

УДК 621.91.011.001.57:539.3

**О ВЫБОРЕ УРАВНЕНИЯ СОСТОЯНИЯ ОБРАБАТЫВАЕМОГО
МАТЕРИАЛА ДЛЯ МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ
МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ**

В.А. Залоза¹, Д.В. Криворучко², С.Н. Хвостик³

В работе представлен подробный обзор уравнений состояния обрабатываемого материала, которые могут быть использованы для моделирования процесса резания. Показано, что к настоящему времени разработано на большое количество форм уравнения состояния, однако большинство из этих форм определяют состояние материала только в узком диапазоне деформаций, скоростей деформаций и температур. Это, по мнению авторов, является одной из причин все еще существенного расхождения прогнозов конечноэлементных моделей процесса резания с экспериментом.

В последние годы математическое моделирование, в том числе и методом конечных элементов (КЭ), становится одним из основных методов познания в современной науке. Эта тенденция наблюдается и в науке о резании материалов. Развитие математической теории пластичности и разрушения, численных методов и компьютерной техники позволили реализовать компьютерные модели процесса резания (ПР) с минимальным количеством допущений. Однако их расхождение с экспериментом по силе резания, по величине усадки стружки, температуре резания, длине контакта стружки с инструментом и другим показателям все еще остается значительным. Как отмечают Childs T.H.S. [1], Altan T. [2], Ozel T. [3], Meyer L. W. [4], отсутствие достоверных исходных данных, в частности моделей обрабатываемого и инструментального материалов, является главным источником этой проблемы.

Среди исходных данных одними из наиболее важных являются данные о механических свойствах обрабатываемого материала, наиболее полно отражающиеся в его кривой течения (уравнением состояния) [58]:

$$\bar{\sigma} = \sigma_S = \sigma_S(q, \dot{\varepsilon}^p, T),$$

где σ_S - текущая величина предела

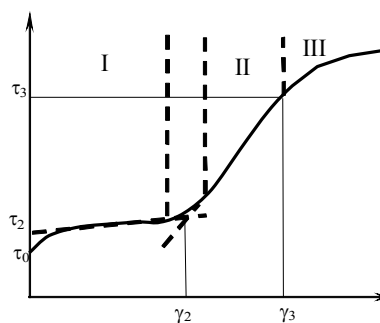


Рисунок 1 – Стадии деформационного упрочнения

¹ Д-р техн. наук, Сумский государственный университет.

² Канд. техн. наук, Сумский государственный университет.

³ Сумский государственный университет.

текучности; q – параметр упрочнения; $\dot{\varepsilon}^p$ – интенсивность скоростей пластических деформаций, T – температура.

Проведенные в течении последних 100 лет экспериментальные исследования позволили выявить ряд свойств кривых течения пластических материалов, важных для их математического описания. Пластическая деформация является результатом необратимых смещений в деформируемых объемах материала. В поликристаллических материалах, к которым относятся стали, эти смещения наряду с диффузионным массопереносом и зернограничным скольжением в большинстве случаев происходят путем движения дислокаций. Этот эффект может вызвать макропластическую деформацию путем скольжения или двойникования, что определяется типом кристаллической решетки материала, температурой и скоростью деформации. Механизм двойникования имеет место главным образом при низких температурах деформации и большой ее скорости и, следовательно, не характерен, как правило, для пластических деформаций в зоне стружкообразования.

При любой температуре после стадии упругой деформации возникает пластическая деформация (рис. 1), которая с самого начала и до момента разлушения сопровождается увеличением сопротивления деформируемого материала деформации по мере увеличения ее степени – деформационным упрочнением. В общем случае выделяют три стадии пластической деформации [5]:

- стадию легкого скольжения (I), имеющую место при малой деформации и характеризующуюся небольшим упрочнением. Эта стадия наиболее заметна для малоуглеродистых сталей [6];

- стадию множественного скольжения (II), возникающую при больших деформациях, характеризующую существенным упрочнением по линейному закону;

- стадию интенсивного развития поперечного скольжения (III), характеризующую параболическим законом изменения напряжений от деформаций.

Наличие зерен и различная их ориентация обуславливает поперечное скольжение с самого начала пластической деформации большинства сталей. В связи с этим трехстадийность кривой течения имеет второстепенное значение.

Экспериментально установлено, что при больших пластических деформациях возможно не только деформационное упрочнение, но и разупрочнение материала (рис. 2). Так для стали 45 этот эффект проявляется при скоростях деформаций более 10^2 с⁻¹ (рис. 2 а), а для алюминия и титановых сплавов он характерен даже при самых малых скоростях деформаций (рис. 2 б) [7, 8].

Характер деформационного упрочнения зависит от целого ряда факторов [5]. Влияние энергии дефектов упаковки и типа кристаллической решетки обуславливает различную форму кривых течения для различных сталей. Влияние ориентации кристаллов может проявляться в деформационной анизотропии, обусловленной выравниванием ориентации зерен в направлении плоскостей максимальных касательных напряжений. Влияние схемы нагружения проявляется за счет возникновения эффекта Баушингера – кинематического или изотропного упрочнения. Вместе с тем при анализе литературы не выявлено ни одной работы, где бы была сделана попытка учесть деформационную анизотропию при резании сталей и кинематическое упрочнение. В известных авторам работах принимается допущение об изотропности деформации и упрочнения. По-видимому это связано с тем, что влияние этих эффектов существенно меньше, чем влияние скорости деформаций и температуры деформации.

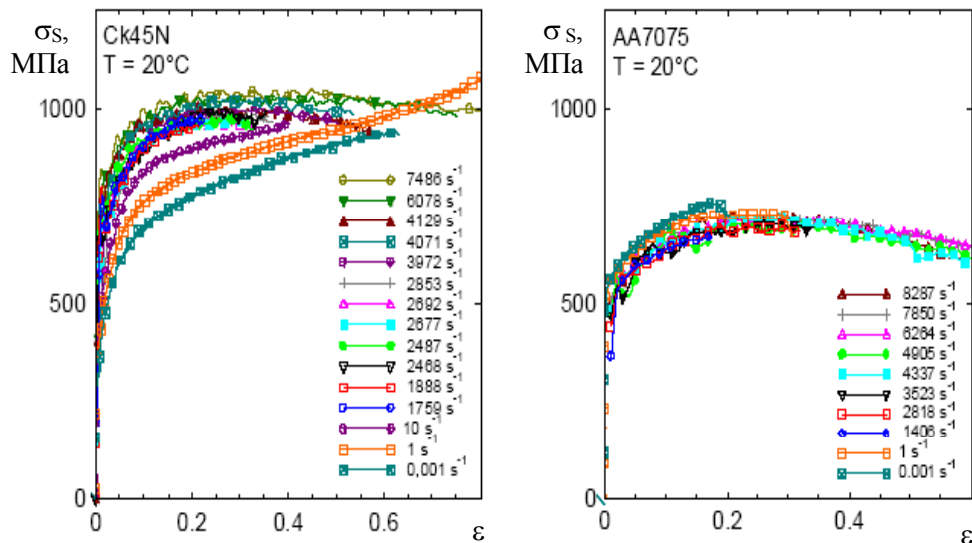


Рисунок 2 - Кривые течения стали 45 и алюминиевого сплава при различных скоростях деформации [7]

Увеличение температуры активизирует процессы термического возврата (разупрочнения) [5]. Принято выделять три интервала температур в диапазоне от 0 до 1 по гомологической шкале $\left(\frac{T - T_0}{T_{пл} - T_0}\right)$: до 0,2-0,25 – холодная пластическая деформация; от 0,2-0,25 до 0,5-0,6 – теплая пластическая деформация; свыше 0,5-0,6 – горячая пластическая деформация.

Холодная пластическая деформация характеризуется практически полным отсутствием термического возврата и трехстадийностью процесса деформационного упрочнения. При теплой пластической деформации термический возврат хоть и имеет место, но всегда неполный – при такой деформации форма кривых течения практически не меняется, а снижаются лишь величины напряжений и коэффициент деформационного упрочнения. Горячая деформация имеет много общего с теплой, но принципиально отличается от нее полнотой термического возврата в определенном диапазоне степеней деформации.

Экспериментально доказано [8, с.5], что величина предела текучести уменьшается при повышении температуры и для любой степени деформации изменение предела текучести с увеличением температуры можно описать единой кривой [7]:

$$\Psi(T) = \frac{\sigma(\bar{\varepsilon}^P, \dot{\varepsilon}^P, T)}{\sigma(\bar{\varepsilon}^P, \dot{\varepsilon}^P, T_0)} \quad (1)$$

Эта кривая не монотонная. Теория дислокаций указывает на возникновение «горячего наклепа», т.е. увеличение предела текучести с увеличением температуры в начале интервала горячей деформации [9, с. 5, 7]. Для сталей этот

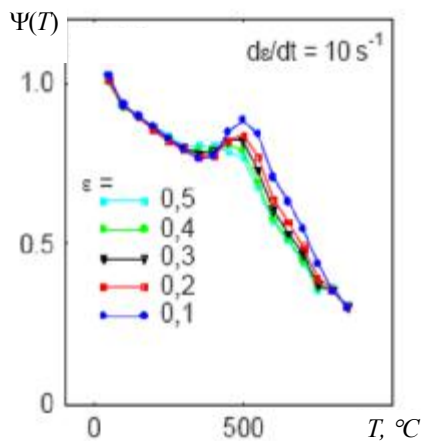


Рисунок 3 - Влияние температуры на предел текучести стали 45 [7]

интервал температур несколько меньше $0,5 T_{пл}$. Например, для стали 45 такое явление наблюдается при температуре 250-600°C (рис. 3) [7], о чем свидетельствует образование локального экстремума в области указанных температур.

Влияние скорости деформации также существенно. При прочих равных условиях увеличение скорости деформации с $\dot{\epsilon} = 1 \text{ с}^{-1}$ до $\dot{\epsilon} = 10^4 \text{ с}^{-1}$ может приводить к увеличению σ_S на 40%. При таких больших скоростях деформации процесс деформирования имеет адиабатический характер [7].

Кроме того, Marusich T. D. [10, с. 4] на основании обзора исследований диаграмм текучести отмечает повышение чувствительности конструкционных сталей к скорости деформации при $\dot{\epsilon} > 10^3 \text{ с}^{-1}$ (рис. 4). Эти эффекты нашли удовлетворительное объяснение с помощью теории термически активируемой пластической деформации [5, 7]. Согласно этой теории пластическая деформация определяется теми же процессами, что и движение дислокаций. Движение дислокаций рассматривается с позиции необходимости преодоления дислокационными образованиями различных препятствий под действием приложенного напряжения, термического возбуждения или обоих факторов одновременно. Предполагается, что напряжение, необходимое для перемещения дислокаций, складывается из атермического (определяемого модулем упругости, параметрами структуры и состава материала) и термически активируемого (зависящим главным образом от температуры и скорости деформаций) напряжений, текущая величина предела текучести равна

$$\sigma_S = \sigma_{атерм} + \sigma_{терм}, \quad (2)$$

где $\sigma_{терм} = Ae^{-mT}$; A и m - константы при определенной скорости деформации.

El-Magd E. и Treppmann C.[7] указывают, что σ_S определяется соотношением между временем ожидания термической активации и временем демпфированного преодоления препятствий дислокациями при пластической деформации. При $\dot{\epsilon} < 10^3 \text{ с}^{-1}$ преобладает время ожидания термической активации дислокаций у препятствий, а при $\dot{\epsilon} \geq 10^3 \text{ с}^{-1}$ - преобладает время демпфированного преодоления дислокацией этого препятствия. Поэтому при малых скоростях деформации действуют законы пластической деформации, а при больших - законы вязкого течения. Это объясняет различную чувствительность материала к скорости деформации при различных ее величинах (рис. 4).

Meuser L. W. [4] отмечает, сославшись на уравнение Аррениуса, что

$$\sigma_{терм} \sim \Delta G = kT \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}_0^p}{\dot{\epsilon}^p} \right), \quad (3)$$

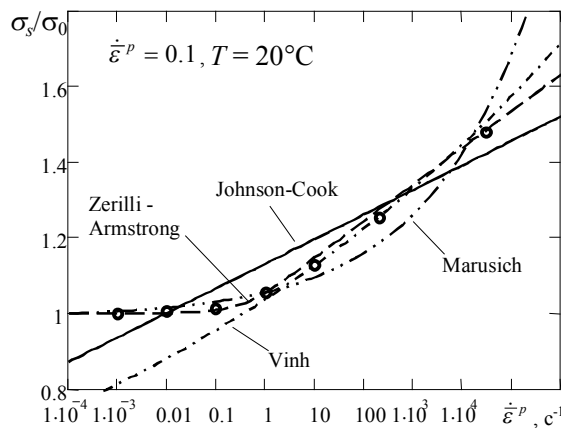


Рисунок 4 - Влияние скорости деформации на предел текучести при деформировании стали 45. Обозначение моделей - по табл. 1. Символом «●» обозначены данные эксперимента по [4]

где ΔG - энергия активации. Одинаковое уменьшение температуры и увеличение скорости деформаций не изменяют энергию активации ΔG и, следовательно, $\sigma_{терм}$. Это дает возможность распространения результатов испытаний при малых $\dot{\epsilon}$ и θ на более высокие значения этих параметров. Однако выражение (3) справедливо для $\dot{\epsilon} < 10^3 \text{ с}^{-1}$ [7] и, следовательно, нельзя считать доказанным то положение, что изменение $\dot{\epsilon}$ и θ могут взаимно компенсировать друг друга. На это также указывает Кушнер В.С. [11], подчеркивая невозможность компенсации скорости деформаций и температуры при прохождении частицей деформируемого объема материала по передней поверхности.

Рассмотренные особенности процесса пластического деформирования должны быть учтены при составлении математического описания кривой течения, достоверного в широком диапазоне деформаций, скоростей деформаций и температур. Сложность описанных механизмов не

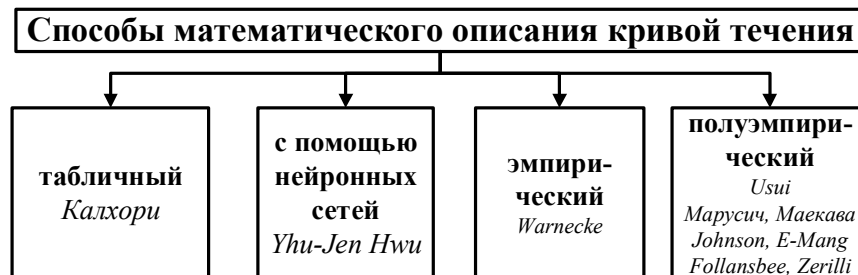


Рисунок 5 - Способы математического описания кривой течения

позволяет создать простого и универсального способа решения этой задачи. Известно применение таблиц [12] и нейронных сетей [32]. В тоже время наибольшее распространение, получили эмпирическое и полуэмпирическое уравнения (рис. 5).

Форма эмпирических уравнений, как правило, не имеет какого-либо физического смысла. Например, уравнение Warnecke J. [13]

$$\sigma = Ae^{kT} + Be^{m_1(T-T_1)^2},$$

где A, k, m_1, B, T_1 - функции деформации, скорости деформации; T - гомологическая температура. Несмотря на удовлетворительное описание экспериментальных данных этим уравнением, вряд ли можно рассчитывать на минимальную погрешность экстраполяции за пределами области проведения эксперимента.

Обобщая модели, представленные в работах [5, 7, 14, 15, 16, 17, 6, 4, 18, 19, 20, 10, 21, 22, 23 и др.], и сравнивая их с формулой (2), было замечено, что в общем виде полуэмпирическое уравнение состояния может иметь вид:

$$\sigma_S = \sigma_{атерм} + \sigma_{терм} = \left(\sigma_{Sa}(\bar{\epsilon}^p) \cdot U(\dot{\bar{\epsilon}}^p) + \sigma_{терм}(T, \dot{\bar{\epsilon}}^p) \right) \Psi(T), \quad (4)$$

где $\sigma_{Sa} \cdot U(\dot{\bar{\epsilon}}^p)$ - отражает жестко пластическую модель пластической деформации с деформационным упрочнением и со скоростным эффектом; $\sigma_{терм}(T, \dot{\bar{\epsilon}}^p)$ - отражает вязкостное сопротивление материала; $\Psi(T)$ - учитывает влияние температуры. Анализ развития и использования полуэмпирических уравнений кривой течения представлен в таблице 1. Уравнение (4) нельзя назвать эмпирическим, поскольку каждая его

составляющая имеет вполне ясный физический смысл. В тоже время форма каждой из частей данного уравнения и его коэффициенты, как правило, выбираются таким образом, чтобы расхождение с экспериментом было наименьшим.

Таблица 1 - Анализ развития полуэмпирических уравнений кривой течения

Автор модели, год первой публикации	Форма описания	Информация о применении модели для моделирования ПР	
1	2	3	
Простые описания			
фон Мизес [6]	$\sigma_S = \sigma_T$	Iwata K., Osakada K. 1984 [24]; Зенкевич О. [25]	
Ньютон И. [6]	$\sigma_S = \mu \dot{\varepsilon}^p$	Strenkovski J.S., Carroll J.T., 1986 [26]	
Сложные описания			
Ludwik P., 1909 [17]	$\sigma_S = \sigma_T + A \bar{\varepsilon}^p$	Yang H., 1989 [27]; Klamecki B.E., 1973 [28]; Lajczok M.R., 1980 [29]; Strenkovski J.S., Carroll J.T., 1986 [26]	
Perzyna P., 1966 [30]	$\sigma_S = \sigma_T \left(1 + \dot{\varepsilon}^{p*}\right)^n$	Yang H., Shih A.J., 1991 [31]; Strenkowski J.S., Moon K.J., 1990 [32]	
Sellars C.M., Tegart W.J., 1972 [33]	$\dot{\varepsilon}^p = A \left(\sinh(a \cdot \sigma_{мерм})\right)^m e^{-\frac{Q}{RT^*}}$	Wu J., 1996 [22]	
Litonski J., 1977 [34]	$\sigma_S = \sigma_T \left(\bar{\varepsilon}_0^p + \bar{\varepsilon}^p\right)^n \left(1 + B \dot{\varepsilon}^{p*}\right)^m (1 + C\theta)$	Meyer L. W., 2005 [4]	
Vinh T. и др., 1979 [35]	$\sigma_S = \sigma_T \left(\bar{\varepsilon}^p\right)^n \left(\dot{\varepsilon}^{p*}\right)^m e^{-mT^*}$	Meyer L.W., 2005 [4]; Otieno A., 2002 [36]; Altan T. и др., 2005 [2]; Кушнер В.С., 1994 [11]	
Johnson G.R., Cook W.H.	Первоначальная форма, 1983 [14]	$\sigma_S = \left(A + B \left(\bar{\varepsilon}^p\right)^n\right) \left(1 + C \ln \left(\dot{\varepsilon}^{p*}\right)\right) \times \left(1 - \left(T^*\right)^m\right)$	Bäker M., 2005 [37]; Madhavan V. и др., 2000 [38]; Masillamani D.P., 2004 [39]; Raczy A., 2005 [40]; Belhadi S. и др., 2004 [41]; Wince J.N., 2002 [42] и др.
	Altan T., 2000	$\sigma_S = \left(A + B \left(\bar{\varepsilon}^p\right)^n\right) \left(1 + C \ln \left(\dot{\varepsilon}^{p*}\right)\right) \times \left(1 - \left(T^*\right)^m + a \cdot e^{-m_0 \left(T^* - T_n^*\right)^2}\right)$	Altan T., Yen E., 2003 [23]
Ее К. С., 2004 [15]	$\sigma_S = \left(A + B \left(\bar{\varepsilon}^p\right)^n\right) \times \left(1 + C \ln \left(\dot{\varepsilon}^{p*} + a e^{-m_1 \dot{\varepsilon}^{p*}}\right)\right) \left(1 - \left(T^*\right)^m\right)$	Ее К. С. и др. [15]	

Продолжение таблицы 1

1	2	3
Usui E.,1984 [43]; Maekawa K. и др., 1991 [44]	$\sigma_S = \sigma_T \left[\int_{T, \bar{\varepsilon} = (\dot{\varepsilon})} e^{\frac{kT}{N} \left(\dot{\varepsilon}^{p^*} \right)^{\frac{m}{N}} d\bar{\varepsilon}} \right]^N \times$ $\times \left(\dot{\varepsilon}^{p^*} \right)^{m_1} \left(\sum_{i=1}^n A_i e^{k_i T} + B e^{k(T-T_0)^2} \right)$	Цзел Т., Altan Т., 2005 [2]; Childs Т.Н.С., Dirikolu М.Н., 2000 [1]; Adibi-Sedeh А.Н. и др.,2005 [45]
Clifton R. J. и др., 1985 [46]	$\sigma_S = \sigma_T \bar{\varepsilon}^n \left(\dot{\varepsilon}^{p^*} \right)^m T^{-m_1}$	Meyer L.W., 2005 [4]
Zerilli F.J., Armstrong R.W., 1987 [47]	$\sigma_S = \sigma_T + A \left(\bar{\varepsilon}^p \right)^n + B_0 e^{(-\beta_0 + \beta_1 \ln(\dot{\varepsilon}^p))T}$	Altan Т., Meyer L.W., 2005 [4]
Follansbee P.S. и Kocks U.F., 1988 [48]	$\sigma_S = \sigma_T + A \left(\bar{\varepsilon}^p \right)^n + \sigma_0^* \times$ $\times \left(1 - \left(\frac{-T \cdot k_B \ln \left(\dot{\varepsilon}^{p^*} \right)}{\Delta G_0} \right)^{m_1} \right)^m,$ где k_B - постоянная Больцмана	Hochrainer Т., 2005 [49]; Xie L., 2004 [50]
Oxley P.L.B., 1989 [9]	$\sigma_S = \sigma_T (T_m) \left(\bar{\varepsilon}^p \right)^{n(T_m)}, T_m =$ $= \left(1 - A \ln \left(\dot{\varepsilon}^{p^*} \right) \right) T$	Shih A.J., [31]; Childs Т.Н.С., Dirikolu М.Н., 2000 [1]; Adibi-Sedeh А.Н. и др.,2005 [45]
Hensel A.,Spittel Т. и др., 1990 [51]	$\sigma_{xx} = \sigma_T \left(\bar{\varepsilon}^p \right)^{n_1} e^{n_2 \bar{\varepsilon}^p} \left(\dot{\varepsilon}^{p^*} \right)^m e^{-mT^*}$	Meyer L. W., 2005 [4]
Childs Т. Н. S.,1994 [19]	$\sigma_S = \sigma_T \left(\bar{\varepsilon}^p \right)^{n(T)} \left(\dot{\varepsilon}^{p^*} \right)^{m(T)} \sum_{i=1}^n c_i T^i$	Bouzakis K. и др., 2005[52]
Marusich Т. D., 1995 [10]	$\sigma_S = \sigma_T \left(A + \bar{\varepsilon}^p \right)^n \left(1 + B \dot{\varepsilon}^{p^*} \right)^m \sum_{i=1}^5 c_i T^i$	Kumbera Т. G. и др., 2001 [53]; Kalhori V. и др., 2005 [21]
El-Magd E. и Trepman С., 2000 [7]	$\sigma_S = \left(\sigma_T \left(A + \bar{\varepsilon}^p \right)^n + \eta \dot{\varepsilon}^{p^*} \right) e^{-mT^*}$	Klocke F., 2001 [54]
El-Magd E., 2001 [55]	$\sigma_S = \sigma_T \left(\bar{\varepsilon}^p \right)^{n(T)} \left(1 + A \ln \left(\dot{\varepsilon}^{p^*} \right) \right) e^{-\left(\frac{T}{T_2} \right)^m}$	Baker M., 2005 [37]
El-Magd E.,2003 [56]	$\sigma_S = \frac{\sigma_0}{\left(1 + \left(\frac{\sigma_0}{\sigma^*} \right)^v e^{\frac{T}{T^*} \frac{\dot{\varepsilon}^*}{\dot{\varepsilon}}} \varepsilon \right)^{1/v}},$ $\sigma_0 = \left(\left(\sigma_T + A \left(\bar{\varepsilon}^p \right)^n \right) \left(\dot{\varepsilon}^{p^*} \right)^m + \eta \dot{\varepsilon} \right) \times$ $\times \left(e^{\frac{T}{T_1}} + B e^{-\left(\frac{T}{T_2} \right)^{m_1}} \right)$	Klocke F., 2005 [20]

Анализируя таблицу 1, можно заметить, что развитие математических описаний кривой течения начинались с самых простых моделей: жестко-пластической модели фон Мизеса и линейно-вязкой среды Ньютона. Дальнейшее совершенствование происходило по пути учета влияния деформационного упрочнения, скоростного упрочнения, температурного разупрочнения.

Если в 80-х годах XX века преобладали полуэмпирические уравнения, составленные интуитивно, то к концу 90-х годов появились уравнения, составленные на основе представлений теории дислокаций о термоактивированной пластической деформации. Это позволило расширить область определения этих уравнений. Вместе с тем, сложность уравнений увеличилась и количество опытов, необходимых для определения всех коэффициентов, значительно возросло. Например, наиболее широко используемое уравнение Джонсона-Кука (Johnson-Cook) имеет 5 констант, а наиболее общее уравнение El-Magd E. (2003 г.) – 11 констант, уравнение Marusich T. D. – 10 констант, Маекава К. – не менее 10 констант. Именно из-за простоты и способности удовлетворительного описания кривой течения в широком диапазоне изменения фундаментальных параметров уравнение Джонсона-Кука получило наибольшую популярность. Следует отметить, что в университете штата Огайо (США) создана рабочей группой под руководством доктора Altan T. первая в мире база данных уравнений состояния материалов. В середине 2005 года в ней содержалось 108 материалов [57].

Вместе с тем, публикуемые в литературе уравнения состояния для конкретных материалов не всегда адекватно описывают его свойства и часто не могут использоваться при моделировании процесса резания в данных условиях. В качестве примера рассмотрим 9 моделей стали 45, опубликованных в литературе (табл. 2 и рис.6). Анализ этих уравнений показал, что наиболее широкую область совпадения с экспериментом и между собой имеют уравнения 1 и 2. Уравнения 3, 4, 5, 6, 7 дают существенное отклонение при $\dot{\varepsilon} < 100 \text{ с}^{-1}$. Уравнение №5 работает лишь при повышенных температурах, а 6 – при больших степенях деформации. Уравнения 8 и 9 вообще нельзя использовать для моделирования процесса резания, поскольку они адекватны лишь при малых температурах, величинах деформации и скоростях деформации (№9). Имеющиеся различия между данными разных уравнений объясняются различным состоянием стали 45 в опытах различных исследователей, погрешностью эксперимента и принятыми допущениями.

Следует отметить, что уравнения, полученные способами на основе принципа Гопкинсона и способом прямоугольного резания [58], дают очень близкие кривые при одной и той же форме уравнения, например, 1 и 4, 2 и 3 на рис. 6 е). Durikolu M. H. и Childs T. H. S. показали [1], что расхождение результатов имеет место в основном при описании положения области горячего наклепа.

Для объяснения наблюдаемых различий между результатами моделирования и экспериментом необходимой является информация о влиянии уравнения кривой течения на ошибку расчета силы и температуры резания, вида (формы стружки), ее усадки, длины контакта стружки с инструментом и других важных показателей процесса стружкообразования. К настоящему времени проведено несколько исследований влияния уравнения состояния материала и его параметров на указанные показатели. В частности Adibi-Sedeh A. H. и др. показали [45], что для стали 45 модель 3 (см. табл. 2) дает наибольшую в сравнении с моделями 1, 2 и 3 радиальную проекцию силы резания, температуру резания и скорость деформаций. Это связано с завышенной величиной напряжений в уравнении №3 по сравнению с другими уравнениями при прочих равных условиях (см. рис. 6). В тоже время модель 2 дает наибольшую усадку стружки. Их исследования показали, что

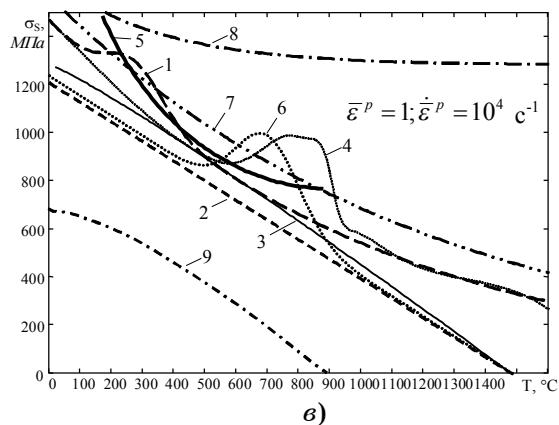
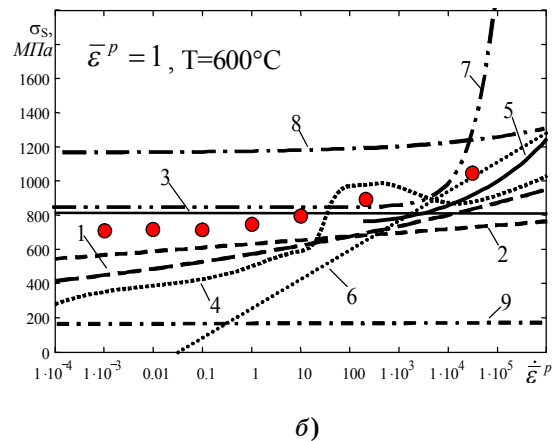
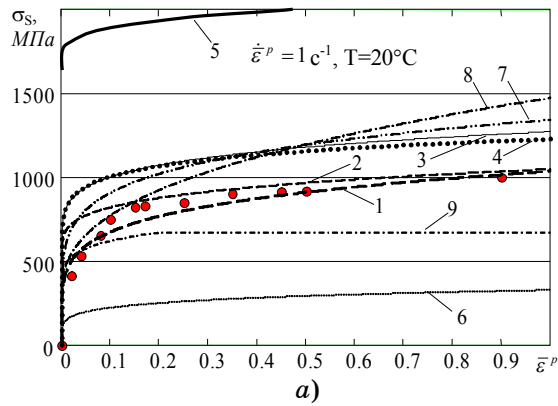


Рисунок 6 - Сравнение уравнений состояния стали 45. Номера кривых соответствуют номерам уравнений по таблице 2. Экспериментальные данные по [4]

вид модели влияет также и на форму зоны первичных деформаций. Piendl S. и др. [63] также провели анализ чувствительности 3D модели процесса точения к виду уравнения состояния материала. Они показали, что при масштабировании уравнения состояния обрабатываемого материала соответственно изменяется сила и температура резания при практически неизменной форме стружки.

Klocke F. и др. [54] отмечают, что модифицирование уравнения 7 (табл. 2) введением деформационного разупрочнения при $\bar{\epsilon}^p > 0,5$ реализует элементную стружку при моделировании процесса резания стали 45 со скоростью 200-6000 м/мин ($\dot{\bar{\epsilon}} \leq 30000 \text{ c}^{-1}$) за счет локализации скорости деформации у режущей кромки.

Sartkulvanich P. и др. [2] отмечают, что при моделировании процесса резания стали 45 с применением уравнения Vinh T. (см. табл. 1) в форме

$$\sigma_S = \sigma_T (\bar{\epsilon}^p)^{n(T)} \times (\dot{\bar{\epsilon}}^p)^{m(T)} \Psi(T) \quad (5)$$

искусственное изменение $\Psi(T)$ изменяет и коэффициент усадки стружки. Показатель степени n также влияет и на усадку стружки и на проекции силы резания, особенно при отрицательном переднем угле. Показатель m наибольшим образом влияет на проекции силы резания (табл. 3).

Таблица 2 – Рейтинг уравнений состояния отожженной стали 45 по применимости для моделирования процесса резания

Уравнение T , °C; $\dot{\varepsilon}^p$, с ⁻¹ , σ_S , МПа	Ссылка сп. изм.	Заявленная область определения	Выявленная область совпадения с экспериментом
1	2	3	4
$\sigma_S = \left[\int_{T, \bar{\varepsilon} \equiv (\dot{\varepsilon})} e^{\frac{0.00014T}{N(T)} \left(\dot{\varepsilon}^p\right)^{\frac{0.0024}{N(T)}} d\bar{\varepsilon}} \right]^{N(T)} \left(\dot{\varepsilon}^p\right)^{0.036} \left(1350e^{-0.001T} + 167e^{-0.00006(T-T_0)^2}\right)$ $N(T) = 0.17e^{-0.001T} + 0.09e^{-0.000015(T-340)^2} \quad \dot{\varepsilon}_0^p = 1000$	[45] ПГ	ε от 0 до 1 $\dot{\varepsilon}$ от 0 до $0.2 \cdot 10^4$ с ⁻¹ T от 25°C до 720°C	Вся обл. опред.
$\sigma_S = \left(553.1 + 600.8(\bar{\varepsilon}^p)^{0.234}\right) \left(1 + 0.0134 \ln(\dot{\varepsilon}^p)\right) \left(1 - (T^*)^1\right), \quad \dot{\varepsilon}_0^p = 1000$	[59,45]ПГ	$\dot{\varepsilon}$ - до 1000 с ⁻¹ T - до 600°C	Вся обл. опред.
$\sigma_S = \left(451.6 + 819.5(\bar{\varepsilon}^p)^{0.1736}\right) \left(1 + 0.0000009 \ln(\dot{\varepsilon}^p)\right) \left(1 - (T^*)^{1.0955}\right),$ $\dot{\varepsilon}_0^p = 1000$	[60] ПР	$\varepsilon=0.051-1.07$ $\dot{\varepsilon}=1 - 17766$ с ⁻¹ $T=20 - 721$ °C	$\dot{\varepsilon} > 100$ с ⁻¹ , ост. вся обл. опред.
$\sigma_S = \sigma_T(T_m) (\bar{\varepsilon}^p)^{n(T_m)}, \quad T_m = \left(1 - 0.09 \ln(\dot{\varepsilon}^p)\right) (T + 273),$ $\dot{\varepsilon}_0^p = 1, \quad \sigma_T(T_m) \text{ и } n(T_m) \text{ по графику из источника [9]}$	[61], [45] ПР	ε от 0 до 1 $\dot{\varepsilon}$ от 0 до 450 с ⁻¹ T от 200°C до 1100°C	$\dot{\varepsilon} > 100$ с ⁻¹ , ост. вся обл. опред.
$\sigma_S = 330 + 435(\bar{\varepsilon}^p)^{0.22} + 2000 \cdot \left(1 - \left(\frac{-T \cdot 1.380662 \times 10^{-23} \ln(\dot{\varepsilon}^p)}{1.03 \times 10^{-19}}\right)^{0.5}\right)^{1.78},$ $\dot{\varepsilon}_0^p = 4.41 \times 10^7$	[62] ПГ	T от 200°C до $7.46 \cdot 10^3$ $\frac{17.6 - \ln \dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}} = 10^{-4} - 10^5$ с ⁻¹	$\dot{\varepsilon} > 1000$ с ⁻¹ , $T > 200$ °C ост. вся обл. опред.

Продолжение таблицы 2

1	2	3	4
<p>6 $\sigma_S = \left(0 + 996.1(\bar{\varepsilon}^p)^{0.168}\right) \left(1 + 0.097 \ln\left(\dot{\varepsilon}^p\right)\right) \left(1 - (T^*) + 0.275e^{-0.00005(T-700)^2}\right),$ $\dot{\varepsilon}_0^p = 1000$</p>	<p>[50] ПГ</p>	<p>$\dot{\varepsilon}$ - до 10^5 с^{-1}</p>	<p>$\bar{\varepsilon} > 0.2,$ $\dot{\varepsilon} > 100 \text{ с}^{-1},$ ост. вся обл. опред.</p>
<p>7 $\sigma_S = \left(1341(\bar{\varepsilon}^p)^{0.17} + 0.02\dot{\varepsilon}^p\right) e^{-1.5\frac{T-20}{1808}}$</p>	<p>[7] ПГ</p>	<p>$\varepsilon=0.0-0.8$ $\dot{\varepsilon}=0 - 1.2 \times 10^4 \text{ с}^{-1}$ $T=20 - 600^\circ\text{C}$</p>	<p>$\dot{\varepsilon} \in [10^1; 10^3],$ ост. вся обл. опред.</p>
<p>8 $\sigma_S = 79.8 + 822e^{-0.005T+0.00022T \ln(\dot{\varepsilon}^p)} + 1199(\bar{\varepsilon}^p)^{0.38}$</p>	<p>[23] ПГ</p>	<p>$\dot{\varepsilon} = 10^{-4} - 10^4 \text{ с}^{-1}$</p>	<p>$\bar{\varepsilon} < 0.2,$ $T < 500^\circ\text{C}$ ост. вся обл. опред.</p>
<p>9 $\sigma_S = 401 \left(1 + \frac{\bar{\varepsilon}^p}{0.00191}\right)^{\frac{1}{9}} \left(1 + \dot{\varepsilon}^p\right)^{\frac{1}{1000}} \times \left(1.002 - 3.572 \cdot 10^{-4}T - 1.392 \cdot 10^{-6}T^2 + 5.953 \cdot 10^{-10}T^3\right)$ $\dot{\varepsilon}_0^p = 1$. Если $\bar{\varepsilon}^p > 0.2$, то $\bar{\varepsilon}^p = 0.2$</p>	<p>[12] СтИ</p>	<p>ε от 0 до 0.2 $\dot{\varepsilon}$ до 10^{-3} с^{-1} T от 25°C до 800°</p>	<p>$\bar{\varepsilon} < 0.2,$ $\dot{\varepsilon} < 0.001 \text{ с}^{-1},$ $T < 200^\circ\text{C}$</p>
<p>Примечание. ПГ – способ на основе принципа Гопкинсона; ПР – способ прямоугольного резания; СтИ – статические испытания</p>			

Таблица 3 - Влияние параметров уравнения состояния обрабатываемого материала на показатели процесса резания

		Величина изменения параметра	Эффект от этого изменения
$\Psi(T)$	изменение масштабированием	+18%	15% увеличение силы, но незначительное изменение усадки стружки
	изменение формы кривой	малое уменьшение с увеличением температуры	20% увеличение усадки стружки, но незначительное изменение силы
$n(T)$	изменение масштабированием	+100% при $\gamma > 0$	+18% усадки стружки, +11% P_z , +7% P_y
		+100%, $\gamma < 0$	+31% усадки стружки, +24% P_z , +19% P_y
	изменение формы кривой	малое снижение с увеличением T	менее чем +/- 5% отклонение
		большое снижение с увеличением T	менее чем +/- 5% отклонение
$m(T)$	изменение масштабированием	+100%	менее чем +/- 5% отклонение
		+233%	-8% усадки стружки, +12% P_z , +6% P_y
		+233%, V большое, s - малое	-10% усадки стружки, +21% P_z , +17% P_y
	изменение формы кривой	малое снижение с увеличением T	около +/- 6% отклонение
		большое снижение с увеличением T	около +/- 6% отклонение

Отieno А. [36] отмечает, что результат моделирования процесса резания стали 708M40 с помощью уравнения Maekawa К. (см. табл. 1) более точный при больших подачах из-за того, что это уравнение является более точным при больших деформациях. Он также отмечает, что учет в этом уравнении горячего наклепа приводит к существенному увеличению проекции P_z , но практически не влияет на P_y .

С другой стороны, Vouzakis К. и др. [52] показали, что при моделировании обработки червячной фрезой зубчатых колес из стали AISI1020 уравнение (5) дает большие величины пластической деформации и большую усадку стружки, чем уравнение Oxley Р. Л. В. (см. табл. 1) Однако сила по Oxley Р. Л. В. оказывается больше, чем по (5).

Исследования чувствительности КЭ моделей к отклонениям уравнений состояния от действительности все еще остаются разобщенными для построения какого-либо целостного описания, что свидетельствует о необходимости дополнительных работ в этой области.

ВЫВОДЫ

1 Математическое описание кривой течения (определение уравнения состояния в математической форме) возможно четырьмя способами: табличным, на основе нейронных сетей, эмпирическим и полуэмпирическим. Последний завоевал наибольшую популярность, поскольку позволяет составить уравнения состояния, достоверно экстраполирующие данные в больших и малых диапазонах скоростей деформации и температур при минимальном количестве проведенных экспериментов.

2 В общем виде полуэмпирическое уравнение состояния отражает положения теории термически активируемой пластической деформации и включает в себя пластическую (атермическую) и вязкостную (термическую) составляющие. Полуэмпирическое уравнение состояния для конкретных материалов в общей форме было предложено лишь в 1987 году Zerilli F.J., Armstrong R.W. До этого времени использовались отдельно пластическая или вязкая составляющие, причем первая имела преимущество. Наиболее популярная форма уравнения состояния – произведение составляющих, учитывающих вклады интенсивности деформации, скорости деформации и температуры.

3 Сравнение опубликованных в литературе уравнений состояния для стали 45 показало, что большинство из них может быть применено для моделирования процесса резания, но с возможностью ожидания достоверного решения лишь в зонах первичной и вторичной деформации. Это обусловлено главным образом тем, что эти уравнения определены при скоростях деформации более 100с^{-1} . Минимальную ошибку прогнозирования всех показателей процесса резания следует ожидать при использовании уравнений 1, 2 (табл. 2), обеспечивающие удовлетворительное описание эксперимента, как при больших, так и при малых скоростях деформации. Уравнения 8 и 9 не могут использоваться для получения достоверных количественных данных при моделировании процесса резания. Следует отметить, что для стали 45 нет опубликованного уравнения состояния, описывающего деформационное разупрочнение при больших скоростях деформации.

4 Ошибка в уравнении состояния влияет на ошибку прогнозирования формы и усадки стружки, силы резания, температуры резания, длины контакта стружки с инструментом. К настоящему времени опубликованы результаты лишь отдельных, весьма разрозненных исследований этого вопроса. Так форма кривой течения определяет тип стружки, особенно при большой скорости деформации. Исключение из модели степени влияния температуры увеличивает лишь усадку стружки. Увеличение показателя деформационного упрочнения увеличивает усадку стружки и силу резания, а скоростного – уменьшает усадку и увеличивает силу резания. Остается непонятной влияние «горячего наклепа». В частности, известно лишь то, что учет горячего наклепа увеличивает проекцию силы резания P_z .

5 Для уменьшения ошибки прогнозирования показателей процесса резания необходимы дополнительные исследования, связанные с совершенствованием уравнения состояния и способов определения его коэффициентов в широкой области изменения деформации, скорости деформации и температуры, а также направленные на изучение влияния различных параметров уравнения состояния на показатели процесса резания.

SUMMARY

The deep review of flow stress equations applicable for modelling of metal cutting is represented in this paper. It is show that there a lot of different forms of flow stress equations, but most of them defined only in narrow ranges of strain, strain-rate and temperature. This is one of the reasons of quantitative disagreement between finite element modeling and experiment.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Childs T.H., Dirikolu M.H. Modelling Requirements for Computer Simulation of Metal Machining//Turk. J. Engin. Environ. Sci. -2000. -Т. 24. -С. 81- 93.
2. Sartkulvanich P., Altan T., Gцcmen A. Effects of flow stress and friction models in finite element simulation of orthogonal cutting—a sensitivity analysis // Machining Science and Technology. -2005. -№ 9. - С. 1- 26.
3. Ozel T. Influence of friction models on finite element simulations of machining // Int. J. of Machine tools & Manufacture. -2004.
4. Meyer L.W., Halle T., Herzig N. Determination of material data and development of constitutive equations for numerical simulations of high speed cutting

- processes//Proceedings of 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -Chemnitz, 2005. -С. 131- 138.
5. Золоторецкий С. М. Механические свойства металлов: Учебник для вузов. -М.: Металлургия, 1983. -352 с.
 6. Аркулис Г. Э., Дорогобид В.Г. Теория пластичности. -М.: Металлургиздат, 1987. -352 с.
 7. El-Magd E., Treppman C. Mechanical behaviour of AA7075, Ck45N and TiAl6V4 at high strain rates//Materialsweek. -2000.
 8. Shivpuri R., Hua J., Mittal P., Srivastava A.K. Microstructure-Mechanics Interactions in Modeling Chip Segmentation during Titanium Machining. -2003.
 9. Oxley P.L. Mechanics of machining: An analytical approach to assessing machinability. - Ellis Horwood Limited, 1989. -242 с.
 10. Marusich T.D., Ortiz M. Modelling and Simulation of High-Speed Machining//Int. J. Num. Meth. Eng. -1995. -Т. 38. -С. 3675- 3694.
 11. Кушнер В. С. Интенсификация резания пластических материалов на основе термомеханического подхода: Автореф. дисс... докт. техн. наук:05.03.01/ MBTV им. Н. Э. Баумана. -М., 1994. -37 с.
 12. Kalhori V. Modeling and simulation of mechanical cutting: Doctoral thesis. -Lulea: Lulea university of technology, 2001. -103 с.
 13. Warnecke J., Oh J. - A new Thermo-viscoplastic Material Model for Finite-Element-Analysis of the Chip Formation Process. -2002.
 14. Johnson G.R., Cook W.H. A Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain Rates and High Temperatures//Proceedings of the 7th int. Symp. on Ballistics. -1983. -С. 541- 547.
 15. Ee K.C., Dillon O.W., Jawahir I.S. An Analysis of the Effects of Chip-groove Geometry on Residual Stress Formation in Machining Using Finite Element Methods//Proceedings of the 7th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -2004.
 16. Alder J.F., Phillips V.A. The effect of strain rate and temperature on the resistance of aluminum, copper, and steel to compression//J. Inst. Metals. -1954. -№ 83. -С. 80- 85.
 17. Ludwik P. Elemente der technologischen Mechanik. -Berlin: Springer Verlag, 1909. -158 с.
 18. Lubarda V.A., Benson D.J., Meyer M. A. Strain-rate effects in rheological models of inelastic response//Int. J. of Plasticity. -2003. -№ 19. -С. 1097- 1118.
 19. Metal Machining theory and applications/T.H. Childs, K. Maekawa, T. Obikawa, Y. Yamane. -London: Arhold, 2000. -403 с.
 20. Klocke F., Frank P., Risse K., Hoppe S. FE-analysis of burr formation and edge break out in cutting//Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -Chemnitz, 2005. -С. 621- 631.
 21. Lundblad M., Kalhori V. Prediction of Contact Behavior at Chip – Insert Interface in Machining//Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -Chemnitz, 2005. -С. 485- 494.
 22. Wu J. - Dillon O.W., Lu W. - Thermo-Viscoplastic Modeling of Machining Process Using Mixed Finite Element Method//ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering. - 1996. -С. 470- 482.
 23. Altan T., Yen E. Modeling of metal cutting using FEM: Brief progress report//Proceedings of the 6th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -Paris, 2003.
 24. Iwata K., Osakada K., Terasaka Y. Process modeling of orthogonal cutting by the rigid-plastic finite element method // Trans. ASME J. Manuf. Sci. and Eng. -1984. -№ 106. -С. 132- 138.
 25. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике. -М.: Мир, 1975. -525 с.
 26. Strenkowski J.S., Carroll J.T. A finite element model of orthogonal metal cutting//Journal of Engineering for Industry: Trans. of ASME. -1985. -Т. 107. -С. 349- 354.
 27. Yang H., Heinstein M. , Shih J. M. Adaptive 2D finite element simulation of metal forming process//Int. J. for Numerical Method in Engineering. -1989. -Т. 28. -С. 1409- 1428.
 28. Klamecki B.E. 'Incipient Chip Formation in Metal Cutting - A Three Dimension Finite Element Analysis: PhD dissertation. -Urbana: University of Illinois, 1973.
 29. Lajczok M.R. A study of some aspects of metal machining using finite element method: PhD Dissertation. -: North Carolina State University, 1980.
 30. Perzyna P. Fundamental problems in viscoplasticity//Adv. Appl. Mech. -1966. -Т. 9. - С. 243- 377.
 31. Shih A.J., Yang H. Experimental and finite element simulation methods for rate-dependent metal forming processes//Int. J. for Numerical Method in Engineering. -1991. -Т. 31. - С. 345- 367.
 32. Strenkowski J.S., Moon K.J. Finite element prediction of chip geometry and tool/workpiece temperature distributions in orthogonal metal cutting//Journal of Engineering for Industry: Trans. of ASME.-1990.-Т.112.-С.313- 318.
 33. Sellars C.M., Tegart W.J. Hot workability//Int. Met. Rev. -1972. -Т. 17. -С. 1- 24.
 34. Litonski J. Plastic flow of a tube under adiabatic torsion.//Bulletin de L'Academie Polonaise des Sciences. -1977. -Т. 25. -С. 1- 8.
 35. Vinh T., Afzali M., Roche A. Fast fracture of some usual metals at combined high strain and high strain rate//Proceedings of ICM3. -1979. -Т. 2. -С. 633- 642.
 36. Otieno A. Flow stress behavior of mild steels and its influence on machinability//Proceedings of IL/IN Sectional Conference. -DeKalb, 2005.
 37. Бдкер М. Some Aspects of High Speed Chip Formation//Proceedings of the 8th CIRP

- International Workshop on Modeling of Machining Operations. -2005. -C. 101- 105.
38. Madhavan V., Chandrasekar S., Farris T. N. Machining as a Wedge Indentation//Journal of Applied Mechanics: Trans. ASME. -2000. -Т. 67. -С. 128- 139.
 39. Masillamani D. P., Chessa J. Determination of optimal cutting conditions in orthogonal metal cutting using LS-DYNA with design experiments approach//Proceedings of the 8th international LS-DYNA users conference. -2004. -Т. 9. -С. 27- 36.
 40. Raczy A., Altenhof W.J., Alpas A.T. An Eulerian Finite Element Model of the Metal Cutting Process//Proceedings of the 8th International LS-DYNA Users Conference. -2005. -С. 11- 26.
 41. Belhadi S., Mabrouki T., Rigal J. - Boulanouar L. Experimental and numerical study of chip formation during straight turning of hardened AISI 4340 steel//Proc. IMechE. -2005. -Т. 219. -С. 515- 524.
 42. Wince J.N. Modeling chip formation in orthogonal metal cutting using finite element analysis: A Thesis for the Degree of Master of Science. -Mississippi: Mississippi State University, 2002. -104 с.
 43. Usui E., Obikawa T., Shirakashi T. Study on chip segmentation in machining titanium alloy//Proc. 5th Int. Conf. on Production Engineering 9-11 July. -Tokio, 1984. -С. 235- 239.
 44. Maekawa K., Kitagawa T., Childs T.H. Effects of flow stress and friction characteristics on the machinability of free cutting steels//Proc. 2nd Int. Conf. on Behaviour of Materials in Machining. -: Inst. Metals London Book, 1991. -С. 132- 145.
 45. Adibi-Sedeh A.H., Vaziri M., Pednekar V. и др. Investigation of the Effect of Using Different Material Models on Finite Element Simulations of Machining//Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -2005. -С. 215- 224.
 46. Klopp R.W., Clifton R.J., Shawki T.G. Pressure-shear impact and the dynamic viscoplastic response of metals//Mechanics of Materials. -1985. -Т. 4. -С. 375- 385.
 47. Zerilli F.J., Armstrong R.W. Dislocationmechanics-based constitutive relation for material dynamics calculations.//Journal of Applied Physics. -1987. -Т. 61. -С. 1816- 1825.
 48. Follansbee P.S., Kocks U.F. A constitutive description of the deformation of copper based on the use of mechanical threshold stress as an internal state variable//Acta Metall. -1988. -Т. 36. -С. 81- 93.
 49. Hochrainer T. и др.и др. An integrated approach to the modeling of size-effects in machining with geometrically defined cutting edges//Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -Chemnitz, 2005. -С. 123- 130.
 50. Xie L. Estimation Of Two-dimension Tool WearBased On Finite Element Method. -Karlsruhe: Universitt Karlsruhe, 2004. -143 с.
 51. Hensel A., Lehnert W., Spittel T., Spittel M. Technologie der Metallformung – Eisenund Nichteisenwerkstoffe.//Deutscher Verlag fr Grundstoffindustrie. -Leipzig, 1990. -С. 19- 64.
 52. Bouzakis K. - Friderikos O., Miridis I., Tsiafis I. Determination of Chip Geometry and Cutting Forces in Gear Hobbing by a FEM-based Simulation of the Cutting Process//Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -2005. -С. 49- 57.
 53. Kumbera T.G., Patten J.A., Cherukuri H.P. и др. Numerical simulation of ductile machining of silicon nitride//Proc. of the 16th ASPE Annual Meeting. -2001. -С. 98- 101.
 54. Klocke F., Raedt H., Hoppe S. 2D-fem simulation of the orthogonal high speed cutting process//Machining Science and Technology. -2001. -№ 5. -С. 323- 340.
 55. El-Magd E., Treppman C. Dehnratenabhngige Beschreibung der Fliekurven fr erhhte Temperaturen//Zeitschrift fr Metallkunde. -2001. -Т. 92. -С. 888- 893.
 56. El-Magd E., Korthuer M., Treppman C. Constitutive Modelling of CK45N, AlZnMgCu1.5 and Ti-6Al-4V in a wide range of Strain Rate and Temperature: In://J. Phys. IV France. - 2003. -Т. 110. -С. 141- 146.
 57. Altan T. Material database for machining simulation: [Http://nsm.eng.ohio-state.edu/madams/](http://nsm.eng.ohio-state.edu/madams/). -Ohio: Ohio state university, 2000. -1 с.
 58. Залого В.А., Криворучко Д.В. Обзор способов экспериментального определения параметров уравнения состояния пластических материалов для моделирования методом конечных элементов их механической обработки // Резание и инструмент в технологических системах -2005. -№69. -С. 193- 202.
 59. Jaspers S., Dautzenberg J.H. Material behavior in conditions similar to metal cutting: ow stress in the primary shear zone//Journal of Material Processing Technology. -2002. -Т. 122. -С. 322- 330.
 60. Ozel T., Zeren E. Estimation of work material flow stress and tool-chip interfacial friction by inverse computation of modified oxley’s model of machining.-2004.
 61. Fang N., Jawahir I.S. An Analytical Predictive Model and Experimental Validation for Machining with Grooved Tools Incorporating the Effects of Strains, Strain-rates, and Temperatures. -2002.
 62. Lohe D., Fleischer J., Gumsch P. An integrated approach to the modeling of size-effects in machining with geometrically defined cutting edges//The 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -Chemnitz, 2005. -С. 123- 130.
 63. Piendl S., Aurich J.C., Steinicke M. 3D Finite-Element Simulation of Chip Formation in Turning//Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -Chemnitz, 2005. -С. 225- 233.

Поступила в редакцию 20.декабря 2005 г.