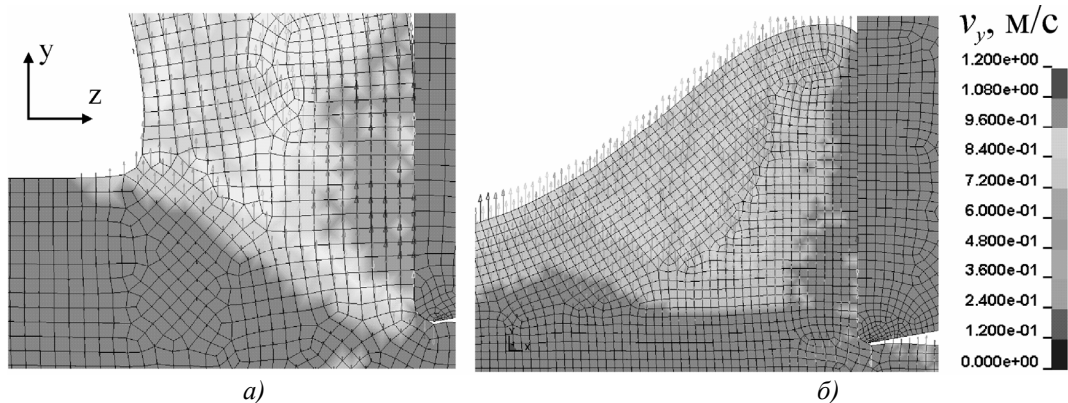


Рис. 3 Распределение скоростей в плоскости передней поверхности (в направлении оси  $y$ ) через 3 мм пути резания для случаев образования стружки (а) при  $\mu=0$ ,  $\tau_s=2000$  МПа, сталь 45 и образования наплыва (б) при  $\mu=1.0$ ,  $\tau_s=2000$  мпа, сталь 12X18H10M3T

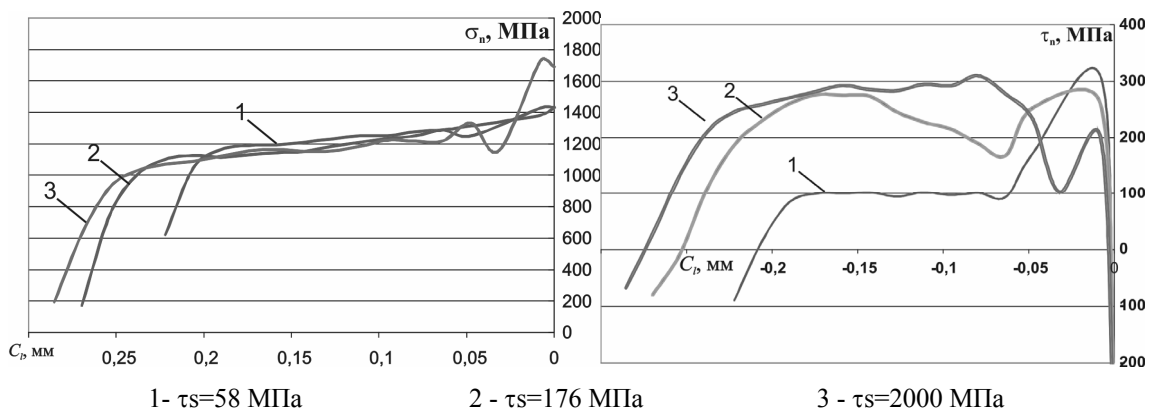


Рис. 4 Влияние величины предельных напряжений  $\tau_s$  на распределение контактных напряжений при резании стали 45 с  $\mu=0,25$

Ситуация изменяется, если предельные напряжения на  $\tau_s$  конечны. Если  $\tau_s$  равны  $\sigma_s / \sqrt{3}$  (для стали 45  $\sigma_s = 553$  МПа, для 12Х18Н10МЗТ  $\sigma_s = 305$  МПа), то, как видно из Рис. 2, коэффициент  $\mu$  практически перестает влиять на показатели процесса резания из-за того, что напряжения на большей части границы контакта определяются величиной  $\tau_s$  как для стали 45 (Рис. 4), так и для стали 12Х18Н10МЗТ (Рис. 5).

Полученные в исследовании распределения контактных напряжений в полной мере отвечают современным представлениям о поведении напряжений на контактной границе между стружкой и инструментом. Как видно из Рис. 4 и Рис. 5, нормальные напряжения всегда больше касательных напряжений. И нормальные, и касательные напряжения непрерывно увеличиваются к режущей кромке. Касательные напряжения имеют участки с распределением, близким к равномерному.

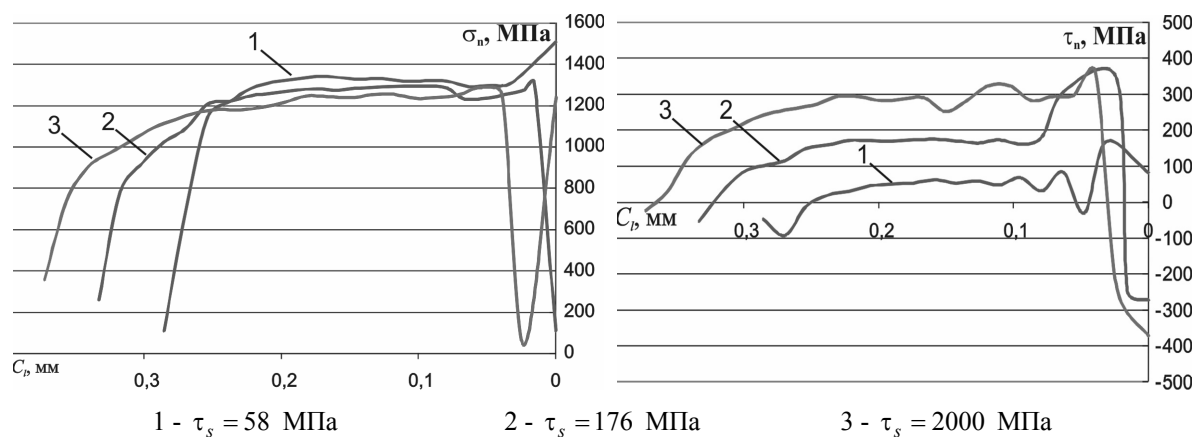


Рис. 5 Влияние величины предельных напряжений  $\tau_s$  на распределение контактных напряжений при резании стали 12Х18Н10МЗТ с  $\mu=0,25$

Важно отметить тенденции в изменении распределения контактных напряжений с изменением параметров модели трения. Для обоих рассмотренных сталей с увеличением коэффициента  $\mu$  при  $\tau_s = 0$  наблюдается увеличение величины касательных напряжений на поверхности контакта и уменьшение нормальных напряжений (Рис. 4 и Рис. 5). Вместе с тем, с увеличением  $\mu$  увеличивается длина контакта на передней поверхности увеличивается, что приводит, несмотря на уменьшение нормальных напряжений, к увеличению главной проекции силы резания (см. Рис. 2). Например, для стали 45 с увеличением  $\mu$  от 0 до 1 длина контакта увеличивается с 0.23 до 0.46 мм (Рис. 4), средние нормальные напряжения  $\sigma_n$  уменьшаются с 1250 МПа до 830 МПа (табл. 3, Рис. 6), а главная проекция силы резания увеличивается с 325 до 450 МПа (на 38%) и радиальная проекция увеличивается с 50 МПа до 250 МПа (в 5 раз).

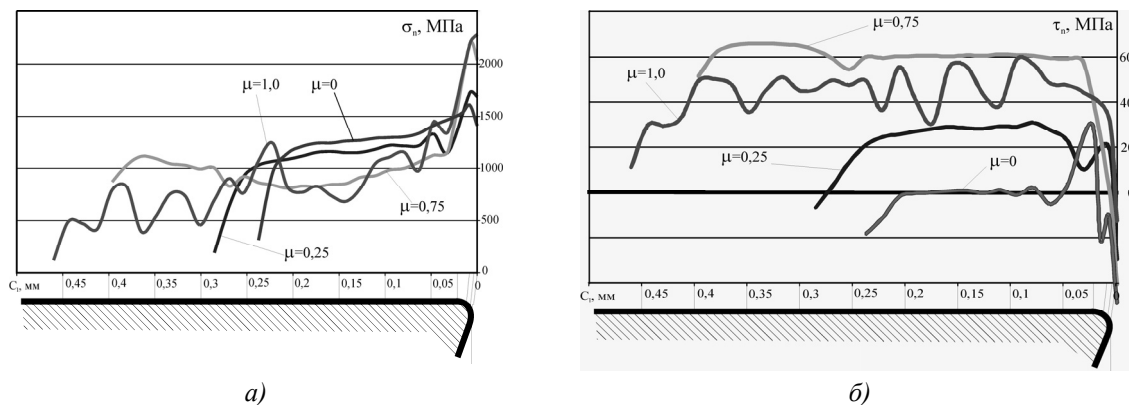


Рис. 6 Распределение нормальных и касательных напряжений при различных коэффициентах трения  $\mu$  при точении стали 45

Столь значительная разница в степени увеличения главной  $P_z$  и радиальной  $P_y$  проекции силы резания объясняется тем, что при  $\gamma=0^\circ$  и нулевой фаске износа на задней поверхности  $P_z$  определяется лишь нормальными напряжениями (уменьшаются) и площадью контакта (увеличивается), в то время как  $P_y$  определяется в основном касательными напряжениями (увеличиваются) и площадью контакта (увеличивается).

В первом случае эффекты компенсируются и получается малое приращение  $P_z$  с увеличением  $\mu$ , а во втором случае эффекты складываются и получается значительно большее приращение  $P_y$ .

Можно заметить, что при резании рассматриваемых сталей как при  $\tau_s = \infty$ , так и при  $\tau_s \leq \sigma_s / \sqrt{3}$ , в том числе и при  $\mu \rightarrow 0$  можно наблюдать в распределении касательных напряжений достаточно протяженный участок с близким к равномерному распределению напряжений. Вместе с тем, при  $\tau_s = \infty$  эпюры распределений нормальных напряжений близки по форме к эпюрам распределений касательных напряжений, в то время как при  $\tau_s \leq \sigma_s / \sqrt{3}$  эпюры распределений нормальных напряжений независимы от распределения касательных напряжений (см. Рис. 4 и Рис. 6 для стали 45; см. Рис. 5 и Рис. 7 для стали 12X18H10M3T). Это указывает на то, что распределение контактных касательных напряжений определяется не только наличием схватывания в зоне вторичных деформаций и пластического контакта, но и геометрической конфигурацией зоны резания. Поэтому даже при наличии скольжения и допущения о кулоновском трении возможно получить равномерное распределения касательных напряжений на передней поверхности, что не допускается классическими теориями.

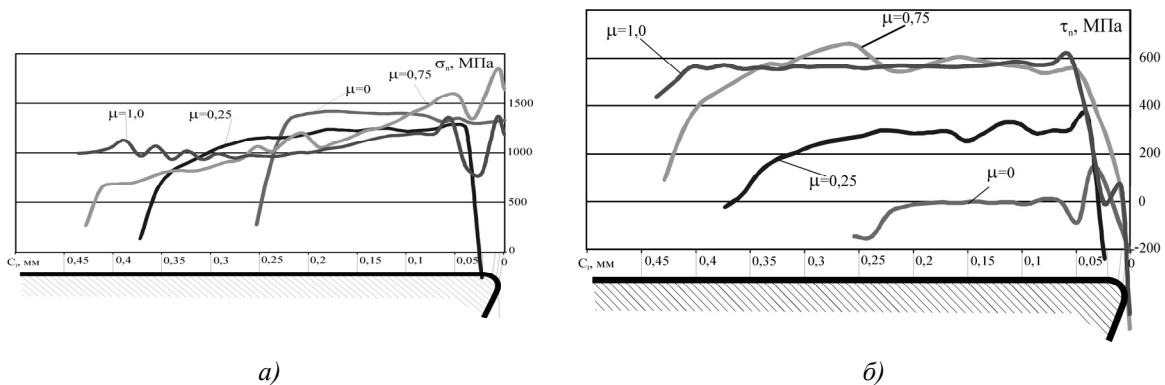


Рис. 7 Распределение нормальных и касательных напряжений при различных коэффициентах трения  $\mu$  при точении стали 12X18H10M3T

Установлено, что при  $\tau_s = \infty$  максимальная контактная температура имеет место примерно в середине площадки контакта стружки с лезвием. В тоже время с уменьшением  $\tau_s$  максимум контактной температуры уменьшается и смещается к режущей кромке. Это, по-видимому, обусловлено увеличением вклада теплоты пластической деформации на температуру стружки по сравнению с теплотой трения при уменьшении  $\tau_s$ .

Такое поведение контактных напряжений с изменением параметров модели трения  $\mu$  и  $\tau_s$  обуславливает и изменение среднего коэффициента трения  $\bar{\mu}$ . Вычисления показывают (Рис. 8), что средний коэффициент трения  $\bar{\mu}$  увеличивается с увеличением как  $\mu$ , так и  $\tau_s$ . Это связано с одной стороны с увеличением сил сопротивления скольжению при увеличении  $\mu$ , так и с увеличением их максимально допустимой в заданных условиях величины  $\tau_s$ . Примерное постоянство  $\bar{\mu}$  в области больших  $\mu$  и  $\tau_s$  обусловлено отсутствием скольжения на передней поверхности.

Максимальное значение  $\bar{\mu}$  в расчетах оказалось примерно одинаковым для обеих сталей и, примерно, равно 0,6 (Рис. 8). Однако из-за разной величины предела текучести в реальных условиях

резания средние коэффициенты трения будут различны. Причем из-за более «крутого» наклона зависимости для стали 12X18H10M3T по сравнению со сталью 45 (Рис. 8) следует ожидать в первом случае большего значения среднего коэффициента трения.

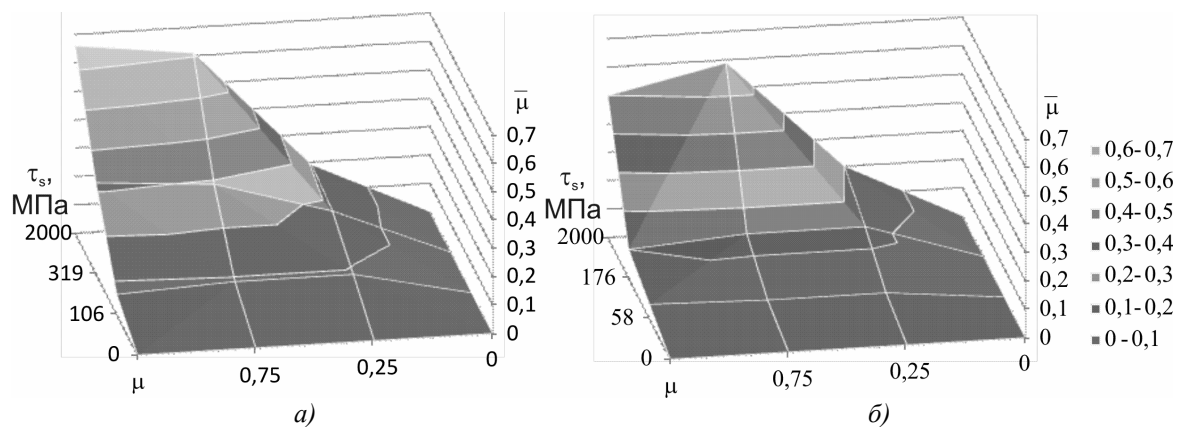


Рис. 8 Влияние параметров модели трения ( $\mu$  и  $\tau_s$ ) на средний коэффициент трения  $\bar{\mu}$  при ортогональном резании стали 45(а) и стали 12X18H10M3T (б)

### Выводы

1. Оба параметра модели трения ( $\mu$  и  $\tau_s$ ) оказывают существенное влияние на показатели процесса резания. Установлено, что при большом значении предельных касательных напряжений  $\tau_s$  с увеличением коэффициента внешнего трения  $\mu$  проекции силы резания и температура резания возрастают монотонно при значениях  $\mu \leq 0.75$ , поскольку имеет место скольжение. При значениях  $\mu > 0.75$  монотонность нарушается вследствие того, что сила сопротивления сдвигу на поверхности контакта превышает сдвигающую стружку силу. В зависимости от предела текучести обрабатываемого материала может либо продолжаться скольжение, либо происходить уже не образование стружки, а образование наплыва без скольжения по передней поверхности. Показано, что если предельные напряжения на  $\tau_s$  конечны, то коэффициент  $\mu$  практически перестает влиять на показатели процесса резания.

2. Полученные в исследовании распределения контактных напряжений по форме и величине в полной мере отвечают современным представлениям о поведении напряжений на контактной границе между стружкой и инструментом. Установлено и доказано, что распределение контактных касательных напряжений определяется не только наличием схватывания в зоне вторичных деформаций и пластического контакта, но и геометрической конфигурацией зоны резания. Поэтому даже при наличии скольжения на всей границе между стружкой и лезвием с допущением о кулоновском трении возможно получить равномерное распределения касательных напряжений на передней поверхности, что не допускается классическими теориями.

3. Установлено, что средний коэффициент трения  $\bar{\mu}$  увеличивается с увеличением как  $\mu$ , так и  $\tau_s$ . Это связано с одной стороны с увеличением сил сопротивления скольжению при увеличении  $\mu$ , так и с увеличением их максимально допустимой в заданных условиях величины  $\tau_s$ .