

Машиностроение

УДК 621.9.025.7

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ ТИТАНОВОГО СПЛАВА ВТ8

А.Н. Белов

Самарский государственный технический университет
443100, г. Самара, ул. Молодогвардейская, 244

Приведены сравнительные результаты исследования процесса стружкообразования при точении титанового сплава ВТ8 инструментами с покрытием NbC и без покрытия.

Ключевые слова: титановый сплав, стружка, покрытие NbC, режимы резания.

Высокопрочные титановые сплавы относят к труднообрабатываемым материалам, и все более широкое их применение в некоторых отраслях промышленности предъявляет повышенные требования к качеству режущего инструмента с точки зрения улучшения их эксплуатационных характеристик.

Одним из эффективных технологических методов улучшения качественно эксплуатационных характеристик режущих инструментов является применение высокопрочных износостойких покрытий, наносимых на режущие поверхности инструмента. Использование в качестве покрытий для режущего инструмента карбида, нитрида, карбонитрида титана, нитрида молибдена и некоторых других соединений позволяет увеличить износостойкость твердосплавных инструментов в несколько раз, улучшить качество и точность обработанных изделий и повысить производительность труда.

Однако применение покрытий из тугоплавких соединений титана, наиболее широко используемых в настоящее время, малоэффективно при обработке резанием титановых сплавов из-за их высокого химического сродства покрытий к титану.

Карбид ниобия (NbC), обладая высокими физико-химическими свойствами и не уступая в этом плане карбиду титана, характеризуется значительно меньшей степенью химического сродства с титаном.

В данной статье представлены некоторые результаты комплексного исследования влияния покрытия из карбида ниобия на качество поверхностного слоя обрабатываемой детали (на базе изучения механики процесса резания), напряженно-деформированного состояния срезаемого слоя, контактных и тепловых явлений, а также износостойкости инструмента с покрытием.

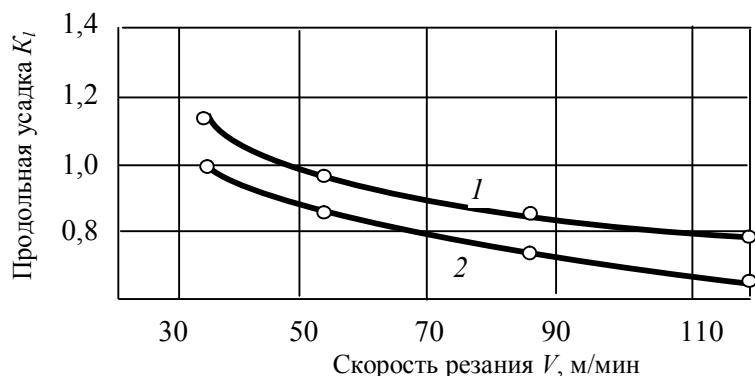
Исследовались величины продольной и поперечной усадки стружки в зависимости от скорости резания и подачи при точении титанового сплава ВТ8 твердосплавными неперегачиваемыми пластинами ВК8 с покрытием из карбида ниобия и без

покрытия. Величина поперечной усадки стружки определялась экспериментально, а величина продольной усадки рассчитывалась аналитически с учетом коэффициента сплошности стружки. Покрытие наносилось на твердосплавные пластины методом осаждения при пониженном давлении из газовой фазы (газообразной смеси пентахлорида ниобия и метана). Толщина слоя покрытия на инструменте составляла 5 – 8 мкм, микротвердость – 24,0 – 28,0 МПа.

Титановые сплавы характеризуются весьма малыми величинами усадки стружки, что связано с физическими и химическими свойствами этих сплавов. Особенностью процесса стружкообразования при резании титановых сплавов является различие коэффициентов усадки по длине и толщине (K_l , K_a) и характера самой стружки. При точении α - и $(\alpha+\beta)$ -сплавов на скоростях резания 5 – 10 м/мин образуется сусавчатая стружка; в интервале скоростей 10 – 30 м/мин элементы в срезаемом слое слабо обозначены, а при увеличении скоростей от 30 – 40 до 100 м/мин и более наблюдается образование элементной стружки [1, 2]. Срезаемые в указанных условиях элементы не подвергаются заметным искажениям, и преобладающей деформацией в зоне резания является деформация сдвига [1, 3]. Преобладание деформации сдвига связано, по мнению некоторых ученых, с пониженной возможностью скольжения в плотноупакованных гексагональных кристаллах α - и $(\alpha+\beta)$ -сплавов титана [1] и, кроме того, с явлением охрупчивания контактных слоев стружки вследствие известного факта поглощения ими кислорода, водорода и азота воздуха при температурах, превышающих 500 °С.

По мнению М.Ф. Полетики [2] и В.Н. Подураева [4], относительно небольшая деформация элементов стружки и увеличение ее элементности с увеличением скорости связаны с повышенной чувствительностью титановых сплавов к скорости деформирования.

На рис. 1 представлены кривые зависимости продольной усадки стружки от скорости резания.

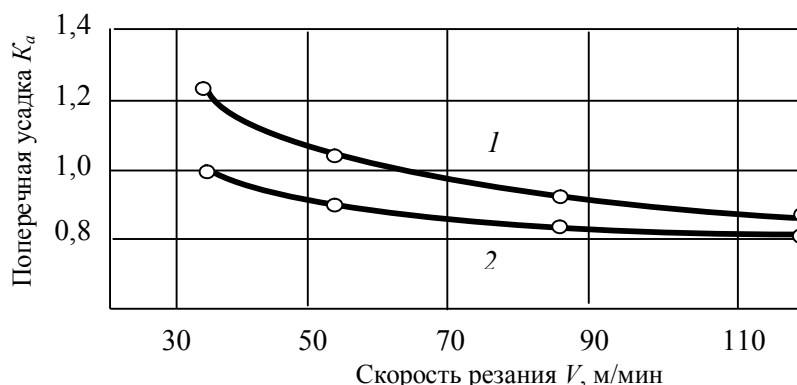


Р и с. 1. Влияние скорости резания на продольную усадку стружки:
1 – BK8; 2 – BK8 + NbC ($S = 0,16$ мм/об; $t = 1,0$ мм)

Как видно из графиков, величина продольной усадки при резании твердым сплавом BK8 без покрытия характеризуется весьма небольшими значениями, коррелирующими с результатами других исследований [1, 3, 4, 5]. При скорости резания, превышающей 50 м/мин, продольная усадка становится меньше единицы.

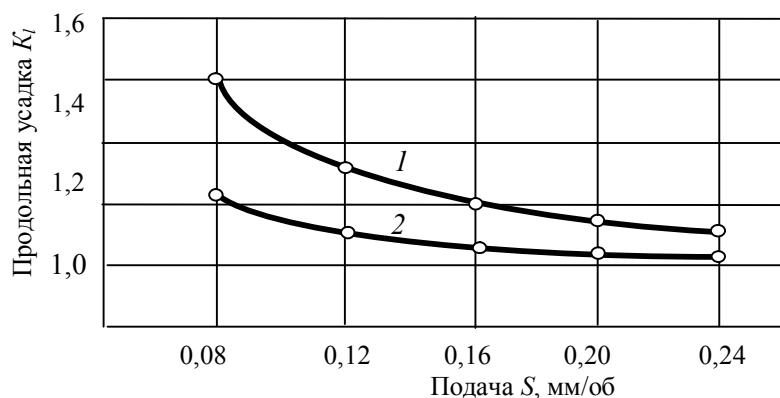
С увеличением скорости резания продольная усадка уменьшается, причем наибольшее уменьшение наблюдается в скоростном диапазоне 35...70 м/мин; при дальнейшем увеличении скорости кривая выполаживается.

По поводу образования удлиненной стружки у исследователей нет единого мнения. Авторы работ [1, 4] объясняют отрицательную усадку тем, что при резании титановых сплавов высокая контактная температура приводит к линейному удлинению стружки и сопровождается структурными изменениями. В этих условиях стружка склонна к интенсивному поглощению газов. Изменившаяся стружка теряет пластичность и фиксируется в этом состоянии.



Р и с. 2. Влияние скорости резания на поперечную усадку стружки:
1 – ВКВ; 2 – ВК8 + NbC ($S = 0,16$ мм/об; $t = 1,0$ мм)

Зависимость поперечной усадки от скорости резания для случая резания твердым сплавом ВК8 с покрытием и без покрытия представлена на рис. 2.



Р и с. 3. Влияние подачи на продольную усадку стружки
1 – ВКВ; 2 – ВК8 + NbC ($V = 56$ м/мин; $t = 1,0$ мм)

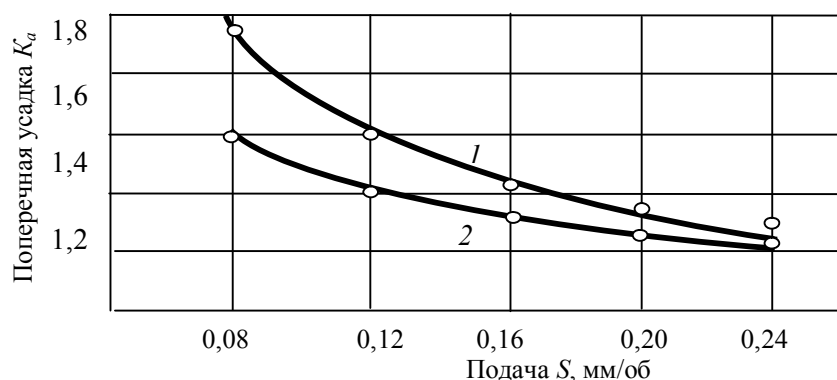
Качественная картина зависимости K_a от скорости резания аналогична зависимости $K_l = f(V)$: с увеличением скорости поперечная усадка уменьшается, причем наиболее интенсивно в диапазоне 35 – 70 м/мин. По величине поперечная усадка для случая резания инструментом с покрытием меньше, чем без покрытия.

Можно предположить, что такой характер изменения продольной и поперечной усадок для сравниваемых инструментов в зависимости от скорости резания связан с закономерностями протекания контактных процессов в зоне резания.

На рис. 3 и 4 представлены зависимости продольной и поперечной усадок стружки от величины продольной подачи.

Как следует из этих данных, с увеличением подачи в пределах 0,08 – 0,24 мм/об

и продольная, и поперечная усадки уменьшаются. Отметим, что наиболее интенсивное уменьшение усадки происходит в диапазоне подач 0,08 – 0,12 мм/об.



Р и с. 4. Влияние подачи на поперечную усадку стружки:
1 – BK8; 2 – BK8 + NbC ($V = 56$ м/мин; $t = 1,0$ мм)

Величина продольной и поперечной усадки стружки для случая резания инструментом с покрытием NbC меньше, чем без покрытия.

Приведенные результаты экспериментов зависимости усадки стружки от скорости резания и подачи качественно подтверждают данные, полученные при исследовании механики процесса резания различных материалов инструментами с покрытиями из карбида и карбонитрида титана, дисульфида молибдена, нитрида молибдена и инструментами с покрытием на основе сплава никель – фосфор.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Кривоухов В.А., Чубаров А.Д. Обработка резанием титановых сплавов. – М.: Машиностроение, 1970. – 180 с.
2. Полетика М.Ф. Исследование процесса резания титановых сплавов // Обрабатываемость жаропрочных и титановых сплавов: Сб. науч. тр. – Куйбышев: КуАИ, 1962. – С. 28-35.
3. Резников Н.И., Черемисин А.С. Физические особенности процесса резания и обрабатываемость жаропрочных и титановых сплавов // Исследование обрабатываемости жаропрочных и титановых сплавов: Сб. науч. тр. – Куйбышев, 1973. – С. 5-17.
4. Подураев В.Н. Резание труднообрабатываемых материалов. – М.: Высшая школа, 1974. – 590 с.
5. Резников Н.И. Об «отрицательной» усадке при обработке титановых сплавов // Повышение производительности процессов резания: Сб. науч. тр. – Куйбышев: КуАИ, 1959. – Вып. 9. – С. 5-10.

Статья поступила в редакцию 13 марта 2013 г.

THE INVESTIGATION OF SHAVING FORMING PROCESS DURING BT8 TITANIUM ALLOY SHAPING

A.N. Belov

Samara State Technical University
224, Molodogvardeyskaya st., Samara, 443100

The comparative results' investigation of shaving forming process during BT8 titanium alloy shaping with covering NbC and without covering are presented.

Keywords: titanium alloy, shaving, NbC covering, cutting modes.

ОСТАТОЧНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ И ПРЕДЕЛ ВЫНОСЛИВОСТИ ПОВЕРХНОСТНО УПРОЧНЕННЫХ ОБРАЗЦОВ С НАДРЕЗАМИ РАЗЛИЧНОГО РАДИУСА

В.С. Вакулюк, В.Ф. Павлов, А.В. Чирков, С.А. Михалкина

Самарский государственный аэрокосмический университет имени академика С.П. Королёва
443086, г. Самара, ул. Московское шоссе, 34

E-mail: sopromat@ssau.ru

Изучено влияние радиуса кругового надреза полукруглого профиля на предел выносливости цилиндрических сплошных и полых образцов из стали 20 диаметром 25 мм при опережающем поверхностном пластическом деформировании. Установлено, что с увеличением радиуса надреза от 0,3 мм до 1,0 мм предел выносливости образцов уменьшается при одной и той же упрочняющей обработке. Для сохранения эффекта упрочнения следует увеличивать толщину упрочненного поверхностного слоя образцов при опережающем поверхностном пластическом деформировании.

Ключевые слова: цилиндрический образец, опережающее поверхностное пластическое деформирование, надрез различного радиуса, предел выносливости.

В исследовании изучалось влияние радиуса надреза при опережающем поверхностном пластическом деформировании (ОППД) цилиндрических сплошных образцов диаметром $D_l = 25$ мм и образцов с отверстием $D_l/d = 25/15$ мм/мм (рис. 1) на предел выносливости при изгибе. Гладкие образцы из стали 20 ($\sigma_s = 522$ МПа, $\sigma_T = 395$ МПа, $\delta = 26,1$ %, $\psi = 65,9$ %, $S_k = 1416$ МПа) подвергались пневмодробеструйной обработке (ПДО) дробью диаметром 1,5 – 2 мм при давлении воздуха 0,25 МПа в течение 10 минут, а также обкатке роликом (ОР) диаметром 60 мм и профильным радиусом 1,6 мм при усилии $P = 0,5$ кН (ОР-1) и $P = 1,0$ кН (ОР-2) с подачей 0,11 мм/об и скоростью вращения образца 400 об/мин. Затем на все упрочненные и неупрочненные гладкие образцы диаметром 25 мм наносились круговые надрезы полукруглого профиля трех радиусов: $R = 0,3$ мм, $R = 0,5$ мм и $R = 1,0$ мм.

Остаточные напряжения в гладких образцах определялись экспериментально методом колец и полосок [1]. Распределение осевых σ_z остаточных напряжений по толщине поверхностного слоя a гладких образцов приведено на рис. 2. Из данных рис. 2 можно видеть, что при одной и той же упрочняющей обработке в гладких образцах с отверстием сжимающие остаточные напряжения по максимальной величине примерно одинаковы с напряжениями сплошных образцов, а глубина смены знака этих напряжений для образцов с отверстием меньше, чем для сплошных образцов. Следует также отметить, что значения реактивных растягивающих остаточных напряжений под упрочненным слоем в образцах с отверстием выше, чем в сплошных

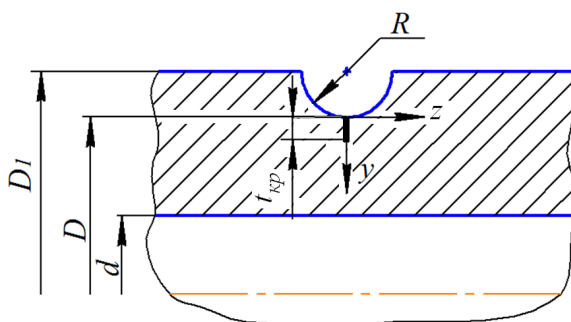
Владимир Степанович Вакулюк (к.т.н., доц.), доцент кафедры «Сопротивление материалов».

Валентин Федорович Павлов (д.т.н., проф.), заведующий кафедрой «Сопротивление материалов».

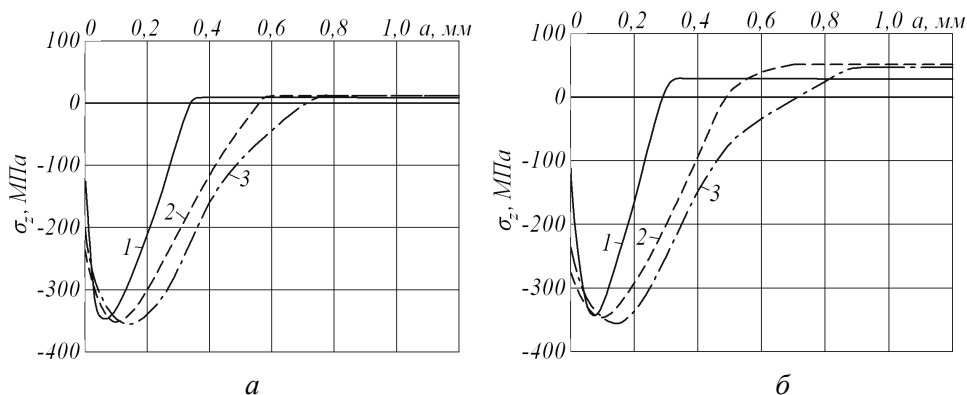
Алексей Викторович Чирков (к.т.н.), ассистент кафедры «Сопротивление материалов».

Светлана Алексеевна Михалкина, старший преподаватель кафедры «Сопротивление материалов».

образцах. Все эти особенности характера распределения остаточных напряжений необходимо учитывать при прогнозировании предела выносливости упрочненных деталей с концентраторами после ОППД.



Р и с. 1. Надрез полукруглого профиля и нераспространяющаяся трещина усталости



Р и с. 2. Осевые σ_z остаточные напряжения в упрочненных гладких сплошных образцах диаметром $D_1 = 25$ мм (а) и полых образцах диаметром $D_1/d = 25/15$ мм/мм (б) после:
1 – ПДО; 2 – ОР, $P = 0,5$ кН; 3 – ОР, $P = 1,0$ кН

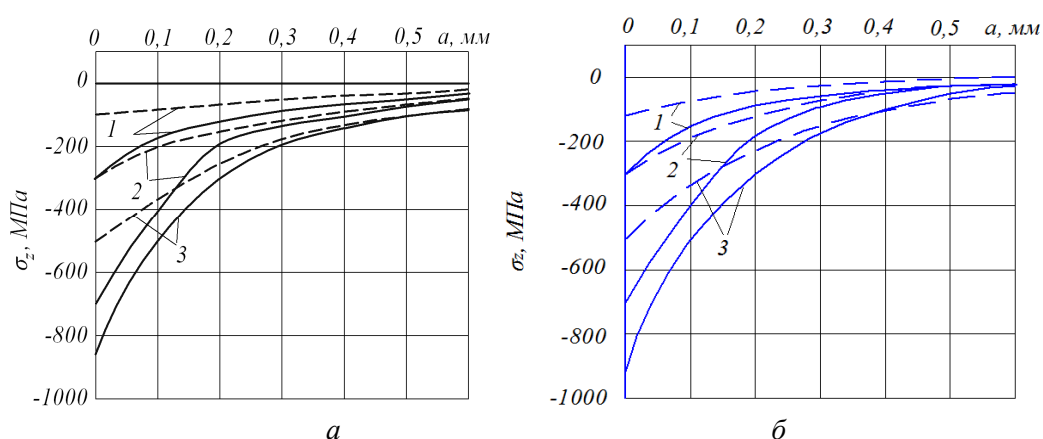
Из данных рис. 2 следует, что после нанесения на упрочненные ПДО образцы надрезов с радиусами $R = 0,3$ мм и $R = 0,5$ мм материал на дне концентраторов находится в ненаклепанном состоянии. Такое же состояние наблюдается после нанесения на упрочненные обкаткой роликом образцы при $P = 0,5$ кН надрезов с радиусом $R = 0,5$ мм. Для образцов с надрезами $R = 1,0$ мм во всех случаях упрочнения материал на дне концентраторов находится в ненаклепанном состоянии. В остальных случаях обкатки роликом материал на дне надрезов находится в наклепанном состоянии ($P = 0,5$ кН – $R = 0,3$ мм; $P = 1,0$ кН – $R = 0,3$ мм и $R = 0,5$ мм).

Остаточные напряжения в упрочненных образцах с надрезами определялись аналитическим методом – суммированием дополнительных остаточных напряжений за счет перераспределения остаточных усилий при нанесении надреза и остаточных напряжений гладких образцов [2], а также численным методом с использованием программного комплекса Nastran/Patran. Остаточные напряжения в образцах с надрезами, определенные аналитическим и численным методами, имели хорошее сов-

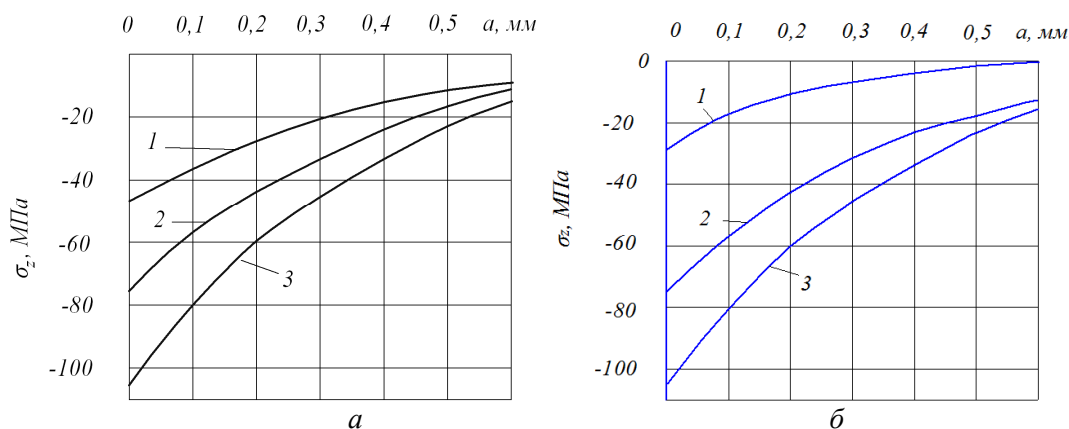
падение. Распределение осевых σ_z остаточных напряжений по толщине поверхностного слоя a наименьшего сечения образцов приведено на рис. 3 и рис. 4.

Следует отметить, что задача определения остаточных напряжений в круговых концентраторах цилиндрических образцов после ОППД рассматривалась в ряде работ. В частности, в [3 – 5] она была решена методом конечных элементов для осесимметричной постановки и в результате получены поля остаточных напряжений для осевой, радиальной и тангенциальной компонент тензора напряжений.

Анализируя данные рис. 2 – 4, можно видеть, что при практически одинаковых максимальных остаточных напряжениях гладких образцов в образцах с надрезами одного радиуса остаточные напряжения тем выше, чем больше толщина поверхностного слоя гладких образцов со сжимающими остаточными напряжениями. Эта закономерность объясняется концентрацией остаточных напряжений в области дна надреза [2].



Р и с. 3. Осевые σ_z остаточные напряжения в сплошных (а) и полых (б) упрочненных образцах с надрезами (— — — — $R = 0,3$ мм; - - - - $R = 0,5$ мм) после:
1 – ПДО; 2 – ОР, $P = 0,5$ кН; 3 – ОР, $P = 1,0$ кН



Р и с. 4. Осевые σ_z остаточные напряжения в сплошных (а) и полых (б) упрочненных образцах с надрезами $R = 1,0$ мм после:
1 – ПДО; 2 – ОР, $P = 0,5$ кН; 3 – ОР, $P = 1,0$ кН

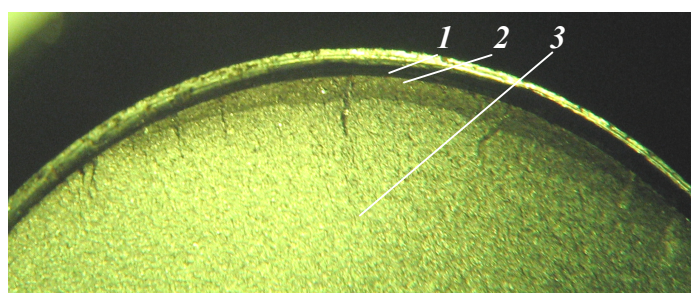
Испытания на усталость при поперечном изгибе в случае симметричного цикла образцов с надрезами проводились на машине УММ-01 [6], база испытаний – $3 \cdot 10^6$ циклов нагружения. Результаты определения предела выносливости σ_{-1} представлены в таблице.

Выстоявшие базу испытаний упрочненные образцы при напряжении, равном пределу выносливости, доводились до разрушения при большем напряжении. Во всех упрочненных образцах были обнаружены нераспространяющиеся трещины усталости, средняя глубина $t_{кр}$ которых для каждой партии образцов представлена в таблице. Следует отметить, что значения $t_{кр}$ хорошо согласуются с установленной ранее [7, 8] зависимостью

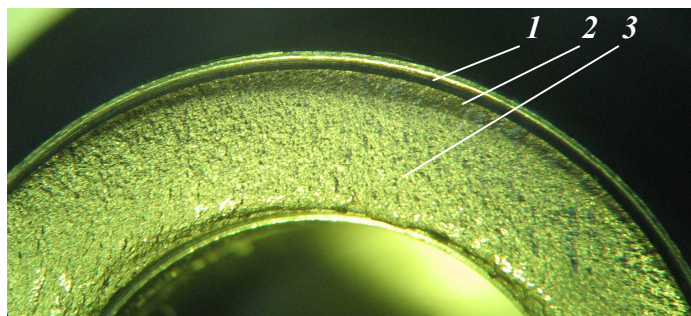
$$t_{кр} = 0,0216D \left[1 - 0,04 \left(\frac{d}{D} \right)^2 - 0,54 \left(\frac{d}{D} \right)^3 \right], \quad (1)$$

где D – диаметр опасного сечения упрочненного образца (детали) с концентратором напряжений, d – диаметр отверстия.

На рис. 5 представлены фотографии изломов сплошного (рис. 5, а) и полого (рис. 5, б) упрочненных образцов, на которых четко просматриваются нераспространяющиеся трещины усталости 2.



а



б

Р и с. 5. Изломы упрочненного ПДО образца диаметром $D = 25$ мм с надрезом $R = 0,5$ мм (а) и упрочненного роликом при $P = 1,0$ кН образца $D/d = 25/15$ мм/мм с надрезом $R = 0,5$ мм (б): 1 – надрез, 2 – нераспространяющаяся трещина, 3 – зона долома

Из данных таблицы видно, что с увеличением радиуса надреза приращение предела выносливости образцов за счет упрочнения снижается, так как уменьшаются сжимающие остаточные напряжения в их опасном сечении. Поэтому для сохранения эффекта упрочнения при опережающем поверхностном пластическом деформирова-

нии с увеличением глубины надреза необходимо увеличивать толщину слоя гладкой детали со сжимающими остаточными напряжениями.

Для оценки приращения предела выносливости $\Delta\sigma_{-1}$ за счет поверхностного упрочнения использовались два критерия влияния остаточных напряжений на предел выносливости при изгибе в случае симметричного цикла. Первым критерием [9 – 12] являются осевые остаточные напряжения $\sigma_z^{нов}$ на поверхности концентратора. Зависимость для определения приращения предела выносливости $\Delta\sigma_{-1}$ упрочненных образцов (деталей) в этом случае имеет вид

$$\Delta\sigma_{-1} = \psi_{\sigma} \left| \sigma_z^{нов} \right|, \quad (2)$$

где ψ_{σ} – коэффициент влияния остаточных напряжений по критерию $\sigma_z^{нов}$ на предел выносливости по разрушению.

Результаты испытаний на усталость и определения остаточных напряжений

D, мм	d, мм	R, мм	Неупроч. образцы σ_{-1} , МПа	Упрочненные образцы						
				Обработка	σ_{-1} , МПа	$\sigma_z^{нов}$, МПа	ψ_{σ}	$t_{кр}$, мм	$\bar{\sigma}_{ост}$, МПа	$\bar{\psi}_{\sigma}$
24,4	0	0,3	107,5	ПДО	137,5	-343	0,087	0,540	-87	0,345
				ОР-1	165	-787	0,073	0,510	-171	0,336
				ОР-2	175	-908	0,074	0,520	-202	0,334
24,0	0	0,5	112,5	ПДО	130	-142	0,123	0,525	-52	0,337
				ОР-1	150	-349	0,107	0,530	-111	0,338
				ОР-2	172,5	-515	0,117	0,520	-169	0,355
23,0	0	1,0	112,5	ПДО	120	-46	0,163	0,490	-21	0,357
				ОР-1	130	-92	0,190	0,510	-46	0,380
				ОР-2	142,5	-145	0,207	0,495	-79	0,380
24,4	15	0,3	95	ПДО	127,5	-307	0,106	0,452	-88	0,368
				ОР-1	155	-732	0,082	0,445	-181	0,331
				ОР-2	177,5	-861	0,096	0,442	-248	0,333
24,0	15	0,5	110	ПДО	127,5	-124	0,121	0,438	-47	0,372
				ОР-1	152,5	-311	0,137	0,442	-128	0,332
				ОР-2	182,5	-517	0,140	0,446	-218	0,333
23,0	15	1,0	90	ПДО	95	-29	0,175	0,410	-14	0,357
				ОР-1	105	-77	0,195	0,420	-39	0,384
				ОР-2	110	-105	0,191	0,420	-53	0,377

Для определения второго критерия в работе [13] использовалось решение задачи [2] о дополнительных остаточных напряжениях в наименьшем сечении образца (детали) после нанесения на упрочненную поверхность надреза полуэллиптического профиля. После выделения основной части решения [2] был получен второй критерий $\bar{\sigma}_{ост}$ влияния упрочнения на предел выносливости образца (детали) в виде

$$\bar{\sigma}_{ост} = \frac{2}{\pi} \int_0^1 \frac{\sigma_z(\xi)}{\sqrt{1-\xi^2}} d\xi, \quad (3)$$

где $\sigma_z(\xi)$ – осевые остаточные напряжения в наименьшем сечении образца (детали); $\xi = a/t_{кр}$ – расстояние от дна концентратора до текущего слоя, выраженное в долях $t_{кр}$; $t_{кр}$ – критическая глубина нераспространяющейся трещины усталости, возникающей при работе образца (детали) на пределе выносливости.

Критерий $\bar{\sigma}_{ост}$, который в дальнейшем будем называть критерием среднеинтегральных остаточных напряжений, имеет четко выраженный физический смысл – это остаточное напряжение на дне нераспространяющейся трещины усталости с точностью до постоянного коэффициента, зависящего от радиуса у дна трещины и ее глубины. Приращение предела выносливости $\Delta\sigma_{-1}$ при изгибе в случае симметричного цикла с использованием критерия $\bar{\sigma}_{ост}$ определяется по формуле

$$\Delta\sigma_{-1} = \bar{\psi}_{\sigma} |\bar{\sigma}_{ост}|, \quad (4)$$

где $\bar{\psi}_{\sigma}$ – коэффициент влияния остаточных напряжений по критерию $\bar{\sigma}_{ост}$ на предел выносливости по разрушению.

Значения остаточных напряжений на поверхности надрезов $\sigma_z^{нов}$ и среднеинтегральных остаточных напряжений $\bar{\sigma}_{ост}$ приведены в таблице. По результатам испытаний на усталость неупрочненных и упрочненных образцов по формулам (2) и (4) вычислялись коэффициенты ψ_{σ} и $\bar{\psi}_{\sigma}$, значения которых представлены в таблице. Из данных таблицы можно видеть, что оценка влияния поверхностного упрочнения на предел выносливости образцов по первому критерию – остаточным напряжениям на поверхности концентратора $\sigma_z^{нов}$ – приводит к значительному рассеянию коэффициента ψ_{σ} . Этот коэффициент в настоящем исследовании изменяется в широких пределах – от 0,073 до 0,207, то есть в три раза, что неприемлемо для прогнозирования предела выносливости поверхностно упрочненных деталей.

Оценка влияния поверхностного упрочнения по второму критерию – среднеинтегральным остаточным напряжениям $\bar{\sigma}_{ост}$ – приводит к существенно меньшему рассеянию соответствующего коэффициента $\bar{\psi}_{\sigma}$. Это объясняется тем, что критерий среднеинтегральных остаточных напряжений учитывает влияние на сопротивление усталости не только величины сжимающих остаточных напряжений, но и характера их распределения по толщине поверхностного слоя опасного сечения детали (образца). Коэффициент $\bar{\psi}_{\sigma}$ в проведенном исследовании изменяется от 0,331 до 0,384, составляя в среднем 0,350, и практически совпадает с значением $\bar{\psi}_{\sigma} = 0,36$, установленным в [8] для упрочненных образцов и деталей с аналогичной концентрацией напряжений.

Необходимо отметить, что на значения коэффициентов ψ_{σ} и $\bar{\psi}_{\sigma}$ не оказывает

влияния состояние материала на поверхности концентраторов. Из данных таблицы видно, что не наблюдается определенной зависимости между величинами коэффициентов ψ_σ , $\bar{\psi}_\sigma$ и наклепанным или ненаклепанным состоянием материала образцов.

Выводы

1. Проведенное исследование показало, что с увеличением глубины надреза при опережающем поверхностном пластическом деформировании сжимающие остаточные напряжения в опасном сечении образца (детали) уменьшаются – в результате предел выносливости снижается. Для сохранения эффекта упрочнения необходимо увеличивать толщину поверхностного слоя со сжимающими остаточными напряжениями при ОППД.

2. Оценка влияния поверхностного упрочнения на предел выносливости цилиндрических образцов с круговыми надрезами различного радиуса по критерию остаточных напряжений $\sigma_z^{нов}$ на поверхности концентратора приводит к существенному рассеянию коэффициента ψ_σ , что затрудняет использование критерия $\sigma_z^{нов}$ на практике.

3. Оценка влияния поверхностного упрочнения на предел выносливости по критерию среднеинтегральных остаточных напряжений $\bar{\sigma}_{ост}$ дает приемлемые для практики результаты – коэффициент $\bar{\psi}_\sigma$ изменяется в значительно меньших пределах, чем коэффициент ψ_σ . Поэтому критерий $\bar{\sigma}_{ост}$ представляется возможным использовать для прогнозирования предела выносливости цилиндрических образцов с круговыми надрезами после опережающего поверхностного пластического деформирования.

4. Для исследованных цилиндрических сплошных и полых образцов диаметром 25 мм из стали 20 экспериментально подтверждена установленная ранее зависимость (1) критической глубины нераспространяющейся трещины усталости $t_{кр}$ от размеров опасного поперечного сечения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. *Иванов С.И.* К определению остаточных напряжений в цилиндре методом колец и полосок // Остаточные напряжения. – Куйбышев: КуАИ, 1971. – Вып. 53. – С. 32-42.
2. *Иванов С.И., Шатунов М.П., Павлов В.Ф.* Влияние остаточных напряжений на выносливость образцов с надрезом // Вопросы прочности элементов авиационных конструкций. – Куйбышев: КуАИ, 1974. – Вып. 1. – С. 88-95.
3. *Саушкин М.Н., Куров А.Ю.* Анализ напряженного состояния в надрезах полукруглого профиля после опережающего поверхностного пластического деформирования сплошных цилиндрических образцов // Вестник Самарского государственного технического университета. Сер. Физ.-мат. науки. – 2012. – № 1(26). – С. 133-140.
4. *Саушкин М.Н., Куров А.Ю.* Конечно-элементное моделирование распределения остаточных напряжений в сплошных упрочненных цилиндрических образцах и образцах с полукруглым надрезом // Вестник Самарского государственного технического университета. Сер. Физ.-мат. науки. – 2012. – № 1(26). – С. 133-140.
5. *Саушкин М.Н., Радченко В.П., Куров А.Ю.* Метод расчета остаточных напряжений в надрезах с полукруглым профилем в полом поверхностно упрочненном цилиндрическом образце // Прикладная механика и техническая физика. – 2013. – Т. 54. – № 4. – С. 150-157.
6. *Филатов Э.Я., Павловский В.Э.* Универсальный комплекс машин для испытания материалов и конструкций на усталость. – Киев: Наукова Думка, 1985. – 92 с.
7. *Павлов В.Ф.* Влияние на предел выносливости величины и распределения остаточных напряжений в поверхностном слое детали с концентратором. Сообщение I. Сплошные детали // Известия вузов.

- Машиностроение. – 1988. – № 8. – С. 22-25.
8. Павлов В.Ф., Кирпичёв В.А., Иванов В.Б. Остаточные напряжения и сопротивление усталости упрочненных деталей с концентраторами напряжений. – Самара: Издательство СНЦ РАН, 2008. – 64 с.
 9. Иванов С.И., Павлов В.Ф. Влияние остаточных напряжений и наклепа на усталостную прочность // Проблемы прочности. – 1976. – № 5. – С. 25-27.
 10. Серенсен С.В., Борисов С.П., Бородин Н.А. К вопросу об оценке сопротивления усталости поверхностно упрочненных образцов с учетом кинетики остаточной напряженности // Проблемы прочности. – 1969. – № 2. – С. 3-7.
 11. Кравченко Б.А., Митряев К.Ф. Обработка и выносливость высокопрочных материалов. – Куйбышев: Куйбышевское книжное издательство, 1968. – 131 с.
 12. Туровский М.Л., Шифрин Н.М. Концентрация напряжений в поверхностном слое цементированной стали // Вестник машиностроения. – 1970. – № 11. – С. 37-40.
 13. Павлов В.Ф. О связи остаточных напряжений и предела выносливости при изгибе в условиях концентрации напряжений // Известия вузов. Машиностроение. – 1986. – № 8. – С. 29-32.

Статья поступила в редакцию 21 марта 2013 г.

RESIDUAL STRESSES AND ENDURANCE LIMIT OF SURFACE HARDENED SPECIMENS WITH DIFFERENT DIAMETERS RADIUS

V.S. Vakulyuk, V.F. Pavlov, A.V. Chirkov, S.A. Mikhalkina

Samara State Aerospace University named after academician S. P. Korolyov
34, Moskovskoe shosse, Samara, 443086

Semicircular profile cut radius influence on cylindrical solid and hollow specimens made of steel 20 with 25 mm diameter endurance limit has been examined under outstripping superficial plastic deforming.

It's established that the endurance limit decreases with the increase of cut radius from 0,3mm to 1mm under the same type of hardening.

It should be increase the specimens hardened superficial lay thickness under outstripping superficial plastic deforming for hardening effect conservation.

Keywords: *cylindrical specimen, outstripping superficial plastic deforming, different radiuscut, endurance limit.*

*Vladimir S. Vakulyuk (Ph.D. (Techn.)), Associate Professor.
Valentin F. Pavlov (Dr. Sci. (Techn.)), Professor.
Aleksey V. Chirkov (Ph.D. (Techn.)), Senior Lecturer.
Svetlana A. Mikhalkina, Senior Lecturer.*

ВЛИЯНИЕ РЕГЕНЕРИРОВАННОГО АБРАЗИВНОГО ЗЕРНА НА КАЧЕСТВО ШЛИФОВАЛЬНЫХ КРУГОВ НА КЕРАМИЧЕСКОЙ СВЯЗКЕ

**Н.И. Веткасов¹, Л.В. Худобин¹, С.М. Михайлин², А.Г. Морозова³,
С.В. Жданов²**

¹ Ульяновский государственный технический университет
432027, г. Ульяновск, ул. Северный Венец, 32

² ОАО «Димитровградхиммаш»
433511, Ульяновская область, г. Димитровград, ул. Куйбышева, 256

³ Южноуральский государственный университет
454080, г. Челябинск, просп. Ленина, 76

Представлены результаты физико-химических исследований регенерированного зерна электрокорунда, в том числе после его высокотемпературного нагрева. Исследовано влияние регенерированного абразивного зерна на геометрические параметры полуфабрикатов кругов на керамической связке, размеры и твердость шлифовальных кругов, содержащих от 10 до 75 % регенерированного абразивного зерна.

Ключевые слова: электрокорунд, абразивное зерно, агрегатированное зерно, регенерированное зерно, связка, формовочная смесь, шлифовальный круг.

Работоспособность любого абразивного инструмента (АИ) в решающей степени определяется зернами абразивного материала, являющимися его основой. Наиболее широкое применение в промышленности получили АИ из электрокорундовых материалов – электрокорунда белого, нормального, хромистого, хромтитанистого, циркониевого и монокорунда, используемые для абразивной обработки заготовок из сталей почти всех марок и многих сплавов. При шлифовании, как правило, предпочтительны АИ из электрокорунда белого 25А, зерна которого имеют большую абразивную способность по сравнению с зернами других электрокорундов. Большое влияние на качество зерен абразивного материала оказывают содержащиеся в нем примеси.

Массовая доля магнитного материала должна быть не более 0,01 % для абразивного зерна (АЗ) зернистости F36...F180 (обозначение по стандарту – ISO 8486-1, 50...8 по ГОСТ 3647-80). Примеси электрокорунда могут заключаться в его зернах или механически загрязнять его. В последнем случае они могут быть тем или иным способом удалены без разрушения зерна. Весьма вредным может быть влияние примесей, находящихся на поверхности зерна. Эти примеси, даже если они особенно не ухудшают свойств самого зерна, могут при взаимодействии с керамической связкой изменять ее свойства и этим косвенно ухудшать свойства электрокорунда как абразивного материала. Достоверно известно, что содержание окислов типа R_2O_2 повы-

Николай Иванович Веткасов (д.т.н. проф.), заведующий кафедрой «Технология машиностроения».

Леонид Викторович Худобин (д.т.н. проф.), профессор кафедры «Технология машиностроения».

Сергей Михайлович Михайлин (к.т.н.), генеральный директор.

Алла Георгиевна Морозова (к.х.н.), старший научный сотрудник.

Сергей Владимирович Жданов, начальник бюро.

шает твердость и уменьшает вязкость АЗ. Примеси железа в виде ферросплава вредны, так как они, реагируя с керамической связкой, образуют так называемую «мушку» в виде темных пятен, что значительно ухудшает свойства АИ. Содержание SiO_2 значительно снижает абразивную способность электрокорунда [1]. Последними исследованиями установлено, что в процессе кристаллизации окись натрия образует с окисью алюминия соединение $Na_2O \cdot 12Al_2O_3$, которое имеет вдвое меньшую абразивную способность, чем электрокорунд [2].

Химический состав белого электрокорунда, производимого на разных заводах, отличается содержанием примесей и зависит от качества исходного сырья, устройства электропечей и других факторов.

Поскольку абразивное зерно 25А является самым дорогостоящим компонентом формовочной смеси для изготовления АИ, стоимость АИ можно существенно снизить путем введения в эту смесь регенерированного зерна (РЗ).

ЗАО ППК «Южуралинструмент» (ЗАО НПК «ЮУИ») (г. Челябинск) изготавливает РЗ электрокорунда белого 25А зернистостью от 40 до 4 по ГОСТ 3647 (или F46...F220 по стандарту ISO 8486-1).

Химический состав РЗ по нормам технических условий представлен в табл. 1.

Таблица 1

Нормативный химический состав РЗ 25А (ТУ 3989-002-42494022-2008)

Массовая доля, %				Магнитные материалы, %, не более
Fe_2O_3 , не более	SiO_2 , не более	Na_2O , не более	Al_2O_3	
0,2	2,3	0,3	97,0	0,01

Получают регенерированное зерно 25А из боя шлифовальных кругов (ШК) на керамической связке в несколько этапов. Сначала крупные куски боя и целые бракованные ШК нагревают в щелевой печи до 500...800 °С. Затем быстро охлаждают, например погружая бой кругов в воду, при этом куски боя разрушаются на мелкие части. Процесс нагрева боя кругов можно заменить разрушением их на копре и дальнейшим разрушением на щековой дробилке. Заключительное измельчение проводят на шаровой мельнице с помощью металлических шаров. Время вращения мельницы, размер и состав шаров подбирают в зависимости от требуемого гранулометрического состава регенерированного зерна 25А. После обеспыливания рассев РЗ на фракции выполняют на многоуровневых ситах. Возможно получение РЗ путем обжига отработанных ШК на бакелитовой связке.

Как правило, РЗ загрязнено примесями связки и железа, что значительно ухудшает его качество и снижает работоспособность. Цвет зерен изменяется до темно-желтого. Допускается присутствие до 6 % конгломератов, состоящих из темных кристаллов белого электрокорунда, скрепленных керамической связкой. В целом содержание связки в РЗ допускается до 6,5 %.

В лабораториях Южно-Уральского государственного университета (г. Челябинск) проведены комплексные физико-химические исследования образцов регенерированного белого электрокорунда производства ЗАО НПК «ЮУИ».

Макроскопические исследования показали, что РЗ имеет светло-желтый цвет благодаря налету тонкой железосодержащей пыли и «примазок» буро-красного цвета (остатки от разложения пирита и криолита – спека пирита с криолитом). Содер-

жание примесей (пиритных огарков), растворимых в смеси кислот ($HCl + HNO_3$), составило 0,56 %.

В пробе, состоящей из отдельных зерен, присутствуют конгломераты из мелких кристаллов белого электрокорунда, скрепленных керамической связкой, которые, по сути, являются агрегатированным зерном. Прослойка керамической связки очень тонкая ($\approx 5 - 10$ мкм). Свободные осколки стекла (остатки керамической связки) под бинокулярным микроскопом не обнаружены. Под микроскопом *NU-2* в иммерсионных препаратах установлено присутствие единичных осколков стекла размером 10...30 мкм. Кристаллы корунда имеют показатель преломления, не отличающийся от стандартного ($N_g = 1,768 \pm 0,03$). Результаты химического анализа представлены в табл. 2 (анализ проведен по ОСТ 2 МТ 71-6-85). Как следует из сравнения табл. 2 и 1, химический состав РЗ 25А удовлетворяет требованиям ТУ.

Таблица 2

Химический состав РЗ 25А, % масс.

Al_2O_3	CaO	MgO	TiO_2	Fe_2O_3	Na_2O	SiO_2	Прочие посторонние примеси
97,0	Меньше 0,1	Меньше 0,1	0,05	0,18	0,27	2,20	0,01

Содержание зерна 25А в пробе составило 94,04 %, содержание керамической связки – 5,96 %. Присутствие тонких железосодержащих примесей портит товарный вид продукции по цвету.

Наличие агрегатированных зерен электрокорунда белого не должно служить браковочным показателем, так как по размерности эти агрегаты соответствуют марке зерна и по режущей способности не только не уступают зерну, а превышают его из-за наличия дополнительных кромок. Содержание их в общей массе пробы достигает 15...20 %.

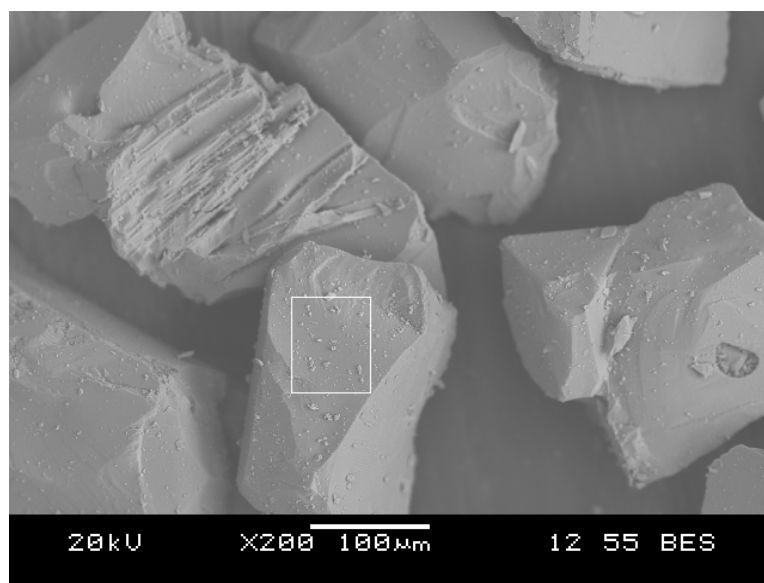
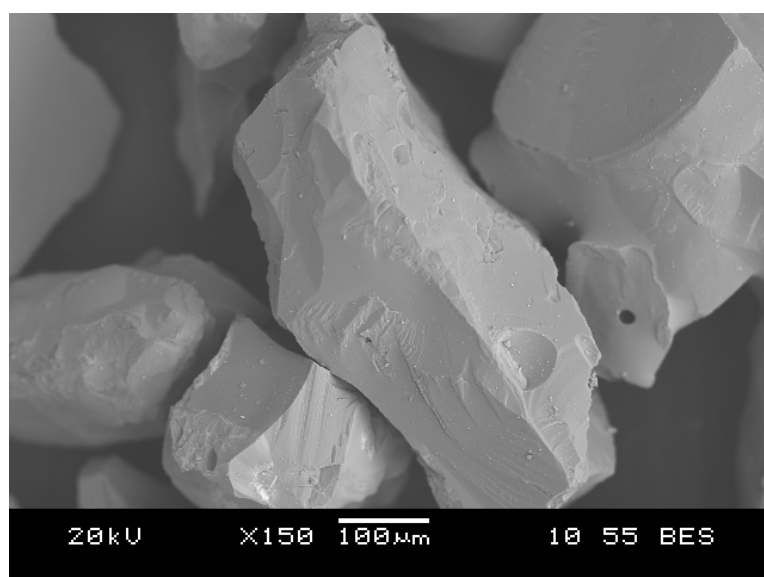
Таким образом, зерно для потребителей можно представить как «зерно электрокорунда белого + агрегатированное зерно этого электрокорунда». Иностранные фирмы («Трейбахер» и др.) рекомендуют применять подобные зерна для изготовления шлифовальных шкур и других АП.

Фазовая индивидуальность белого электрокорунда исследуемой пробы подтверждена данными рентгенографического анализа на приборе *ADVANCE D8*.

Межплоскостные расстояния (по данным рентгеноструктурного анализа) присущи корунду, других кристаллических соединений в пробе не обнаружено.

Количественный и качественный спектральный анализ пробы проводили на электронном микроскопе *JEOL JSM 648 CLV* системы *INCA*. Оборудование позволяет проводить визуальную оценку материала, определять вариации химического состава. Рентгеновское излучение генерируется в образце под воздействием пучка электронов и представляется в рентгеновском спектре, по которому программа автоматически идентифицирует элементы, определяет качественный и количественный состав образца. Прибор обладает управляемым электронным зондом с привязкой к изображению (выделяется квадратом (рис. 1)). При исследовании использовали программу построения карты распределения элементов.

Микрорентгеноспектральным анализом установлено, что 94 % материала РЗ представлено белым электрокорундом, химический состав которого приведен в табл. 3.



Р и с. 1. Внешний вид зерна белого электрокорунда

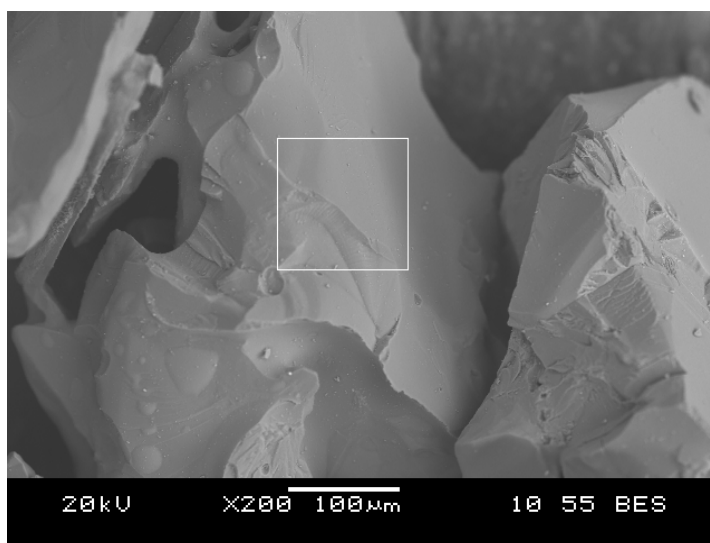
Таблица 3

Химический состав белого электрокорунда по данным микрорентгеноспектрального анализа

Компонент	<i>Al</i>	<i>O</i>	<i>Fe</i>
Содержание компонента, атом. %	41,39	58,61	0
Содержание компонента, масс. %	53,85	46,15	0

При пробоподготовке использовали специальный органический клей, проводили очистку от железа, напыляли платиновое проводящее покрытие. Содержание углерода в клее на пробе составляет 5,33 атом. %, или 8,97 масс. %.

В составе исследуемой пробы обнаружено 6 % материала, состоящего из зерен белого электрокорунда со структурно связанными алюмосиликатными комплексами. Внешний вид зерен белого электрокорунда с такими комплексами показан на рис. 2, химический состав представлен в табл. 4.



Р и с. 2. Внешний вид зерна белого электрокорунда со структурно связанными алюмосиликатными комплексами

Таблица 4

Химический состав зерна белого электрокорунда со структурно связанными алюмосиликатными комплексами по данным микрорентгеноспектрального анализа

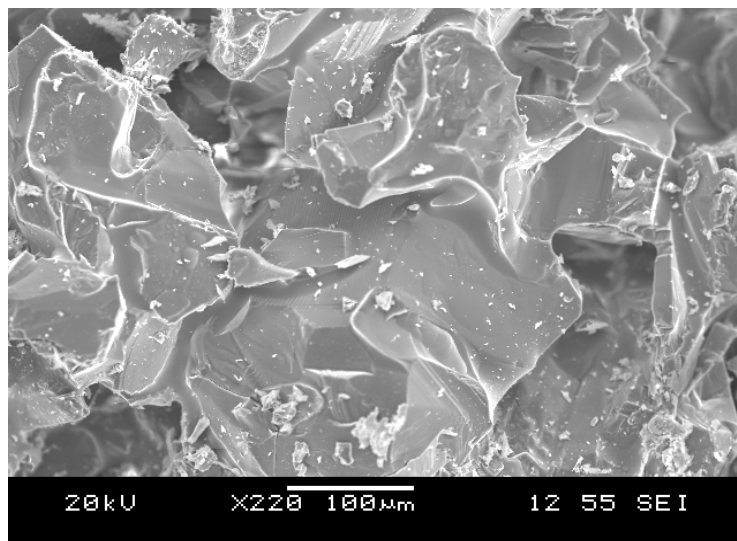
Компонент	<i>O</i>	<i>Al</i>	<i>Si</i>	<i>Fe</i>	<i>Na</i>	<i>Mg</i>	<i>K</i>
Содержание компонента, атом. %	54,09	26,89	14,67	0	2,39	1,00	0,96
Содержание компонента, масс. %	40,82	34,23	19,44	0	2,59	1,15	1,77

Совместное расположение рентгеновских спектров алюминия и кремния свидетельствует о том, что алюмосиликатные комплексы представляют собой рентгеноаморфную фазовую составляющую (муллитовое стекло).

Сравнение материала исследуемой пробы РЗ после воздействия высокотемпературного нагрева до 1600 °С с белым электрокорундом производства ООО «Челябинский абразивный завод» показало, что материал РЗ после нагрева до 1600 °С спекается, образуя плотную структуру с низкой пористостью, что повышает механическую прочность изготовленных из данного материала изделий (на рис. 3 отчетливо видны области спекания, уплотняющие структуру АЗ).

Проведенный комплекс физико-химических исследований показал, что представленная проба РЗ по данным химического, рентгенофазового, электронно-микроскопического, микрорентгеноспектрального анализов представляет собой бе-

лый электрокорунд, в состав которого входит 6 % зерен белого электрокорунда со структурно связанными алюмосиликатными комплексами. Другие кристаллические соединения в исследуемой пробе отсутствуют.



Р и с. 3. Внешний вид зерен белого электрокорунда после нагрева до 1600 °С

Исследованная проба РЗ из электрокорунда белого по структуре и свойствам является высокотемпературным, высокопрочным материалом, обладающим по сравнению с чистым электрокорундом известных производителей (ООО «Русал» и др.) повышенной активностью к спеканию при высоких температурах. При спекании происходит уплотнение и упрочнение материала без изменения геометрических размеров АЗ.

Результаты проведенных исследований позволили предположить, что применение регенерированного зерна 25А в рецептуре для изготовления АИ не приведет к браку и значительному ухудшению их работоспособности. Однако вопросы оптимизации содержания регенерированного зерна в АИ и выявления технологической эффективности обработки заготовок такими инструментами подлежат всестороннему исследованию (методики таких исследований см., например, в монографиях [3, 4]).

Для исследования влияния и определения предельно допустимого содержания РЗ на эксплуатационные свойства ШК были изготовлены круги 1-300×40×76 25А25НСМК 35 м/с из нового АЗ 25А25Н производства ООО «РУСАЛ» (табл. 5) и из четырех рецептур формовочной смеси с содержанием обеспыленного и промытого РЗ производства ЗАО НГТК «ЮУИ» от 10 до 75 % (табл. 6).

Формовочную смесь (см. табл. 5) готовили в смесителе СГИ. Загружали АЗ и перемешивали в течение 0,5 мин, после чего заливали воду в смеси с жидким натриевым стеклом через загрузочное отверстие в течение 1 мин. Затем смеситель останавливали для загрузки связки с декстрином, люк закрывали и включали смеситель для дальнейшего смешивания. Через 2 мин люк выгрузки открывали и формовочную смесь просеивали через сито вибрационное с ячейкой 2 мм в свету.

На следующем этапе из полученной таким образом смеси формовали полуфабрикаты ШК на керамической связке 1-300×40×76 25А25НСМК7К 35 м/с А2 по ГОСТ 2424 навеской 6060 г. После естественной сушки в условиях цеха полуфабрикаты

сушили при температуре 90 °С, а затем обжигали в конвективной печи при температуре 1250 °С. Механическую обработку проводили в три этапа: в первую очередь обрабатывали торцовые плоскости алмазами на плоскошлифовальном станке, затем – посадочное отверстие. На последнем этапе обрабатывали наружную цилиндрическую поверхность полуфабрикатов. Результаты измерения геометрических параметров изготовленных кругов сведены в табл. 7.

Таблица 5

**Рецептура формовочной смеси для изготовления ШК 25А 25Н
на керамической связке структуры**

Компонент	Марка	Содержание, г/круг
Абразивное зерно	25А 25Н	5017
Связка	К20	489
Стекло жидкое натриевое	–	229
Декстрин сухой	–	82
Вода	–	14

Таблица 6

**Рецептуры формовочных смесей для изготовления ШК 25А 2511
с различным содержанием РЗ**

Рецепт	Доля РЗ, %	Доля чистого зерна, %	Масса в замесе, кг	
			РЗ	чистого зерна
К1	0	100	0	17
К2	10	90	17	15,3
К3	30	70	5,1	15,3
К4	50	32	8,5	8,5
К5	75	25	1275	7,25

Анализируя полученные результаты (см. табл. 7), можно сделать вывод, что с увеличением содержания РЗ в формовочной смеси от 0 до 75 % увеличивается усадка полуфабрикатов ШК как по высоте, так и в диаметральном направлении. Отмечено увеличение твердости ШК при ее измерении на приборе «ЗВУК» с 4821 м/с до 5260 м/с при изменении содержания РЗ от 0 до 75 %. Аналогичная закономерность выявлена также при измерении твердости шлифовальных кругов на приборе «ИМ-ПУЛЬС». Кроме того, установлено, что с увеличением содержания РЗ растет с 2 до 3 мм толщина слоя, который необходимо удалить при механической обработке с наружной периферийной поверхности ШК. Показано, что введение до 10 % РЗ в формовочную смесь не влияет на геометрию и твердость ШК, тогда как существенное влияние на контролируемые параметры кругов отмечено при введении 30 % РЗ и более в формовочную смесь. При увеличении размеров круга и содержании РЗ в формовочной смеси более 30 % возникает необходимость увеличения припусков на механическую обработку ШК.

**Геометрические параметры ШК 1-300×40×76 25A25НСМ 7К
с различным содержанием РЗ белого электрокорунда
(масса навески 6060 г, начальная высота полуфабриката 41,0...41,5 мм)**

№ ШК (см. табл. 6)	Содержание РЗ, %	Высота круга после обжига, мм		Геометрические параметры и твердость ШК									
							После механической обработки						
		Средняя для ШК	Средняя для двух ШК	Наружный диаметр, мм	Прибор «Звук»		Наружный диаметр, мм	Высота, мм	Прибор «Звук»		Прибор «Импульс»		
					Скорость звука, м/с	Звуковой импульс (ЗИ)			Скорость звука, м/с	ЗИ	Время, с	Скорость звука, м/с	Средняя скорость звука, м/с
K1/1	0	40,75	40,73	299,5	4881	49	297,5	38,8	4886	49	7,7	5047	5051
K1/2	0	40,7		299,5	4878		297	38,8	4877	49	7,7	5087	
K2/1	10	40,65	40,62	299,5	4896	49	297,5	39,2	4896	49	7,8	4996	5035
K2/3	10	40,63		299,5	4944		297,5	38,9	4942	49	7,6	5061	
K3/1	30	40,4	40,36	298,5	5033	51	297	39	5021	51	7,5	5200	5136
K3/3	30	40,4		298,5	5045		297	39,4	5030	51	7,7	5090	
K4/1	50	40,33	40,32	297/ 296,7	5156	51	293,5	39	5171	51	7,2	5358	5293
K4/2	50	40,38		298	5100		297,8	38,9	5095	51	7,4	5280	
K5/1	75	39,65	39,78	295	5363	53	293,5	38,8	5355	53	7,2	5415	5386
K5/3	75	39,93		297	5260		294	38,9	5262	53	7,3	5357	

Выводы

На основании результатов выполненных комплексных физико-химических и технологических исследований установлено следующее:

– РЗ электрокорунда белого 25А по структуре и свойствам является высокотемпературным материалом, обладающим по сравнению с чистым электрокорундом повышенной активностью к спеканию при высоких температурах;

– при спекании полуфабрикатов ШК на керамической связке, содержащих РЗ, происходит уплотнение и упрочнение материала без изменения размеров АЗ;

– применение РЗ 25А в рецептурах формовочных смесей для изготовления ШК на керамической связке не приведет к браку и значительному ухудшению их работоспособности. Однако вопросы оптимизации содержания регенерированного абразивного зерна в ТИК и технологической эффективности шлифования такими круга-

ми подлежат дальнейшему исследованию при натурных экспериментах;

– введение до 10 % РЗ электрокорунда белого в формовочную смесь не влияет на геометрические параметры и твердость ШК на керамической связке. Значимое влияние РЗ на эти показатели ШК отмечено при введении в формовочную смесь 30 и более процентов РЗ.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Абразивные инструменты и их изготовление / Под общей ред. В.Н. Любомудрова. – Л.: Машгиз, 1953. – 377 с.
2. Основы проектирования и технология производства абразивного и алмазного инструмента / Под общ. ред. Ю.М. Ковальчука. – М: Машиностроение, 1984. – 287 с.
3. Худобин Л.В. Шлифование композиционными кругами / Л.В. Худобин, Н.И. Веткасов. – Ульяновск: УлГТУ, 2004. – 356 с.
4. Кремень З.И., Юрьев В.Г., Бабошкин А.Ф. Технология шлифования в машиностроении / Под общ. ред. З.И. Кременя. – СПб: Политехника, 2007. – 424 с.

Статья поступила в редакцию 16 апреля 2013 г.

INFLUENCE OF THE RECYCLED ABRASIVE GRAIN ON THE QUALITY OF GRINDING WHEELS ON A CERAMIC BOND

N.I. Vetkasov¹, L.V. Khudobin¹, S.M. Mikliailin², A.G. Morozova³, S.V. Zhdanov²

¹ Ulyanovsk State Technical University
32, Severny Venets st., Ulyanovsk, 432027

² Open Society «Dimitrovgradhimash»
256, Kyeibysheva st., Dimitrovgrad, 433511

³ South-Ural State University
76, Lenina pr., Cheliabinsk, 454080

There are represented the results of physical and chemical researches of the recycled grain of white electrocorundum, including after its high-temperature heating. The influence of the recycled abrasive grain on geometrical parameters of semifinished products of wheels on a ceramic bond, the sizes and hardness of the grinding wheels containing from 10 to 75 % of recycled grain is investigated.

Keywords: *electrocorundum, abrasive grain, aggregated grain, recycled grain, bond, forming mixture, grinding wheel.*

*Nikolay I. Vetkasov (Dr. Sci. (Techn.)), Professor.
Leonid V. Khudobin (Dr. Sci. (Techn.)), Professor.
Sergey M. Mikliailin (Ph.D. (Techn.)), general director.
Alla G. Morozova (Ph.D. (Chem.)), senior laborator.
Sergey V. Zhdanov, chief of bureau.*

МОДЕЛИРОВАНИЕ КОЛЕБАНИЙ КУЗОВА ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОГО ВАГОНА

Ю.С. Ромен¹, Я.М. Клебанов², Е.А. Солдусова²

¹Всероссийский научно-исследовательский институт железнодорожного транспорта
107996, г. Москва, 3-я Мытищинская улица, 10

²Самарский государственный технический университет
2443100, г. Самара, ул. Молодогвардейская, 244

Рассматривается построение полной системы дифференциальных уравнений динамики движения кузова железнодорожного вагона. Эта система уравнений используется для моделирования динамики движения многомассового вагона и определения нагрузок, действующих на его отдельные элементы, что позволяет повысить стабильность и безопасность движения.

Ключевые слова: дифференциальные уравнения движения, компьютерное моделирование, центр масс, колебания кузова, железнодорожный вагон.

Интенсивное развитие численных методов решения задач динамики движения железнодорожных экипажей происходило одновременно с широкомасштабным внедрением компьютерной техники во все отрасли техники. В шестидесятые и семидесятые годы прошлого века в результате появления мощных компьютеров стал возможным расчет сложных нелинейных моделей железнодорожного подвижного состава с большим числом степеней свободы. Появились библиотеки стандартных подпрограмм для решения задач на собственные значения и пошагового интегрирования переходных динамических процессов. Целью решения этих задач было решение проблем стабильности и безопасности движения, прохождения кривых, влияния отступлений рельсового пути.

Уравнения динамики твердого тела являются основой компьютерного моделирования движения железнодорожного подвижного состава [1 – 4]. В статье рассматривается построение уравнений колебаний кузова железнодорожного экипажа, которые используются авторами для моделирования динамики движения экипажей.

Движение кузова представляется как совокупность поступательного движения вместе с центром масс и вращательного движения вокруг центра масс. В этом случае согласно теоремам о количестве движения и кинетическом моменте поступательное движение определяется только главным вектором внешних сил, а вращательное – только главным моментом этих сил. Рассматривая колебания кузова, пренебрегаем квадратами угловых скоростей и их парными произведениями по сравнению с угловыми ускорениями. Полученная в данной статье модель описывает колебания кузова грузового четырехосного вагона на тележках с центральным подвешиванием модели ЦНИИ-ХЗ типа 18-100 [5].

При составлении дифференциальных уравнений движения и уравнений связи используется правая декартова система координат (см. рисунок) с направленной вниз вертикальной осью z , поперечной горизонтальной осью y , направленной вправо

Юрий Семенович Ромен (д.т.н.), главный научный сотрудник.

Яков Мордухович Клебанов (д.т.н., проф.), проректор по учебной работе, заведующий кафедрой «Механика».

Екатерина Александровна Солдусова (к.т.н.), доцент кафедры «Механика».

по ходу движения, и продольной осью x , проходящей на уровне пятниковых узлов и направленной по ходу движения экипажа. Для углов поворота приняты следующие обозначения: Ψ – угол поворота вокруг оси z (виляние), θ – угол поворота вокруг оси y (галопирование), Φ – угол поворота вокруг оси x (боковая качка). Ниже используются следующие значения индексов: i – номер колесной пары в тележке для первой по ходу движения колесной пары $i=1$; j – номер тележки для первой по ходу движения тележки $j=1$; k – номер стороны тележки: $k=1$ – правая сторона по ходу движения, $k=2$ – левая.

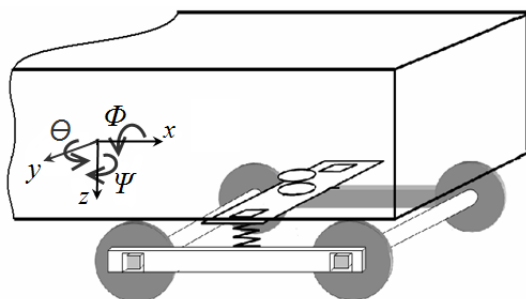


Схема опирания кузова на первую по ходу движения тележку

кузова) имеет вид

$$V^2 m z'' = \sum_{jk} \Delta N_{jk} + Q_{np} + P, \quad (1)$$

где m – масса кузова с наддрессорными балками; Q_{np} – вертикальная сила, вызванная разницей по высоте между продольными осями автосцепок данного вагона с соседним вагоном или локомотивом z_k , рассчитывается по формуле

$$Q_{np} = N_{np} \frac{2z_k}{a_c},$$

здесь N_{np} – продольная сила между вагонами, считается отрицательной при сжатии; a_c – длина корпуса автосцепки; P – вес кузова с грузом; ΔN_{jk} – вертикальная сила, действующая от боковой рамы тележки на наддрессорную балку и определяемая зависимостью

$$\Delta N_{jk} = -\frac{1}{2} c_z \Delta_{jk} + F_z (\Delta'_{jk}). \quad (2)$$

При сжатии пружин эта сила отрицательна. Если в соответствии с (2) ΔN_{jk} получается больше нуля, то в (1) вместо этого значения подставляется нуль. В последней зависимости c_z – жесткость рессорного подвешивания тележки; Δ_{jk} – прогиб пружин одного рессорного комплекта тележки, считается положительным при сжатии пружин, рассчитывается по формуле

$$\Delta_{jk} = z_j - z_{jk}^+ - (-1)^k b \Phi_j^+, \quad (3)$$

где z_j – вертикальное динамическое перемещение j -ой шкворневой точки кузова, рассчитывается по формуле

$$z_j = z - (-1)^j l \Theta, \quad (4)$$

здесь обозначено: $2l$ – база кузова; l – половина базы кузова; z_{jk}^+ – перемещение центра боковой рамы тележки; Φ_j^+ – угол боковой качки j -й наддрессорной балки; $2b$ –

Предполагается, что экипаж движется со средней скоростью V . Это позволяет оператор дифференцирования по времени $\frac{d()}{dt}$ записать в виде $\frac{Vd()}{dx}$. В дальнейшем дифференцирование по x отмечается штрихом.

Дифференциальное уравнение вертикального движения центра масс кузова («подпрыгивания» ку-

расстояние между рессорными комплектами; $F_z(\Delta'_{jk})$ – силы неупругого сопротивления в гасителях одного комплекта пружин, рассчитываются по формуле:

$$F_z(\Delta'_{jk}) = -k_z \Delta'_{jk} V - \varphi_z c_z \Delta'_{jk} \frac{1}{2} \tilde{F}_z(\Delta'_{jk}),$$

где φ_z – средняя величина коэффициента трения в гасителях при вертикальных колебаниях; k_z – коэффициент пропорциональности, характеризующий вязкое сопротивление, а

$$\tilde{F}_z = A \Delta'_{jk}, \text{ если } \Delta'_{jk} < A^{-1};$$

$$\tilde{F}_z = 1, \text{ если } \Delta'_{jk} \geq A^{-1}.$$

Значение параметра A зависит от условий решения конкретной задачи и определяется экспериментально.

Из формул (3) и (4) следует, что

$$\Delta'_{jk} = z' - (-1)^j l \theta' - z_{jk}^+ - (-1)^k b \Phi_j^+.$$

Поворот вокруг оси y – галопирование кузова – описывается дифференциальным уравнением

$$V^2 J_y \theta'' = l \sum_k (\Delta N_{1k} - \Delta N_{2k}) + 2 N_{np} L_r \theta (1 + \frac{L_r}{a_c}),$$

где J_y – осевой момент инерции кузова относительно оси y ; $2L_r$ – длина рамы вагона, измеренная между плитами автосцепок.

Поворот кузова вокруг оси x – боковая качка кузова – описывается уравнением

$$V^2 J_x \Phi' = M_x,$$

где J_x – осевой момент инерции кузова относительно оси x ; M_x – сумма моментов сил, вызывающих крен кузова:

$$M_x = \sum M_{опj} - h \sum_j Y_j - Y_B h_B.$$

Здесь $Y_B = p_e F$ – сила ветра; p_e – давление ветровой нагрузки; F – площадь боковой поверхности кузова; h – высота центра масс кузова над плоскостью пятника; h_e – высота центра ветровой нагрузки над плоскостью пятника; Y_j – шкворневая сила, или сила, действующая в поперечном направлении на шкворневую балку со стороны j -й тележки; $M_{опj}$ – момент от вертикальных сил в опорных устройствах j -й тележки.

Величина момента $M_{опj}$ зависит от угла перевалки кузова по подпятнику над-рессорной балки $\Delta\Phi_j$. Последний вычисляется как разность углов наклона кузова Φ_j и надрессорной балки j -й тележки Φ_j^+ :

$$\Delta\Phi_j = \Phi - \Phi_j^+.$$

При опирании пятника на подпятник перевалка кузова происходит под действием вертикальной силы на пятник и реакции на поверхности пяты, что приводит к возникновению двух моментов – опрокидывающего $M_{1опj}$ и восстанавливающего $M_{2опj}$:

$$M_{опj} = M_{1опj} + M_{2опj},$$

где опрокидывающий момент

$$M_{1опj} = P_{oj} h \Phi,$$

а P_{oj} – нагрузка от кузова на тележку, рассчитываемая по формуле:

$$P_{oj} = - \sum_{k=1}^2 \Delta N_{jk}.$$

Пределом полного опирания пятника является такая величина угла наклона кузова Φ , при которой проекция положения его центра тяжести оказывается на границе зоны опирания. Краевое опирание пятника и перевалка кузова происходят при

$$|\Delta\Phi_j| > \frac{r_{nj}}{h},$$

где r_{nj} – радиус пятника со стороны максимального давления при боковой качке кузова ($n = 1$ для правой стороны пятника, $n = 2$ – для левой).

Восстанавливающий момент в пятнике

$$M_{20\Pi j} = -c_\Phi \Delta\Phi_j - k_{OP} V \Delta\Phi_j',$$

где c_Φ – контактная жесткость в системе пятник – подпятник при наклоне кузова.

При краевом опирании в системе пятник – подпятник возможен завал кузова на скользящую соответствующей надрессорной балки. Условием завала на скользящую является выполнение неравенства

$$|\Delta\Phi_j| \geq \frac{\delta_{nj}}{b_c - r_{nj}},$$

где δ_{nj} – зазор в j -м скользящем с n -й стороны тележки; $2b_c$ – расстояние между скользящими:

$$n = \begin{cases} 1 & \text{для } \Delta\Phi_j > 0 \\ 2 & \text{для } \Delta\Phi_j < 0 \end{cases}.$$

При опирании кузова на скользящую в уравнении боковой качки появляется слагаемое, соответствующее реактивному моменту от составляющей веса кузова, приходящейся на скользящую.

Таким образом, при боковой качке зависимость для определения момента в опорном устройстве кузова на тележку имеет вид

$$M_{OPj} = \begin{cases} P_{oj} h \Phi - c_\Phi \Delta\Phi - k_{OP} V \Delta\Phi_j' & \text{для } |\Delta\Phi_j| \leq \frac{r_{nj}}{h} \\ P_{oj} h \left(\Phi + (-1)^n \frac{r_{nj}}{h} \right) - k_{OP} V \Delta\Phi_j' & \text{для } |\Delta\Phi_j| < \frac{\delta_{nj}}{b_c - r_{nj}} \\ -c_{ск} (b_c - r_{\Pi j})^2 \left[\Delta\Phi_j + (-1)^n \frac{\delta_{\Pi j}}{b_c - r_{\Pi j}} \right] - k_{OP} V \Delta\Phi_j' + \\ + P_{oj} h \left(\Phi + (-1)^n \frac{r_{nj}}{h^*} \right) & \text{для } |\Delta\Phi_j| \geq \frac{\delta_{nj}}{b_c - r_{nj}} \end{cases},$$

где k_{OP} – коэффициент демпфирования в системе кузов – надрессорная балка при боковой качке; $\Delta\Phi_j' = \Phi' - \Phi_j^{+'}$ – угловая скорость перевалки кузова по надрессорной балке; $c_{ск}$ – приведенная жесткость скользящего.

Смещение кузова вдоль оси y – относ. кузова – описывается уравнением

$$V^2 m y'' = \sum_{j=1}^2 Y_j - \frac{1}{2} m V^2 \sum_{j=1}^2 \varphi_j' + P\Phi + Y_B + \sum_{j=1}^2 Y_{npj},$$

где Y_B – сила ветра, действующего на кузов; Y_{npj} – поперечная составляющая продольной силы на j -м шкворне; ϕ_j' – скорость изменения средней кривизны пути на базе тележки в j -м шкворневом сечении, эта кривизна считается положительной в правой кривой; Y_j – шкворневая сила, равная сумме двух поперечных сил Y_{jk}^+ , действующих на наддресорную балку от левой и правой боковых рам j -й тележки.

Если $\Delta_{jk} \leq 0$, то $Y_{jk}^+ = k V \Delta'_{yjk}$; а если $\Delta_{jk} > 0$, то

$$Y_{jk}^+ = c_y \Delta_{yjk} + k V \Delta'_{yjk} + c_z \Delta_{jk} \phi_y F_{Y^+}(\Delta'_{yjk}), \quad (5)$$

где ϕ_y – средний коэффициент трения в клиновой системе при поперечных колебаниях; k – коэффициент пропорциональности, характеризующий вязкое сопротивление при поперечных перемещениях; c_y – поперечная жесткость одного комплекта пружин рессорного подвешивания тележки, а $\Delta'_{yjk} = y_{jk}^{+'} - y_j' + h \Phi'$, где $y_{jk}^{+'}$ – поперечное смещение центра k -й боковой рамы тележки, y_j – поперечное смещение точки кузова над наддресорной балкой j -й тележки относительно оси пути.

Величина F_{Y^+} в (5) определяется следующим образом:

$$F_{Y^+} = B \Delta'_{ijk} \text{ при } \Delta'_{ijk} < 1/B; \quad F_{Y^+} = 1 \text{ при } \Delta'_{ijk} \geq 1/B,$$

где параметр B зависит от условий решения конкретной задачи и определяется экспериментально.

Для определения поперечных смещений точек кузова над наддресорными балками и их производных используются зависимости

$$y_j = y - (-1)^j l \gamma - \frac{l^2}{4} \sum_j \phi_j',$$

$$y_j' = y' - (-1)^j l \gamma',$$

где γ – угол поворота кузова относительно касательной к оси пути в центральном поперечном сечении, определяется по формуле

$$\gamma' = \psi' - \frac{1}{2} \sum_j \phi_j'.$$

Для расчета поперечных составляющих продольных сил при растягивающей продольной силе в поезде, т. е. при $N_{np} > 0$, используется формула $Y_{npj} = 0,5 N_{np} L_c \phi$, где $2L_c$ – длина вагона по осям автосцепок. При сжимающей продольной силе, т. е. при $N_{np} < 0$.

$$Y_{npj} = \frac{N_{np}}{1 - \frac{N_{np}}{N_{кра}}} \left[\frac{\delta L}{l^2} \left(1 + \frac{L}{a_c} \right) + \alpha (-1)^j \frac{L_c}{R_j} \right],$$

где L – половина длины вагона между упорными плитами автосцепок, $L = L_c - a_c$; 2δ – свободное перемещение в шкворневом сечении; параметр α учитывает отношение продольной силы в поезде к критическим силам потери продольной устойчивости поезда,

$$\alpha = \frac{1 - \frac{N_{np}}{N_{кра}}}{1 - \frac{N_{np}}{N_{крб}}},$$

здесь $N_{кра}$, $N_{крб}$ – критические силы по первой и второй формам потери продольной устойчивости поезда: установка вагонов «в елочку» и выжимание вагона. Они рассчитываются по формулам:

$$N_{кра} = \frac{c_y}{1 + \frac{L}{a_c}} \cdot \frac{L^2}{l},$$

$$N_{крб} = a_c c_y.$$

Поворот вокруг оси z – виляние кузова – описывается дифференциальным уравнением

$$V^2 J_z \psi'' = l Y_1 - l Y_2 + \sum_{j=1}^2 M_{опj} + l Y_{np1} - l Y_{np2},$$

где J_z – момент инерции кузова относительно вертикальной оси; $M_{опj}$ – момент сил трения в пятнике и скользунах, действующий на кузов от j -й тележки, рассчитывается по формуле

$$M_{опj} = M_{пj} F_{M1}(\psi_j^+ - \psi') + f_{ск} \Delta P_{пj}^c b_c F_{M2}(\psi_j^+ - \psi') + k_{оп} V(\psi_j^+ - \psi').$$

Здесь $M_{пj}$ – момент трения по поверхности пятника, определяемый в зависимости от вертикальной нагрузки $M_{пj} = 0,03 \cdot P_{oj}$; $f_{ск}$ – коэффициент трения в скользунах; ψ_j^+ – производная от поворота надрессорной балки тележки; $\Delta P_{пj}^c$ – нагрузка на скользян.

$$F_{M1}(\psi_j^+ - \psi') = C(\psi_j^+ - \psi') \text{ при } (\psi_j^+ - \psi') < 1/C,$$

$$F_{M1}(\psi_j^+ - \psi') = 1 \text{ при } (\psi_j^+ - \psi') \geq 1/C,$$

$$F_{M2}(\psi_j^+ - \psi') = (\psi_j^+ - \psi') \text{ при } (\psi_j^+ - \psi') < 1/D,$$

$$F_{M2}(\psi_j^+ - \psi') = 1 \text{ при } (\psi_j^+ - \psi') \geq 1/D.$$

Параметры C и D зависят от условий решения конкретной задачи.

Сила, действующая на скользян, определяется в соответствии с зависимостями

$$\Delta P_{пj}^c = \begin{cases} 0 & \text{для } |\Delta \Phi_j| < \frac{\delta_{nj}}{b_c - r_{nj}} \\ \overline{\Delta P_{nj}}^c & \text{для } |\Delta \Phi_j| \geq \frac{\delta_{nj}}{b_c - r_{nj}} \end{cases},$$

где

$$\overline{\Delta P_{nj}}^c = \left| c_{ск} (b_c - r_{nj}) \left[\Delta \Phi_j + (-1)^n \frac{\delta_{nj}}{b_c - r_{nj}} \right] \right|.$$

Приведенные выше зависимости образуют полную систему уравнений колебаний кузова грузового четырехосного вагона на тележках с центральным подвешиванием модели ЦНИИ-ХЗ типа 18-100. Совместно с уравнениями движения колесных пар, элементов тележек и железнодорожного пути они используются для моделиро-

вания динамики движения железнодорожного экипажа и определения нагрузок, действующих на отдельные элементы этой системы.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. *Вериго М.Ф., Коган А.Я.* Взаимодействие пути и подвижного состава. – М.: Транспорт, 1986. – 559 с.
2. *Вершинский С.В., Данилов В.Н., Хусидов В.Д.* Динамика экипажа. – М.: Транспорт, 1991. – 360 с.
3. *Wickens A.H.* Fundamentals of Rail Vehicle Dynamics: Guidance and Stability – Lisse: Taylor & Francis, 2003. – 295 p.
4. *Wickens A.H.* A History of Railway Vehicle Dynamics. Handbook of Railway Vehicle Dynamics. – Boca Raton: Taylor & Francis, 2006. – P. 5-38.
5. *Пастухов И.Ф., Пугунов В.В., Кошкалда Р.О.* Конструкция вагонов. – М.: Маршрут, 2004. – 504 с.

Статья поступила в редакцию 17 июля 2013 г.

SIMULATION OF RAILCAR BODY VIBRATIONS

Yu.S. Romen¹, I.M. Klebanov², E.A. Soldusova²

¹ All-Russian Scientific Research Institute of Railway Transport
10, 3rd Mytischinskaya st., Moscow, 107996

² Samara State Technical University
244, Molodogvardeyskaya st., Samara, 443100

A complete system of rigid body dynamics equations applied to railcar body is introduced. This equation system is to model rail car multibody dynamics and to determine loads exerted on car elements in order to improve stability and safety of movement.

Keywords: Rigid body dynamics, computer simulation, center of mass, body movements, railway car.

Yury S. Romen (Dr. Sci. (Techn.)), Chief Scientific Officer.

Iakov M. Klebanov (Dr. Sci. (Techn.)), Professor.

Ekaterina A. Soldusova (Ph.D. (Techn.)), Associate Professor.

АНАЛИЗ КОНСТРУКЦИИ И ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЛОВИЛЬНЫХ МЕТЧИКОВ

Т.А. Шапкина², Ю.И. Кургузов¹, И.Е. Адеянов¹

¹ Самарский государственный технический университет
443100, г. Самара, ул. Молодогвардейская, 244

² ЗАО «СибТрейдСервис»
443052, г. Самара, ул. Земеца, 32, корп. 208

E-mail: tms@samgtu.ru

Разработана физическая модель процесса образования резьбового соединения, обеспечивающего достаточную надежность закрепления инструмента в теле трубы и заданную грузоподъемность при проведении ремонтных работ, а также модель процесса поверхностного упрочнения резьбы микрошариками. Предложены рекомендации по совершенствованию технологического процесса изготовления ловильного инструмента.

Ключевые слова: метчик, ловильная резьба, упрочнение, микрошарики, остаточные напряжения.

Введение

При ремонте скважин извлечение оборвавшихся или отвернувшихся бурильных, насосно-компрессорных и обсадных труб производится с помощью основных ловильных инструментов, к которым относят [1] собственно ловители, колокола, труборезы, труболовки, метчики и др., обеспечивающие непосредственное соединение с аварийным объектом. Если верхний конец аварийной колонны, которая не может вращаться, оканчивается ниппелем или гладкой поверхностью, если в ходе ликвидации аварии требуется приложение больших крутящих моментов, то в этих случаях используют метчики. Инструменты с правой резьбой применяются для извлечения оставшейся колонны целиком, с левой – для отвинчивания и извлечения колонны по частям. Метчики, вводимые в трубу и врезающиеся в ее тело, называются универсальными. На их протяженной конической поверхности имеется остроугольная резьба специального профиля. Различные участки длины такой поверхности могут захватывать трубы нескольких размеров.

Метчики изготавливают из прочных и вязких сталей, например 12ХН2, 12ХН3А. На последней операции технологического процесса изготовления метчика ловильная резьба подвергается термообработке – цементации на глубину 0,4 – 0,7 мм с последующей закалкой на низко отпускаемый мартенсит с твердостью 58 – 64 HRC. Большинство метчиков имеют центральный канал для прохода промывочной жидкости. В производственных условиях попадание метчика в отверстие бурильной колонны фиксируется скачкообразным повышением давления. Когда же метчик соединился с колонной, то нагрузка снижается, а жидкость начинает циркулировать через забой. В действительности указанные факты еще не служат достоверным свидетельством получения надежного сцепления трубы и инструмента.

Тамара Александровна Шапкина, инженер.

Юрий Иванович Кургузов (к.т.н., доц.) доцент кафедры «Технология машиностроения».

Игорь Евгеньевич Адеянов (к.т.н.), доцент кафедры «Механика».

Цель проведенного исследования состояла в определении характера разрушения резьбовой поверхности метчика в условиях эксплуатации, анализе прочности лопастной резьбы как в процессе ввинчивания, так и в процессе подъема колонны, а также в разработке технологических мероприятий, направленных на повышение качества рабочих поверхностей инструмента. Поставленную цель решали с помощью:

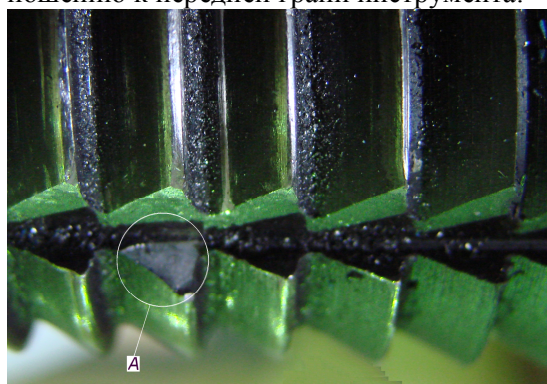
- проведения стендовых эксплуатационных испытаний метчика;
- моделирования напряженного состояния в наиболее нагруженном зубе инструмента на различных стадиях его работы;
- моделирования напряженно-деформированного состояния рабочей поверхности метчика при упрочнении микрошариками.

Характер разрушения зубьев

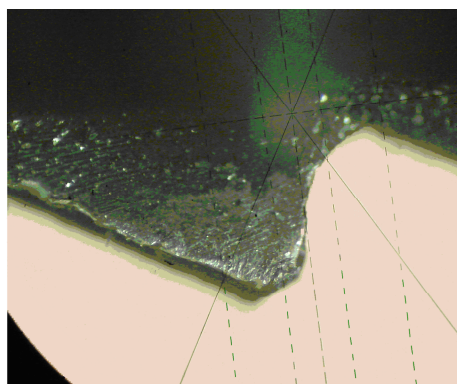
Испытания и практика эксплуатации метчиков показывают, что их зубья могут разрушаться. Так, на рис. 1 показан характерный излом на передней поверхности наиболее нагруженного зуба, полученный при стендовых испытаниях на установке 1 РС метчика, изготовленного на ЗАО «СибТрейдСервис». Испытания проводились по методике, приведенной в [1].

Метчик закрепляли в теле трубы после трех его оборотов с приложением осевой нагрузки 20 кН. Затем при неполных 0,3 – 0,5 оборотах происходило дополнительное крепление метчика с нагрузкой 30 кН. Крутящий момент, приложенный к метчику, составлял 382 Нм. В этот момент силы врезания достигали своего максимального значения. Далее к метчику прикладывалась растягивающая нагрузка 300 кН. В таком нагруженном состоянии инструмент находился в течение пяти минут.

По окончании испытания нагрузку снимали и проводили визуальный осмотр с использованием микроскопа БМИ-1Ц. Внешний вид трех резьбовых витков, вступивших в контакт с отверстием трубы и отмеченных на закаленной поверхности светлыми полосами, показан на рис. 1, а. Самая большая нагрузка приходилась на резьбовые поверхности зуба А, где отмечается скол по передней грани и затупление вершины размером $1,36 \times 0,75$ мм соответственно в продольном и радиальном направлении. Разрушение происходит от напряжений, соизмеримых с пределом прочности материала и возникающих, по нашему предположению, под воздействием сил резания при ввинчивании метчика в тело трубы. Изображение на рис. 1, б вершины зуба А получено при перпендикулярном расположении окуляра микроскопа по отношению к передней грани инструмента.



а



б (×30)

Р и с. 1. Внешний вид рабочих витков метчика после испытания

Моделирование нагрузок, действующих на зубья метчика при ввинчивании в тело трубы

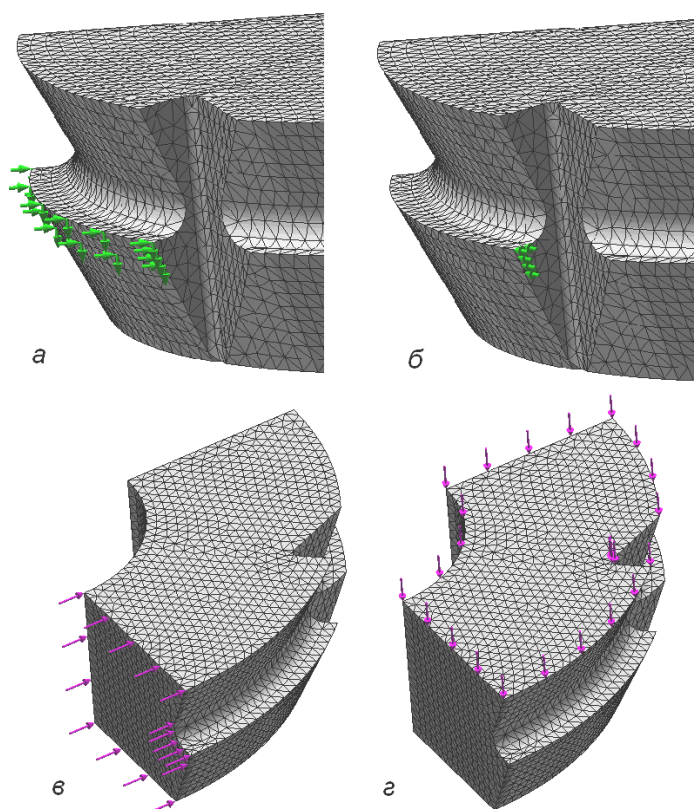
С целью выявления области распределения и величины разрушающих напряжений ниже приведен в первом приближении анализ напряженного состояния наиболее нагруженного участка резьбы при ввинчивании, выполненный с помощью метода конечных элементов (Solid Works Simulation).

На рис. 2 с разными увеличениями представлена расчетная 3D-модель в виде сектора с двумя витками остроугольной резьбы, работающей по профильной схеме, и одной продольной канавкой. В геометрической модели, согласно рекомендациям [2], выдержано условие $a_z > \rho$. Здесь $\rho = 0,015$ мм – величина скругления режущей кромки метчика; a_z – глубина резания, которая для одного зуба принята равной

$$a_z = \frac{S}{n} \cdot \frac{k_0}{2} = 0,035 \text{ мм},$$

где $S = 4,5$ – шаг резьбы; $n = 4$ – число зубьев; $k_0 = 1:16$ – конусность резьбы.

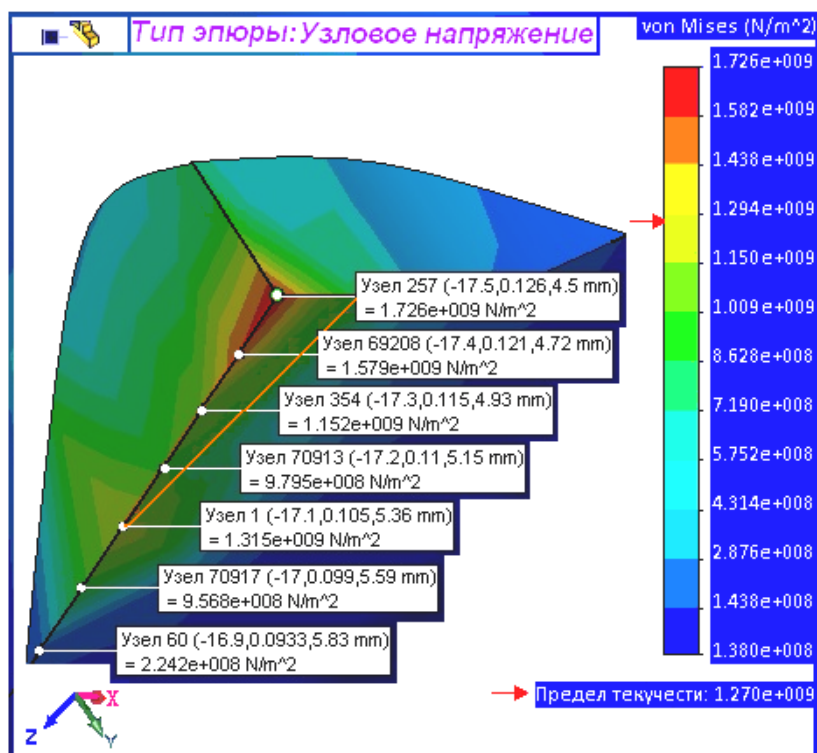
Контакт резьбы метчика с телом трубы в процессе врезания моделируется заданием ограничений от перемещений (здесь и далее в виде стрелок соответствующего направления), от поворота и нагрузок – крутящего момента и осевой силы.



Р и с. 2. Задание ограничений и нагрузок:

a – от осевого и радиального перемещения; $б$ – от поворота;
 $в$ – от крутящего момента; $з$ – от осевой силы

На рис. 3 приведены результаты исследования, которые оказались адекватными выводу, сделанному на основании стендовых испытаний. Треугольником, два угла которого расположены в узлах 1 и 257, выделена площадка, по которой на переднюю грань метчика действует тангенциальная нагрузка (см. также рис. 2, б). Показано напряженное состояние режущей кромки, возникающее под нагрузкой в различных узлах сетки с заданными координатами. Напряжения в вершине инструмента, на глубине 0,12 мм под передней гранью превысили исходный предел текучести материала $\sigma_T = 1,27 \cdot 10^9$ Па и составили $(1,58 - 1,72) \cdot 10^9$ Па.



Р и с. 3. Распределение напряжений (Па) по режущей кромке метчика

Моделирование нагрузок, действующих на зубья метчика при извлечении трубы

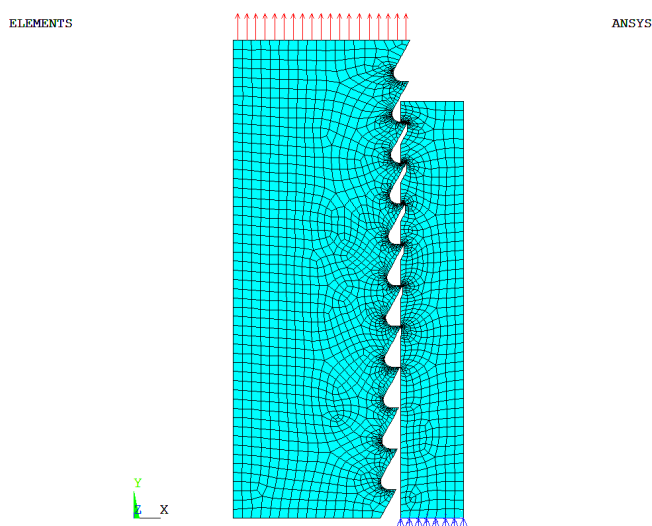
Основное требование, предъявляемое к полученному резьбовому соединению, – обеспечение прочности, достаточной не только для получения резьбы в трубе, но и для ее извлечения из скважины.

Задача моделирования в этом случае состоит в анализе процесса подъема буровой трубы без ее разрушения. Модель построена в предположении, что вес буровых труб не превышает номинальной грузоподъемности метчика, равной 300 кН, что его закрепление происходит при $N = 3$ оборотах вращения ротора и при максимальной глубине врезания

$$t = a_z \cdot n \cdot N.$$

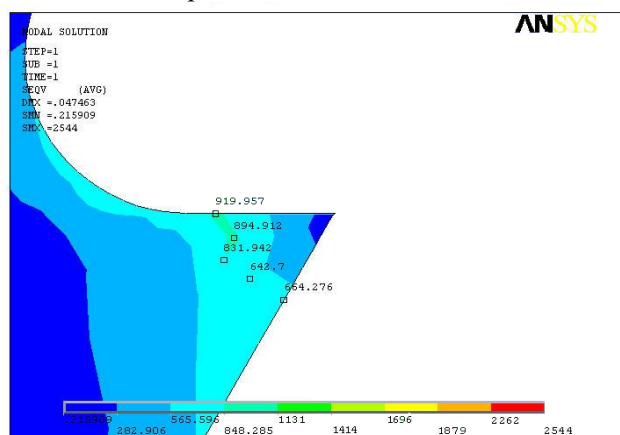
С учетом указанных выше значений глубина t составила 0,42 мм.

При моделировании предыстория нагружения, связанная с ввинчиванием метчика, не учитывалась. Расчетная модель, построенная в программе ANSYS, является осесимметричной и представляет собой контактную пару метчик – труба с коэффициентом трения $\mu = 0,15$. Труба жестко закреплена от перемещений по нижнему торцу. К верхнему торцу метчика приложена заданная осевая нагрузка в виде равномерно распределенного давления. Условное обозначение нагрузок и ограничений показано на рис. 4.



Р и с. 4. Вид конечно-элементной модели зацепления метчика и трубы с условным изображением нагрузок и ограничений

Результаты расчета (рис. 5) позволяют судить о том, что напряжения в наиболее нагруженном зубе меньше предела текучести материала метчика ($\sigma_T = 1,27 \cdot 10^9$ Па) и возникают на расстоянии 2,1 мм от вершины, в зоне действия наибольшего изгибающего момента. Максимальные эквивалентные напряжения здесь составляют от 832 до 920 МПа. На конце резьбы они незначительны.



Р и с. 5. Напряженное состояние по Мизесу (МПа) при нагрузке на метчик 300 кН

Анализ приведенных физических моделей показал, что значительное влияние на формирование разрушающих напряжений в вершине профиля ловильной резьбы оказывают силы резания в момент врезания ввинчиванием метчика в тело трубы. Следовательно, улучшение условий резания при работе метчика является основной задачей, которую необходимо решить для обеспечения надежности срабатывания инструмента. Данную задачу решали технологическими методами.

Предложения по совершенствованию технологического процесса изготовления метчика

Наличие весьма твердого, исчерпавшего запас пластичности тонкого слоя на передней поверхности инструмента создает, как показано выше, опасность возникновения хрупкого скола. Для повышения стойкости и работоспособности инструмента предлагается ввести после закалки операцию заточки метчика и последующую упрочняющую обработку поверхностным пластическим деформированием. Заточку метчиков можно производить и по передней, и по задней поверхности. В данном случае заточку следует осуществлять, не снижая прочности зуба инструмента, по передней грани с толщиной снимаемого слоя 0,1 – 0,12 мм (см. рис. 3). Обычно принятая на практике [3] толщина при рассматриваемых в работе диаметральных размерах достигает 0,5 – 0,6 мм.

Известно [4], что упрочнение закаленных сталей со структурой мартенсита даже при незначительных степенях деформации приводит к повышению их прочности. Поставленную на предприятии-изготовителе задачу повышения степени деформации на 20 % решали технологическими методами, а именно обработкой передней грани инструмента микрошариками. Выбор режимов обработки, обеспечивающих требуемое повышение качества поверхности и, как следствие, увеличение ресурса работы метчика, производили по методике, приведенной в работе [5], где за относительную степень пластической деформации принята величина

$$U = \frac{L - d}{d},$$

где L и d – соответственно длина дуги сечения и диаметр пластического отпечатка микрошарика.

С учетом геометрической связи размеров L и d , физико-механических свойств контактируемых тел и скорости соударения формула трансформируется в следующий вид:

$$U = \frac{\pi \cdot \arcsin 2 \cdot \sqrt{k \cdot v \cdot \left(\frac{\gamma}{6gHB}\right)^{0.5}} \cdot \left[1 - k \cdot v \cdot \left(\frac{\gamma}{6gHB}\right)^{0.5}\right]}{360 \cdot \sqrt{k \cdot v \cdot \left(\frac{\gamma}{6gHB}\right)^{0.5}} \cdot \left[1 - k \cdot v \cdot \left(\frac{\gamma}{6gHB}\right)^{0.5}\right]} - 1,$$

где v – скорость полета микрошариков; γ – плотность материала микрошариков; HB – твердость поверхности обрабатываемого материала.

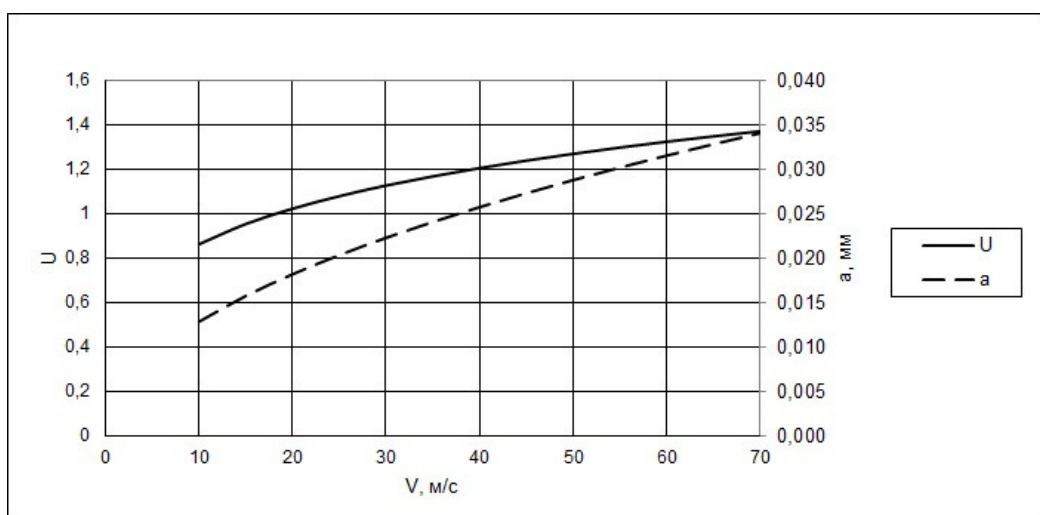
Твердость поверхностей резьбы 60 – 64 HRC эквивалентна твердости по Бриггеллю 627 – 652 HB.

Соответствующую глубину наклепанного слоя находили по формуле

$$a = 3D \sqrt{k \cdot v \cdot \left(\frac{\gamma}{6gHB} \right)^{0.5}},$$

где D – диаметр микрошарика; k – коэффициент, учитывающий влияние многократности ударов на изменение глубины (из экспериментальных данных $k = 1,3 - 1,6$).

Вычисление скорости полета микрошарика исходя из заданной степени пластической деформации $U = 1,2$ производилось решением в Microsoft Excel. Графики зависимостей степени относительной пластической деформации U и глубины наклепанного слоя a от скорости полета микрошариков представлены на рис. 6.



Р и с. 6. Зависимость степени пластической деформации U и глубины наклепанного слоя a от скорости полета микрошариков

Время, минимально необходимое для обеспечения сплошности наклепа поверхности, входящей в ядро распыла дробы, рассчитывается по формуле [5]

$$t = \frac{F}{D R_z N},$$

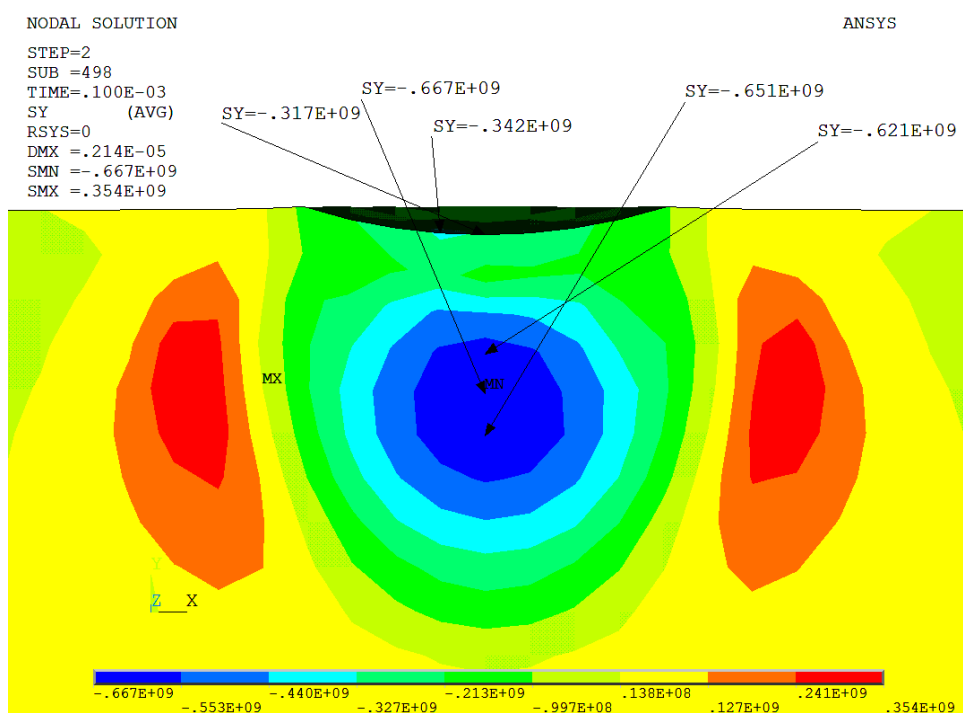
где $F = 5652 \text{ мм}^2$ – площадь поверхности, входящая в ядро распыла дробы; $D = 0,1 \text{ мм}$ – диаметр дробы; $R_z = 20 \text{ мкм}$ – исходная высота микронеровностей; $N = 74 \cdot 10^6 \text{ 1/с}$ – секундный расход микрошариков через сопло.

Расчеты показывают, что достаточно двух секунд, чтобы покрыть требуемую площадь отпечатками.

Определение остаточных напряжений в очаге пластически деформируемого слоя производилось с применением программного пакета ANSYS. При постановке объемной задачи предполагалось, что стальной шарик вдавливается в рабочую грань метчика с заданной скоростью 40 м/с . Считали также, что повторные отпечатки, остающиеся на поверхности другими дробинками, не оказывают заметного влияния на толщину упрочняемого слоя и глубину залегания остаточных напряжений. К материалу линейно упрочняемой поверхности из цементированной стали 12ХН3А применялись и упругие, и пластические свойства. Переходные процессы в системе заканчиваются через 10 микросекунд после столкновения.

В качестве примера на рис. 7 показано распределение остаточных напряжений (в направлении, перпендикулярном к передней поверхности) в поверхностном слое после прямого удара микрошариком диаметром 0,1 мм. На глубине 14 – 18 мкм возникают наибольшие сжимающие остаточные напряжения $\sigma_y = 554 - 667$ МПа, а на дне пластической лунки (на обработанной поверхности) – $\sigma_y = 317 - 342$ МПа, что обеспечивает дополнительное упрочнение материала инструмента.

Аналогичным образом распределены остаточные напряжения сжатия в радиальном и осевом направлениях. На глубине 15 мкм они составляют $\sigma_x = \sigma_z = 1720$ МПа, на поверхности – $\sigma_x = \sigma_z = 566 - 579$ МПа.



Р и с. 7. Остаточные напряжения (МПа)

Итак, для повышения прочности рабочей поверхности метчика необходимо выполнить заточку его передней грани на глубину 0,12 мм, а затем выбрать следующие параметры обработки поверхности микрошариками: диаметр микрошариков – 0,1 мм; скорость их полета – 40 м/с; угол падения микрошариков – от 40° до 90°; минимально необходимое время для обеспечения сплошности наклепа поверхности, входящей в ядро распыла дробы, – 2 с.

Выводы

1. Наибольшие расчетные напряжения, превышающие предел прочности материала, возникают в вершине профиля резьбы метчика в момент его врезания в тело трубы. Пик разрушающих напряжений приходится на глубину 0,1 – 0,12 мм от передней грани инструмента.

2. Разработаны рекомендации по совершенствованию технологического процесса изготовления ловильного метчика, заключающиеся во введении двух дополнительных операций – заточки по передней поверхности на указанную выше глубину и

последующего ее упрочнения микрошариками. Заточка позволяет удалить предельно охрупченный слой и подготовить поверхность под последующую обработку ППД.

3. Обработка микрошариками обеспечивает дополнительное упрочнение материала инструмента за счет формирования в поверхностном слое благоприятных, с эксплуатационной точки зрения, сжимающих остаточных напряжений. Максимальная величина этих напряжений достигает значений 1720 МПа и расположена на глубине 0,15 мм от поверхности. Непосредственно на поверхности формируются остаточные напряжения сжатия величиной до 580 МПа.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Пустовойтенко И.П. Предупреждение и ликвидация аварий в бурении. – М: Недра, 1988. – 279 с.
2. Справочник конструктора-инструментальщика / Под общ. ред. В.И. Баранчикова. – М.: Машиностроение, 1994. – 560 с.
3. Палей М.М. Технология шлифования и заточки режущего инструмента / М.М. Палей, Л.Г. Дибнер, М.Д. Флид. – М.: Машиностроение, 1988. – 288 с.
4. Васильева А.Г. Деформационное упрочнение закаленных конструкционных сталей. – М.: Машиностроение, 1981. – 231 с.
5. Кузнецов Н.Д. Технологические методы повышения надежности деталей машин: Справочник / Н.Д. Кузнецов, В.И. Цейтлин, В.И. Волков. – М.: Машиностроение, 1993. – 304 с.

Статья поступила в редакцию 19 февраля 2013 г.

CONSTRUCTION ANALYSIS AND MANUFACTURE TECHNOLOGY OF FISHING EQUIPMENT

T.A. Shashkina², Y.I. Kurguzov¹, I.E. Adeyanov¹

¹ Samara State Technical University
244, Molodogvardeyskaja st., Samara, 443100

² ЗАО «SibTraidServis»
32, building 208, Zemets st., Samara, 443052

In this paper was developed a physical model of the formation process of a threaded connection, which provides the reliability that is sufficient enough for fixing the fishing tool in the pipe body and the given load capacity for workover, and also a model of the process of surface hardening of thread microbeads. The recommendations to improve the process of manufacture of fishing equipment have been proposed.

Keywords: tap, drill pipe, fishing thread, hardening, microbeads, residual stress.

*Tamara A. Shashkina, Engineer.
Yury I. Kurguzov (Ph.D. (Techn.)), Associate Professor.
Igor E. Adeyanov (Ph.D. (Techn.)), Associate Professor.*