

УДК 621.9

Ю.Г. КАБАЛДИН, М.В. СЕМИБРАТОВА, В.В. КИРИЧЕНКО

САМООРГАНИЗАЦИЯ В ПРОЦЕССАХ ТРЕНИЯ ПРИ РЕЗАНИИ

Исследован процесс трения при резании металлов с позиций синергетического подхода.

Трение при резании и контактные нагрузки на рабочей части инструмента существенно определяют деформационные характеристики срезаемого слоя и, следовательно, выходные параметры процесса резания.

Исследованию трения и контактных процессов при резании посвящен ряд работ российских и зарубежных ученых [1...5]. Однако закономерности трения и распределения контактных напряжений на рабочих поверхностях инструмента в настоящее время с полной достоверностью не установлены. Отсутствуют надежные экспериментальные методики определения контактных нагрузок и характера их распределения по длине контакта стружки с инструментом, особенно у режущего лезвия.

В настоящей работе процессы трения при резании рассмотрены с позиций синергетического подхода. Система резания – термодинамически неустойчивая, открытая диссипативная система. Согласно первому закону термодинамики, работа сил трения A_T в системе резания затрачивается на запасание энергии упругой деформации ΔU_d и выделение тепла Q :

$$A_T = \Delta U_d + Q. \quad (1)$$

Величина ΔU_d будет характеризовать вторичную дислокационную структуру и адгезионную способность прирезцовых слоев при взаимодействии их с инструментальным материалом, т.к. дислокации выполняют роль «активных центров» адгезии [6].

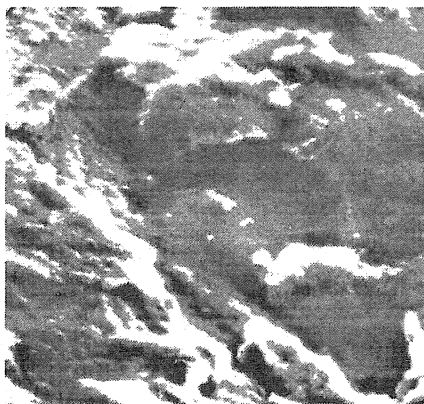


Рис.1. Вихревое движение структурных элементов на прирезцовой поверхности стружки, Сталь 10; $V=60$ м/мин (x 1000)

Установлено, что ΔU_d при обработке стали У8 выше, чем при резании сталей 10 и 45. Можно отметить (см. табл.), что ΔU_d в углеродистых сталях существенно определяется процентным содержанием углерода (% C) и степенью деформации ϵ прирезцовых слоев стружки. Коэффициент трения μ и ΔU_d при резании стали У8 инструментом из сплава ВК8 выше, чем при использовании пластин из сплава Т15К6. Кроме того, при резании стали У8 со структурой зернистого перлита (з.п.) коэффициент μ меньше, чем со структурой пластинчатого перлита (п.п.). Рост μ при резании стали У8 со структурой пластинчатого перлита обусловлен его распадом при трении с образованием углерода, что увеличивает подвижность дислокаций, повышает их плотность и ΔU_d . Высокие контактные нагрузки на рабочих поверхностях инструмента вызывают большие ϵ и инициируют вихревой характер движения структурных элементов в прирезцовых слоях стружки

(рис. 1) и образование нароста.

На рис. 2 приведены зависимости запасаемой энергии упругой деформации (скрытой энергии деформирования), плотности дислокаций и H_μ^{100} микротвердости от скорости резания в прирезцовом слое. Как следует из рис. 2, эти зависимости имеют экстремальный

характер, достигая максимальной величины при скоростях резания, где высота H нароста максимальная.

Таблица
Энергия деформации в прирезцовых слоях стружки и коэффициент трения при резании для контактных пар

Контактная пара	ВК8-У8 (З.П.)	ВК8-У8 (З.П.)	T15K6(П.П.)
$\Delta U_d^{п.с.}$, кДж/м ²	45	95	76
μ	0,63	0,75	0,65

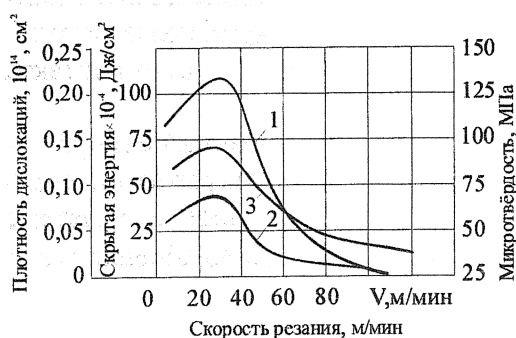


Рис.2. Зависимость запасенной энергии деформации ΔU_d (2), плотности дислокаций (3) и микротвердости (1) в прирезцовом слое стружки от скорости резания стали: $a = 0,2$ мм, $b = 2$ мм

Исследование наростообразования при резании (рис. 3) позволяет заключить, что основные закономерности зависимости высоты нароста от скорости резания и толщины среза согласуются с литературными данными [7]. При обработке углеродистых сталей процентное содержание углерода существенно влияет на величину нароста: чем меньше содержание углерода, тем больше высота нароста.

При резании стали 10 наибольшая микротвердость по длине подошвы наблюдается у режущего лезвия, которая растет с увеличением скорости резания [6]. Причем по длине подошвы нароста фиксируются структуры отпущенного мартенсита, пластинчатого перлита и чистого феррита. При резании стали У8 по длине подошвы обнаруживаются две различные по структуре зоны: у режущего лезвия - троостит, а далее интенсивно деформированный сорбит. С увеличением скорости резания соотношение зон изменяется. Выявляются также завихренные структуры. При травлении шлифов корней стружки структура тела нароста не выявляется.

Установлено также, что прочность сцепления подошвы нароста с инструментом при резании различных материалов с ростом скорости увеличивается (рис. 4).

Исследованиями Q^{-1} внутреннего трения от температуры испытаний установлено, что эта зависимость имеет немонотонный характер. При температуре испытаний $T \approx 300^\circ$ С наблюдается релаксационный пик (рис. 5), который по литературным данным (М.Л. Бернштейн и др.) обусловлен ростом подвижности дислокаций вследствие открепления их от углерода. В этой связи максимум μ при $T \approx 300^\circ$ С [1] следует связывать с ростом упрочнения прирезцовых слоев и снижением вследствие этого q_N . В частности, известно, что с ростом k_a коэффициента утолщения стружки q_N снижается.



Рис.3. Зависимость высоты нароста от скорости резания: $a = 0,2$ мм, $b = 2$ мм

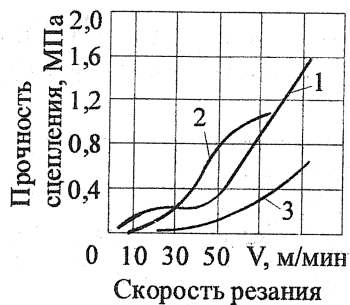


Рис. 4. Зависимость удельной прочности сцепления от скорости резания: 1 - сталь У8; 2 - сталь 45; 3 - сталь 10. Резец ВК8

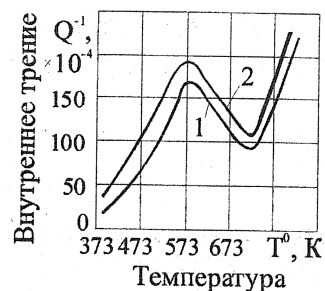


Рис. 5. Температурная зависимость внутреннего трения Q^{-1} в стали 45 (1 - сталь 45; 2 - сталь 45 деформированная)

Таким образом, высокие скорости нагрева и степени деформации при резании способствуют фазовым и структурным изменениям, результатом которых является образование зон с различной микротвердостью (пластичностью): от троостита до чистого феррита (рис. 6). Образование более пластичных структур (областей феррита и т.д.) способствует росту $S_{пл}$ длины пластического контакта, S_0 общей длины контакта снижению q_N , а следовательно росту μ .

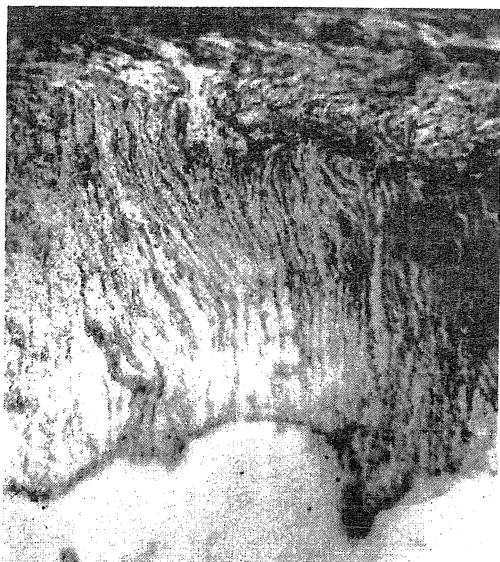


Рис. 6. Структура подошвы нароста: сталь 10; $V = 40$ м/мин; $a = 0,26$ м; $b = 2$ мм ($\times 240$)

Для исследования причин зависимости μ от температуры резание осуществлялось на микроскопостях с искусственным подогревом режущей части инструмента. На рис. 7 приведены температурные зависимости H_{μ}^{100} по длине подошвы нароста, анализ которых показывает, что по длине подошв наростов также образуются зоны с различной структурой, микротвердостью, а, следовательно, пластичностью.

На рис. 8 приведены зависимости H_{μ}^{100} от температуры нагрева нароста после его отжига в вакуумной установке. Установлено, что происходит снижение микротвердости подошвы нароста до исходной ($H_{\mu}^{100} = 214$ кгс/мм²), при этом наблюдается восстановление структуры стали до начального состояния. На рис. 9 приведена температурная зависимость μ при искусственном подогреве режущей части инструмента. На рис. 9 видно, что и в случае резания с подогревом режущей части μ также имеет немонотонную зависимость от температуры. Следует также отметить, что по мере роста температуры подогрева инструмента наблюдался переход от стружки скалывания к сливной.

Таким образом, немонотонность зависимости μ от температуры резания следует связать фазовыми и структурными превращениями в прирезцовых слоях, вызывающих образование по длине контакта зон с различной структурой, твердостью и пластичностью. В

свою очередь, формирование структур с высокой пластичностью ведет к увеличению $S_{пл}$ и общей длины контакта, в результате q_N удельное давление снижается, а μ растет.



Рис.7. Температурные зависимости микротвердости по длине подошвы нароста при резании стали У8: $V = 0,02$ мм, $b = 2$ мм



Рис.8. Зависимость микротвердости подошвы нароста от температуры отжига

В работе [8] указывается, что нагрев с большими скоростями делает возможным образование аустенита с малым содержанием углерода без притока извне, за счет сегрегаций его по границам феррита. Причем возможен бездиффузионный сдвиговый механизм $\alpha \rightarrow \gamma$ превращений с высокой плотностью дислокаций и мелким зерном, а также наследование мартенситом субструктуры и направленного выделения не только феррита, но и цементита.

Проведенные исследования показали, что формирование пластического контакта при резании происходит дискретно, т.е. в начале на некотором удалении от режущего лезвия образуются очаги первичного затормаживания (калипы), которые воспринимают сжимающие напряжения q_N и последующий вязкий срез по границам фрагментов дислокационной структуры с вырывом частиц инструмента. Дальнейшее развитие $S_{пл}$ пластического контакта определяется когезией первичных очагов затормаживания с обрабатываемым материалом и образованием нароста, берущего на себя функции режущего лезвия.

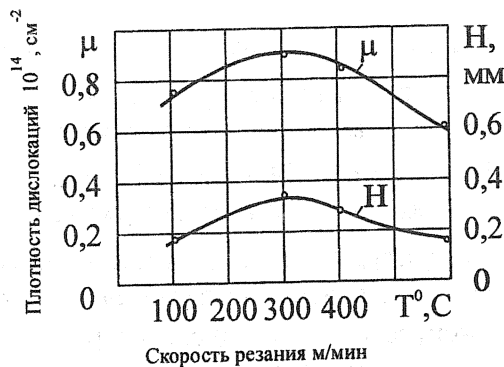


Рис.9. Зависимость μ и H от температуры подогрева режущей части инструмента. Резец ВК8, сталь У8: $a = 0,2$ мм, $b = 2$ мм

При этом, формирование $S_{пл}$ происходит как по адгезионному механизму, в месте первичного затормаживания частиц прирезцового слоя обрабатываемого материала, так и деформационному - вблизи режущего лезвия. В результате S общую длину контакта стружки с инструментом следует разделить на три зоны [6]: зона деформационного упрочнения частиц обрабатываемого материала, зону адгезионного взаимодействия частиц обрабатываемого материала с инструментом и зону граничного трения стружки с инструментом. С изменением скорости резания соотношение зон меняется.

Подтверждена инвариантность q_F удельной силы трения [3] от температуры резания. Установлена также связь q_F с δ относительным удлинением и ψ относительным сужением, характеризующих предельную деформацию материалов. Выявленная зависимость позволяет объяснить связь q_F с S_B истинным напряжением разрыву, установленную М.Ф.Полетикой ($q_F = 0,28 S_B$). Однако δ и ψ имеют более ясную физическую сущность, чем S_B .

Инвариантность удельной силы трения от температуры резания обусловлена образованием в заторможенных частицах обрабатываемого материала термодинамически устойчивых фрагментированных дислокационных структур. Поэтому связь q_f с δ относительным удлинением при разрыве обусловлена вязким срезом частиц металла при достижении в них предельной деформации. Напряжения q_f – это напряжения среза локальных объемов обрабатываемого материала в области пластического контакта, вследствие высоких нормальных давлений (q_N). Систему первичных (локальных) очагов затормаживания следует рассматривать динамической диссипативной структурой.

Таким образом, трение при резании реализуется в условиях как вязкого среза заторможенных частиц обрабатываемого материала на участке $S_{д.п.}$ деформационно-пластического контакта, так и фрикционного взаимодействия на участке S_u упругого контакта стружки с инструментом по закону Амонтона-Кулона. В этой связи средний коэффициент трения можно представить в виде двухчленного уравнения

$$\mu = \mu_{д.п.} + \mu_v, \quad (2)$$

где $\mu_{д.п.}$ – деформационно-пластическая компонента трения; μ_v – компонента внешнего трения.

Величина $\mu_{д.п.}$ определяется свойствами обрабатываемых материалов, а следовательно q_N , а μ_v – фрикционными свойствами контактируемой пары. Учитывая, что на долю $S_{д.п.}$ приходится основная часть удельных нагрузок (Н.Н.Зорев), то средний коэффициент трения при резании в основном определяется составляющей $\mu_{д.п.}$.

Моделируя численным методом [6] снижение μ по длине контакта стружки с инструментом до 0,1...0,3 выявлено, что нормальные растягивающие напряжения σ_{22} снижаются до 600...900 МПа, а гидростатические напряжения в окрестности режущего лезвия являются только сжимающими. Очевидно, что такая обратная связь является одним из основных механизмов самоорганизации деформационных процессов, способствующих формированию сливной стружки с ростом скорости резания.

В целом с позиций синергетического подхода работу A_T сил трения при резании можно представить в виде

$$A_T = \Delta U_d^n + \Delta U_d^{n.c.} + \Delta U_d^b + \Delta U_d^p + Q, \quad (3)$$

где ΔU_d^n – запасенная энергия деформации в инструменте; $\Delta U_d^{n.c.}$ – запасенная энергия деформации в прирезцовом слое; ΔU_d^b – энергия, затрачиваемая на вязкий срез заторможенных частиц; ΔU_d^p – рассеиваемая энергия в граничном слое, Q – тепло.

Уравнение (3), описывающее механизм трения при резании с позиций синергетического подхода, позволяет изучить связь коэффициента μ с износом инструмента и влияние на него смазочно-охлаждающих технологических средств (СОТС).

Автоматизация технологических систем обуславливает необходимость применения СОТС как фактора обеспечения надежности и самоорганизации системы резания. В соответствии с уравнением (2), основная цель применения СОТС – уменьшить ΔU_d и Q в системе. Уменьшение ΔU_d достигается как стабилизацией компонентами СОТС границ фрагментов дислокационной структуры, так и смазочным действием СОТС, обеспечивающим снижение когезии между очагами первичного затормаживания и обрабатываемым материалом.

С позиций синергетического подхода окислы, физические пленки поверхностно-активных веществ (ПАВ) и т.д. следует рассматривать как пространственно-временные

диссипативные структуры. В этой связи важными свойствами этих структур является «время их жизни» и прочность сцепления с основой.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания. - М.: Машгиз, 1956. - 365 с.
2. Розенберг А.М., Розенберг Ю.А. Механика пластического деформирования в процессах резания и деформирующего протягивания. - Киев: Наукова думка, 1990. - 320 с.
3. Полётика М.Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента. - М.: Машиностроение, 1969. - 149 с.
4. Гордон М.Б. Исследования трения и смазки при резании металлов /Кн. «Трение и смазка при резании металлов». Чебоксары: Изд-во ЧГУ, 1972. - С. 7-73.
5. Бакли Д. Поверхностные явления при адгезии и фрикционном контакте. - М.: Машиностроение, 1986. - 360 с.
6. Кабалдин Ю.Г., Олейников А.И., Шпилев А.М., Бурков А.А. Математическое моделирование самоорганизующихся процессов в технологических системах обработки резанием. - Владивосток: Дальнаука, 2000. - 194 с.
7. Красулин Ю.Л. Дислокации как активные центры в топохимических реакциях. //Теоретическая и экспериментальная химия. - 1967. - Т.3. - № 1. - С. 58-62.
8. Розенберг А.М., Еремин А.М. Элементы теории резания металлов. - М.: Машгиз, 1956. - 319 с.
9. Лизунов В.И. Композиционные стали. - М.: Металлургия, 1978. - 150 с.

Комсомольский-на-Амуре государственный технический университет

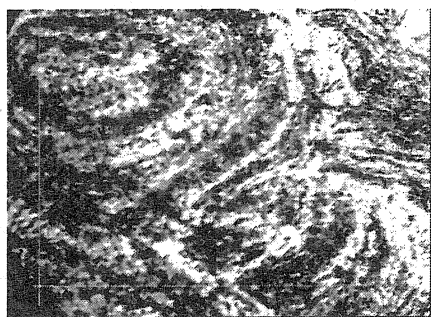
УДК 621.9

Ю.Г. КАБАЛДИН, А.А. БУРКОВ, Н.В. ВОРОНИН, М.В. СЕМИБРАТОВА

ИССЛЕДОВАНИЕ СВОЙСТВ ИЗНОСОСТОЙКИХ ПОКРЫТИЙ НА ОСНОВЕ ФРАКТАЛЬНОГО ПОДХОДА

На основе фрактального подхода исследованы свойства износостойких покрытий.

Установлено [1], что высокие q_n удельные нагрузки на режущей части инструмента и высокие ϵ степени деформации срезаемого слоя инициируют в прирезцовых слоях струж-



а



б

Рис.1. Микрофотографии подошвы нароста при резании: а - стали 10 (x250), б - стали 45 (x250)