

## РЕЗАНИЕ МАТЕРИАЛОВ И РЕЖУЩИЙ ИНСТРУМЕНТ

УДК 621.9.011:517.962.1

П.И. ЯЩЕРИЦЫН, акад. (АН БССР),  
С.С. ДОВНАР (БПИ)

### МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ И НАПРЯЖЕНИЙ В ЗОНЕ РЕЗАНИЯ МЕТАЛЛА

С помощью метода конечных элементов было обнаружено [1], что в зоне резания при отсутствии разогрева металла (низкоскоростное резание) существуют две области растяжения, опасные с точки зрения трещинообразования. В настоящей работе ставится задача выяснить, как на эти области растяжения влияет повышение скорости и соответствующее увеличение температуры резания.

Для моделирования напряженного состояния обрабатываемого металла при высокой скорости резания в качестве основы была взята конечноэлементная математическая модель [1]. Резец имел передний угол  $\gamma = 0$  и радиус округления режущей кромки  $\rho = 0,06$  мм. Глубина резания  $t = 0,2$  мм. Свойства обрабатываемого металла: напряжение текучести  $\sigma_s = 750$  МПа, идеальная пластичность, модуль упругости  $E = 200\,000$  МПа, коэффициент Пуассона  $\mu = 0,3$ . Из расчета исключалось контактное трение.

Было принято, что процесс резания высокоскоростной и имеет адиабатический характер, т. е. теплопередача отсутствует. При этом тепловыделение происходит только в результате пластического деформирования. Динамические эффекты в настоящей модели резания не учитывались.

Моделировалось два фактора, за счет которых разогрев металла может влиять на напряженное состояние в зоне резания. Во-первых, принималась в расчет зависимость напряжения текучести  $\sigma_s$  от температуры  $\tau$  [2]:

Температура $\tau$ , °С	300	400	500	600	700	800	900	1000
Напряжение текучести $\sigma_s$ , МПа	710	606	399	184	100	64	48	32

Для инструментальных сталей такие зависимости характеризуются быстрым падением значений  $\sigma_s$  в интервале 400...600 °С, что представляется существенным для механики пластического деформирования в зоне резания. Во-вторых, учитывались температурные напряжения. Они отражались в математической модели через совокупность так называемых температурных нагрузок  $\sigma_\tau$ , которые в каждой расчетной точке определялись по формуле

$$\sigma_{\tau} = -\frac{a_{\tau} (\tau - \tau_0)}{E},$$

где  $a_{\tau}$  — коэффициент линейного расширения;  $\tau_0$  — начальная температура.

Для расчетов было принято  $\tau_0 = 20^{\circ}\text{C}$ ,  $a_{\tau} = 1,2 \cdot 10^{-5} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$  (сталь У12А). Влияние температуры на  $a_{\tau}$  и  $E$  не учитывалось.

Для того чтобы моделировать зависимость  $\sigma_s(\tau)$  и температурные напряжения, необходимо знать само температурное поле в зоне резания металла. Определение этого поля проводилось итерационным путем, совместно с вычислением полей упругопластических напряжений и деформаций. Основой служил итерационный процесс, требующийся для решения пластической части задачи.

На каждой "пластической" итерации в расчетных точках вычисляются тензоры напряжений и деформаций. В конечноэлементном представлении это соответственно векторы  $\{\sigma\}$  и  $\{\epsilon\}$ . В ходе итераций их значения постепенно уточняются, пока  $\{\sigma\}$  и  $\{\tau\}$  не приблизятся в достаточной мере к своим истинным значениям. Температура металла в данной точке на каждой итерации определяется произведенной работой пластического деформирования по формуле

$$\tau = \tau_0 + \frac{\{\sigma\}\{\epsilon_p\}}{c}, \quad (1)$$

где  $\{\epsilon_p\}$  — вектор пластических деформаций;  $c$  — теплоемкость металла. Затем как функции от температуры определяются напряжение текучести  $\sigma_s$  и температурная нагрузка  $\sigma_{\tau}$ . По  $\sigma_{\tau}$  строится специальный шаровой тензор напряжений, компоненты которого прибавляются к упругопластическим напряжениям  $\{\sigma\}$ . Напряжение текучести также влияет на  $\{\sigma\}$ . Если  $\{\sigma_s\}$  понижается, то производится принудительное уменьшение по абсолютной величине компонент вектора  $\{\sigma\}$  так, чтобы интенсивность напряжений опять стала равна напряжению текучести. Изменения в векторе напряжений  $\{\sigma\}$  отражаются на векторе деформаций  $\{\epsilon\}$ , вычисляемом на следующей итерации. Векторы  $\{\sigma\}$  и  $\{\epsilon\}$  оказывают воздействие на поле температур  $\tau$ , и, таким образом, круг замыкается. Согласование  $\{\sigma\}$ ,  $\{\epsilon\}$  и  $\tau$  достигается после проведения ряда итераций (для наших расчетов требовалось примерно 80 итераций). В итоге решается термоупругопластическая задача.

В данной математической модели принято еще одно важное допущение. Оно связано с неравномерностью формирования напряженного состояния и поля температур по мере врезания резца в обрабатываемый металл. Как показали расчеты для низкоскоростного резания [1], стабильная картина напряжений в зоне резания устанавливается быстро. Для этого достаточно перемещения резца на  $U = 0,01$  мм. Вместе с тем разогрев деформируемого металла даже для адиабатических условий при  $U = 0,01$  мм не превышает  $50^{\circ}\text{C}$ . Следовательно, необходимо моделировать перемещения резца на существенно большие расстояния, вероятно, сопоставимые с глубиной резания  $t$ . Однако это потребовало бы значительных затрат машинного времени и памяти ЭВМ. Кроме того, необходима дополнительная разработка специального программного обеспечения для поддержания вычислительной устойчивости конечноэлементной модели.

В связи с этим в теплофизических расчетах принималось, что резец осуществляет перемещение на  $U = 0,01$  мм, а разогрев обрабатываемого металла замыкался на заданное значение путем условного занижения теплоемкости  $c$ . Тогда, согласно (1), даже ограниченная деформация  $\{\epsilon_p\}$  могла привести к заметному росту  $\tau$ . В результате развивалось взаимное влияние  $\tau$ ,  $\{\sigma\}$ ,  $\{\epsilon\}$ , и по описанной выше методике искалось решение термоупругопластической задачи. Такое моделирование носило оценочный характер, в нем низкие значения  $c$  приближенно компенсировали недостающие с точки зрения формирования температур перемещения резца  $U$ .

Численно-математические эксперименты были выполнены с теплоемкостью  $c$ , в 10 и 20 раз меньшей реальной, за которую принималась теплоемкость стали  $c_{ст} = 460$  Дж/(кг·К). Картина главного напряжения  $\sigma_1$  при  $c = 46$  Дж/(кг·К) подобна распределению  $\sigma_1$  для резания без разогрева [1]. В расчетном распределении  $\sigma_1$  по-прежнему выявляются область объемного сжатия перед резцом, а также передняя и задняя области растяжения. Экстремальные уровни напряжений в этих областях также мало изменяются по сравнению с резанием без разогрева. Такое положение можно объяснить тем, что в данном расчетном варианте разогрев охватил обрабатываемый металл только вблизи режущей кромки. В то же время на свободной поверхности перед резцом напряжение текучести понизилось не более чем на 15%.

Сила резания  $P$ , действующая в направлении перемещения резца, изменилась незначительно. Согласно расчету,  $P = 181$  Н (на 1 мм длины режущей кромки), а при отсутствии разогрева  $P = 199$  Н.

На рис. 1 приведено распределение  $\sigma_1$  при теплоемкости  $c = 23$  Дж/(кг·К). Поля  $\tau$  и  $\sigma_s$  показаны на рис. 2,3. Полученное поле  $\tau$  характеризуется наличием полосы сильно разогретого металла, проходящей от режущей кромки инструмента до свободной поверхности перед резцом. Напряжение текучести  $\sigma_s$  в этой полосе понижается не менее чем на 75% от первоначального уровня.

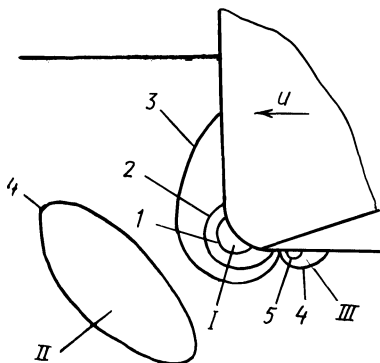


Рис. 1. Изолинии напряжения  $\sigma_1$  при высокоскоростном резании:  
1 — 500 МПа; 2 — 300; 3 — 100;  
4 — 100; 5 — 300 МПа; I — область  
объемного сжатия; II, III — передняя  
и задняя области растяжения

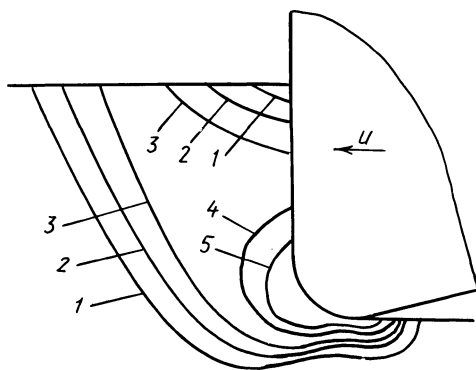


Рис. 2. Температурное поле в зоне резания.  
Изолинии:  
1 — 200°С; 2 — 400; 3 — 600; 4 — 800; 5 —  
1000°С

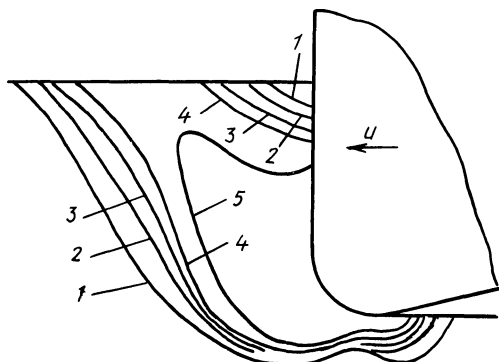


Рис. 3. Распределение напряжений текучести  $\sigma_s$  в зоне резания:  
 1<sup>5</sup> - 750 МПа; 2 - 600; 3 - 450; 4 - 300;  
 5 - 150 МПа

Напряжение  $\sigma_1$  также существенно изменяется. Из рис. 1 видно, что область объемного сжатия I, передняя II и задняя III области растяжения сохраняются, однако экстремальные уровни напряжений в них резко снижаются по абсолютной величине. Пиковые значения напряжений соответственно равны -570, 280 и 330 МПа, что составляет 60, 50 и 50 % напряжений, зафиксированных при моделировании резания без разогрева [1]. Кроме того, проявляется большое влияние разогрева на силу резания, которая уменьшается до 76 Н. Это равняется 40 % си-

лы, соответствующей резанию без разогрева.

Распределение интенсивности пластических деформаций  $\epsilon_i$  в зоне резания подобно распределениям  $\tau$  и  $\sigma_s$ , приведенным на рис. 2 и 3. Характерно наличие полосы сильных пластических деформаций, идущей от режущей кромки до свободной поверхности перед резцом и совпадающей с полосой высоких температур и низких напряжений текучести. По существу данная полоса представляет собой зону стружкообразования. Она составляет с вектором перемещения резца угол  $\sim 44^\circ$ . Максимальный для  $U = 0,01$  мм уровень  $\epsilon_i = 22\%$  наблюдается непосредственно перед закруглением режущей кромки.

Картины распределения  $\tau$ ,  $\sigma_s$  и  $\epsilon_i$  выявляют область пластического деформирования и разогрева в обрабатываемом металле под задней поверхностью резца. Здесь происходит обратное движению резца пластическое течение металла из зоны стружкообразования. Это явление вызывает вспучивание под резцом вновь обработанной поверхности. Такое пластическое течение не наблюдалось при резании без разогрева.

Важно выяснить степень влияния на падение напряжений  $\sigma_1$  в зоне резания при достаточно сильном разогреве каждого из двух моделировавшихся факторов: понижения напряжения текучести в результате разогрева и развития температурных напряжений. С этой целью расчетный вариант с теплоемкостью  $c = 23$  Дж/(кг·К) был пересчитан заново, но уже без учета температурных напряжений. Картина напряжений  $\sigma_1$  почти не изменилась по сравнению с рис. 1. Вместе с тем среднее значение  $\epsilon_i$  в зоне стружкообразования снизилось с 10 до 8 %. По-видимому, температурные напряжения в зоне резания слабо влияют на напряженное состояние, так как могут эффективно релаксировать через пластические деформации в зоне стружкообразования.

Обобщая полученные результаты, можно сделать вывод, что в начале врезания резца в металл (на первом этапе резания) напряженное состояние примерно одинаково как для высокоскоростного, так и для низкоскоростного резания. Началу врезания соответствует решение при теплоемкости  $c = 46$  Дж/(кг·К). При высокоскоростном резании дальнейшее перемещение

реза сопровождается повышением температуры, что вызывает падение по абсолютной величине всех напряжений в зоне резания. Это обусловлено понижением напряжений текучести  $\sigma_s$ , роль температурных напряжений здесь мала. Второму этапу резания соответствует решение при теплоемкости  $c = 23 \text{ Дж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$ . Вероятно, переход от первого ко второму этапу осуществляется, когда полоса сильно разогретого и размягченного металла, продвигаясь от режущей кромки, выходит на свободную поверхность перед резцом.

Напряженное состояние после такого перехода менее опасно с точки зрения трещинообразования, повреждающего обработанную поверхность. Об этом свидетельствует примерно двукратное понижение при теплоемкости  $c = 23 \text{ Дж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$  напряжений  $\sigma_1$  в передней и задней областях растяжения. Кроме того, обе области растяжения оказываются в зоне умеренного разогрева, что должно поддержать ресурс пластичности находящегося в них металла.

Следовательно, трещинообразование в зоне резания прекратится, если в достаточной степени повысить скорость резания и обеспечить тем самым сильный разогрев деформируемого металла.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Д о в н а р С.С. Численно-математическая модель для определения напряжений, возникающих при обработке металлов резанием. – Изв. АН БССР. Сер. физ.-техн. наук, 1985, № 2, с. 10–13. 2. Г у л я е в А.П., М а л и н и н а К.А., С а в е р и н а С.М. Инструментальные стали. – М., 1975. – 272 с.

УДК 621.941.1

Н.Н.ПОПОК, канд. техн. наук,  
С.О.ПУШКИН (НПИ)

#### СТРУЖКООБРАЗОВАНИЕ ПРИ РОТАЦИОННОМ ТОЧЕНИИ

Стружкообразование при ротационном точении резцом с прерывистой режущей кромкой сравнивалось со стружкообразованием при ротационном резании принудительно вращающимся инструментом с непрерывной режущей кромкой при одно- и разнонаправленных векторах скоростей вращения инструмента и движения подачи, а также самовращающимся и невращающимся инструментами. Эксперименты проводились на токарном станке мод. 162К20 с использованием установки для ротационного резания при обработке образцов из стали 50, баббита Б83 и свинца С2. Форма и усадка получаемой стружки изучались визуально и с помощью инструментального микроскопа БМИ-1, а результаты наблюдений и измерений заносились в специальный протокол, включающий данные по 36 параметрам стружки: толщине и длине; виду (стружка надлома, элементная и сливная); характеристике скручивания (направление, шаг); состоянию прирезцово́й и надрезцово́й сторон; цвету и т. д.

Предусмотренное методикой техническое моделирование процесса ротационного резания на баббитовых образцах позволяло получать легко деформируемую стружку, на которой изучались закономерности ее закручивания как в свернутом, так и развернутом состояниях, а также производились изме-