

Машиностроение

УДК 621.757-52, УДК 621.757.06-52

АНАЛИЗ ЗАКЛИНИВАНИЯ ДЕТАЛЕЙ ПРИ СБОРКЕ СОЕДИНЕНИЙ С ГАРАНТИРОВАННЫМ ЗАЗОРОМ

Ю.М. Будников, Е.А. Якубович, С.Д. Шапошников

Самарский государственный технический университет

443100, г. Самара, ул. Молодогвардейская, 244

E-mail: ensave@samgtu.ru

Рассматриваются условия заклинивания деталей при сборке с гарантированным зазором.

Ключевые слова: заклинивание, зазор, сборка, вал.

Явление заклинивания деталей является частой причиной отказа сборочного оборудования и поэтому требует подробного анализа.

При выполнении соединения цилиндрических деталей с гарантированным зазором необходимо расположить их на позиции сборки с максимально возможной точностью, что достигается применением направляющих устройств в виде лотков, призм и т. п. При достаточной величине зазора в соединении и малом угле перекоса осей вал может оказаться частично погруженным во втулку, что характеризуется расположением кромки его цилиндрической поверхности ниже кромки поверхности втулки (рис. 1, а).

При малой величине зазора в соединении вал может занять такое положение относительно ответной детали, при котором часть кромки его сопрягаемой поверхности окажется выше кромки сопрягаемой поверхности втулки (см. рис. 1, б).

В первом случае за счет симметрии сопрягаемых поверхностей вал имеет две точки контакта со втулкой, располагающихся на общей плоскости симметрии деталей, при этом величина угла перекоса осей оказывается в следующих пределах:

$$\gamma \leq \gamma_0 = \arccos \frac{d}{D},$$

где γ – угол перекоса осей;

d – диаметр сопрягаемой поверхности вала;

D – диаметр сопрягаемой поверхности втулки;

γ_0 – максимальный угол перекоса осей, при котором имеет место контакт в двух точках.

Юрий Михайлович Будников (к.т.н., доцент), доцент кафедры «Автоматизация производства и управление транспортными системами».

Ефим Абрамович Якубович (к.т.н., доцент), проректор СамГТУ по международному сотрудничеству.

Сергей Дмитриевич Шапошников (к.т.н.), профессор кафедры «Автоматизация производства и управление транспортными системами».

В точках контакта деталей образуются неудерживающие связи, что позволяет за счет силового воздействия на вал в осевом направлении обеспечивает соединение деталей.

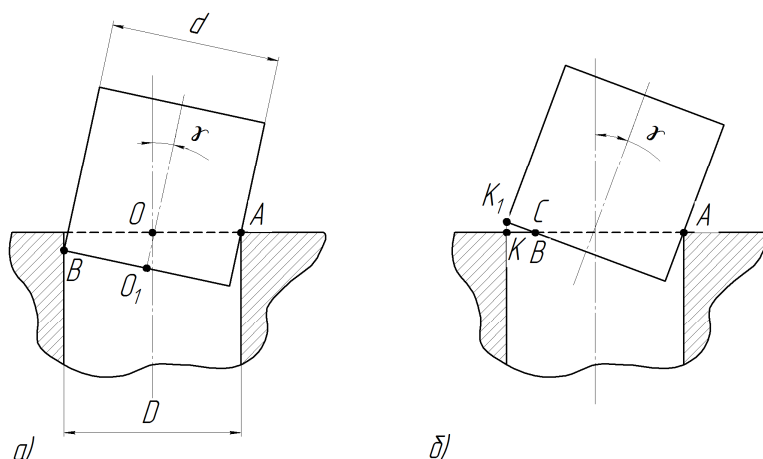


Рис. 1. Положение соединяемых деталей на сборочной позиции

Во втором случае перекося осей соединяемых деталей оказывается большим, чем γ_0 , вал при этом контактирует со втулкой в трех точках: две точки В и С располагаются на пересечении кромок цилиндрических поверхностей на равном расстоянии от общей плоскости симметрии деталей, третья точка А лежит в общей плоскости симметрии на образующей цилиндрической поверхности вала и кромке сопрягаемой

поверхности втулки. Поверхности фасок деталей при этом в контакт не вступают, поэтому в дальнейшем изложении фаски на деталях показываться не будут.

Воздействие на вал в осевом направлении при возникновении контакта деталей в трех точках не обеспечивает соединения деталей, а при достаточно большой величине осевой силы приводит к их заклиниванию.

При расположении вала на кромке отверстия втулки верхняя точка кромки цилиндрической поверхности вала K_1 (см. рис. 1, б) находится на продолжении образующей цилиндра отверстия втулки, центр кромки вала O_1 расположен ниже центра кромки втулки O .

Проекция кромки вала на плоскость торца втулки показана на рис. 2. Участки кромки вала K_1B и K_1C выходят за пределы кромки отверстия втулки, что не позволяет валу погрузиться во втулку.

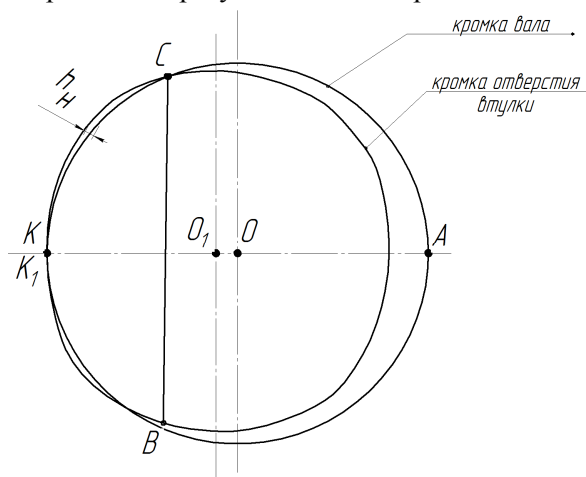


Рис. 2. Положение кромок цилиндрических поверхностей вала и отверстия втулки до заклинивания деталей

Максимальное выступание кромки цилиндра вала за кромку отверстия втулки определяется следующей зависимостью:

$$h_H = \frac{d}{2} \sqrt{1 + \frac{(D - d \cos \gamma)^2}{d^2 \sin^2 \gamma}} - \frac{D}{2}.$$

При $\gamma = \gamma_0$ величина $h_H = 0$.

Силовое воздействие на детали в осевом направлении при трехточечном контакте вызывает напряжения в точках А, В, С.

В точке А имеет место контакт цилиндрической поверхности вала с кромкой отверстия втулки, а в точках В и С вступают в контакт кромки цилиндров вала и отверстия.

В точке А величина силы, действующей на детали, мала, так как мала проекция осевой силы; кроме того, условия контакта детали таковы, что небольшая деформация деталей приводит к значительному возрастанию площади контакта.

В точках В и С осевая сила, действующая на детали, вызывает значительные деформации материала деталей, что оказывается заметным даже при относительно небольших значениях этой силы (например при воздействии только силы тяжести вала). Учитывая условия контактного взаимодействия в точках А, В и С, считаем, что деформация материалов деталей имеет место только в точках В и С, при этом полагаем, что твердость материала вала превышает твердость материала втулки.

Рассмотрим схему относительного положения соединяемых деталей до приложения осевого усилия и после него (рис. 3). Положение вала до нагружения изображено жирными линиями, а после – тонкими. Глубина погружения вала во втулку – h .

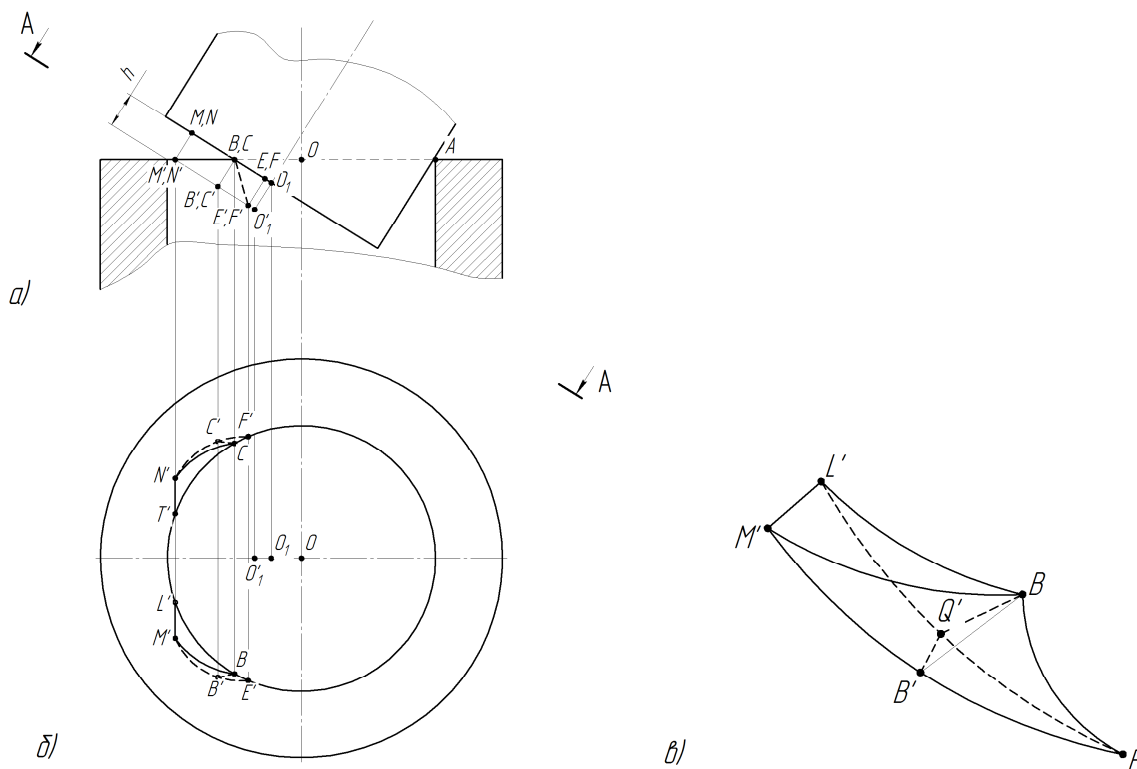


Рис. 3. Положение деталей до и после заклинивания

На рис. 3, а показаны проекции деталей на их общую плоскость симметрии.

На рис. 3, б дан вид торца втулки с зонами деформации, вал условно не показан.

На рис. 3, в показан вытесненный объем материала втулки. Вытесненный объем ограничен следующими линиями:

L'B – часть окружности кромки отверстия втулки;

L'M' – часть хорды окружности кромки вала;

M'B – часть эллипса сечения вала плоскостью торца втулки;

M'B'E' – часть окружности кромки цилиндра вала;

L'Q'E' – часть эллипса сечения цилиндра отверстия плоскостью, в которой лежит кромка цилиндра вала;

BB' – часть образующей цилиндра вала;

BE' – линия пересечения цилиндров вала и отверстия.

Поверхности, ограничивающие этот объем:

L'M'B – плоскость торца втулки;

L'M'B'E'Q' – плоскость торца вала;

L'BE'Q' – цилиндр отверстия втулки;

M'BE'B' – цилиндр сопрягаемой поверхности вала.

Часть вытесненного объема L'M'BB'Q' сминается торцом вала. Другая часть вытесненного объема BB'Q'E' имеет форму клина с малыми углами подъема. В этой части возникают как пластические, так и упругие деформации. Между соединяемыми деталями как бы вдавливаются острый клин, который за счет упругой деформации создает контактные напряжения, являющиеся причиной заклинивания деталей, которое создает сопротивление при относительном движении деталей.

Для того чтобы получить представление о роли клинового участка зоны деформации, найдем величины углов, образуемых касательными к линиям, ограничивающим этот участок при заданной величине угла γ .

Эти углы определим по двум взаимоперпендикулярным направлениям: в плоскости, проходящий через точки В и С параллельно оси вала (рис. 4, а), и в плоскости торца вала (рис. 4, б).

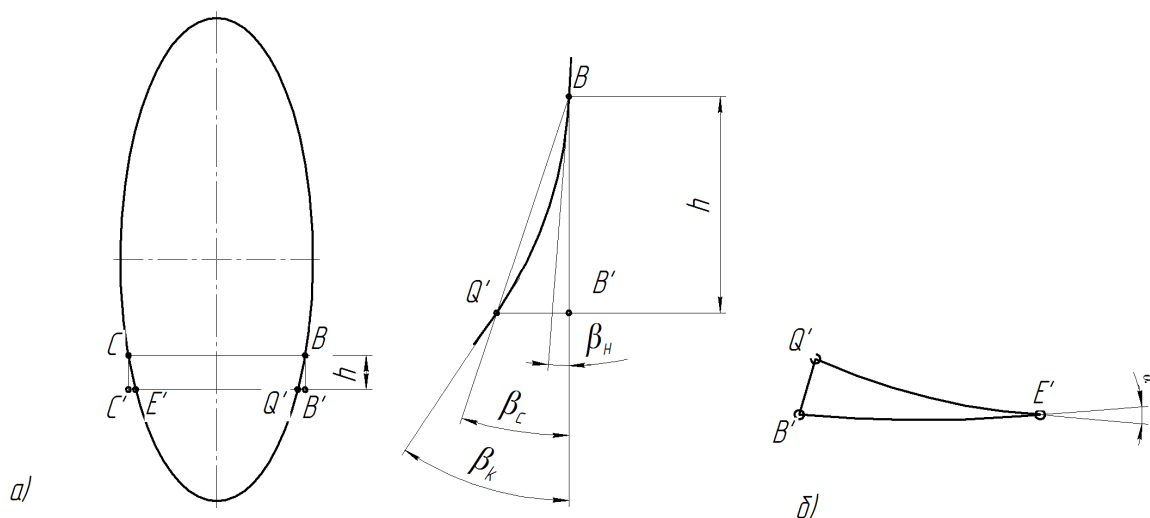


Рис. 4. Определение углов клина

В первом случае сечение клинового участка представляет собой фигуру Q'BV', ограниченную линиями, описанными выше. Для характеристики геометрии клина находим значения трех углов β_n , β_k , β_c в зависимости от угла γ :

$$\beta_H = \arctg \frac{(U - \frac{U}{2}) * \sin \gamma}{\sqrt{U(D - U)}},$$

$$\text{где } U = \frac{D - d \cos \gamma}{\sin^2 \gamma};$$

$$\beta_k = \arctg \frac{(U - \frac{U}{2} + h * \sin \gamma) * \sin \gamma}{\sqrt{(\frac{D}{2})^2 - (U - \frac{D}{2} + h * \sin \gamma)^2}};$$

$$\beta_c = \arctg \frac{\sqrt{U(D - U)} - \sqrt{(\frac{D}{2})^2 - (U - \frac{D}{2} + h * \sin \gamma)^2}}{h}.$$

Угол клинового участка в плоскости торца вала определяем как угол между касательными к окружности кромки цилиндрической поверхности вала и к эллипсу, являющемуся линией пересечения цилиндрической поверхности втулки плоскостью торца вала (рис. 4, б):

$$\alpha = \arctg \left[-\cos^2 \gamma \frac{X - L}{\sqrt{(\frac{d}{2} - x)(\frac{d}{2} + x)}} \right] - \arctg \left[-\frac{x}{\sqrt{(\frac{d}{2} - x)(\frac{d}{2} + x)}} \right];$$

$$L = \frac{D}{2 \cos \gamma} - \frac{d}{2} + h * \tg \gamma$$

$$X = \frac{-l + \frac{1}{\cos \gamma} \sqrt{l^2 - \tg^2 \gamma \left[(\frac{D}{2})^2 - (\frac{d}{2})^2 \right]}}{\tg^2 \gamma}.$$

Для того чтобы получить представление о величинах этих углов, приводим их значения для деталей, у которых:

$$D = 20 \text{ мм}, d = 19,98 \text{ мм}, \gamma = 5^\circ, h = 1 \text{ мм};$$

$$\beta_H = 0,67^\circ; \beta_K = 0,686^\circ; \beta_C = 0,683^\circ; \alpha = 0,4357^\circ.$$

Приведенные данные показывают, что углы, характеризующие геометрию клина, возникающего между соединяемыми деталями, в несколько раз меньше, чем угол перекоса осей этих деталей.

Для проверки правильности теоретической картины явления заклинивания деталей при их соединении и сравнения силы, вызывающей заклинивание, с силой, необходимой для разъединения деталей, было проведено экспериментальное исследование.

Суть эксперимента заключалась в том, что вал устанавливался на трех точках в отверстие втулки с определенным углом перекоса осей γ . Втулка при этом была жестко закреплена. В направлении оси вала прикладывалась сила P_c , которая вдавливала вал во втулку. Вал при этом не изменял своего углового положения относительно втулки. После достижения определенной величины силы P_c нагрузка снималась, а

вал вытягивался из втулки. Сила сопротивления этому движению P_3 измерялась. При каждом новом опыте точки контакта деталей менялись. Вал был изготовлен из стали 45, термически обработан до твердости HR_c 35...40. Втулка изготовлена из стали 20 без термической обработки.

Зазор в соединении составлял величину 0,02 мм, номинальный диаметр – 40 мм.

Явление заклинивания исследовалось при разных углах γ – от 2 до 10°.

Результаты эксперимента представлены на графике (рис. 5).

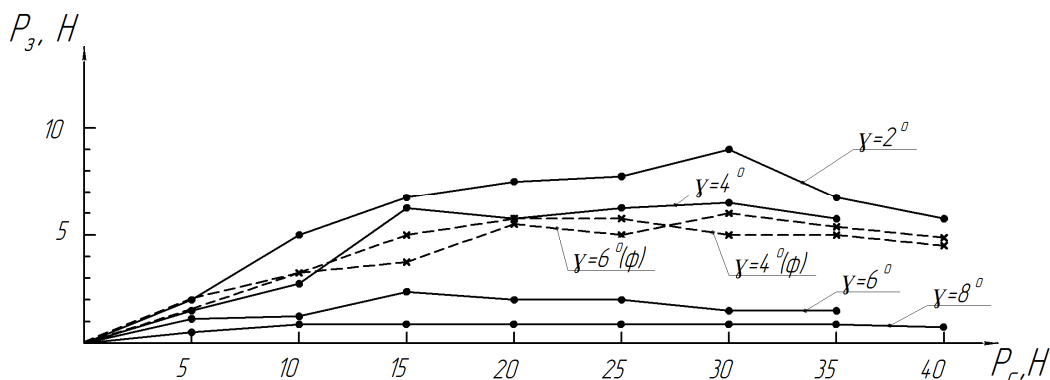


Рис. 5. Зависимость P_3 от P_c :
 - - - - детали с фасками; — детали без фасок

Анализ результатов экспериментального исследования позволяет сделать следующие выводы.

1. С возрастанием P_c сила P_3 растет до некоторого значения, а затем незначительно падает. Максимальные значения P_3 наблюдались при значениях $P_c = 20 - 40$ Н.

2. Величина силы P_3 при одних и тех же значениях P_c зависит от угла перекоса осей соединяемых деталей. С уменьшением угла γ сила P_3 возрастает. При $\gamma = 10^\circ$ заклинивание вала не наблюдалось.

3. Максимальное значение силы P_3 составляло $10 \div 30$ % от силы P_c .

4. Эксперименты, выполненные с другими материалами, из которых изготавливались образцы деталей, давали разные соотношения P_c и P_3 .

5. Наличие фасок на образцах деталей показало, что значения силы P_3 при одинаковых значениях P_c оказались несколько выше по сравнению с образцами без фасок.

Знание механизма заклинивания деталей при сборке позволяет учитывать его при проектировании автоматизированного сборочного оборудования.

Общие рекомендации, которые можно при этом дать, состоят в следующем:

- усилие, поджимающее детали друг к другу в процессе соединения, должно быть минимальным, а при соединении деталей большего веса сила тяжести, возможно, частично должна компенсироваться;

- усилие поджима деталей при выполнении соединения должно изменяться плавно; ускорения, толчки и удары недопустимы, так как могут привести к заклиниванию и соединение окажется невозможным;

- в процессе соединения детали по возможности должны постоянно менять точки контакта, что позволит избежать больших пластических деформаций в зонах кон-

такта и возрастания эффекта заклинивания;

– целесообразно оснащать сборочные устройства средствами контроля осевого усилия и в случае его резкого возрастания снижать или убирать на какое-то время силовое воздействие, после чего повторять попытку соединить детали.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Черняховская Л.Б. Анализ процесса совмещения цилиндрических деталей с гарантированным зазором // Автоматизация сборочных процессов. – Рига: Риж. политехн. ин-т, 1981. – С. 29-38.
2. Черняховская Л.Б. Математическая модель процесса совмещения цилиндрических деталей // Высокие технологии в машиностроении: Мат-лы Всеросс. науч.-техн. интернет-конф. с международн. участием. – Самара: Самар. гос. техн. ун-т, 2010. – С. 178-180.

Статья поступила в редакцию 3 мая 2012 г.

THE PHENOMENON OF PART WEDGING IN ASSEMBLY OF ASSURED GAP JOINTS

J.M. Budnikov, E.A. Yakubovich, S.D. Shaposhnikov

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

In the article the conditions of part wedging in assembly of assured gap joints are investigated.

Keywords: *wedging, gap, assembling, billow.*

*Jury M. Budnikov (Ph.D. (Techn.)), Associate Professor.
Efim A. Yakubovich (Ph.D. (Techn.)), Associate Professor.
Sergey D. Shaposhnikov (Ph.D. (Techn.)), Associate Professor.*

СИЛОВОЙ АНАЛИЗ И ОЦЕНКА НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ УСОВЕРШЕНСТВОВАННОГО РАССУХАРИВАТЕЛЯ КЛАПАНОВ

Д.А. Горбунков¹, А.Г. Ковшов², И.В. Щеголихин²

¹ ООО «Научно-производственная фирма «МЕТА»
443350, г. Жигулевск, Самарская обл., ул. Марквашинская, 55А

² Самарский государственный технический университет
443110, г. Самара, ул. Молодогвардейская, 244

Приведены результаты силового анализа и расчетов на прочность основных элементов рычажной системы усовершенствованного рассухаривателя клапанов двигателя внутреннего сгорания (ДВС) со встроенной в упорное кольцо магнитной ловушкой расклиненных сухарей. Дана оценка напряженно-деформированного состояния стенок упорного кольца.

Ключевые слова: способ, технология, рассухариватель клапанов, сухари, магнит, монтаж, демонтаж, деформация, напряжение.

Расширение функциональных возможностей, усложнение конструкции автомобиля в целом и отдельных его узлов и агрегатов ведут к увеличению сложности и трудоемкости проведения ремонтных работ при использовании стандартного оборудования. Так, например, в общую трудоемкость базовых технологических процессов разборки и сборки головки цилиндров шестнадцатиклапанного двигателя ВАЗ-2112 наибольшую долю трудоемкости и утомляемости рабочих вносят ручные операции, переходы рассухаривания (при демонтаже), засухаривания (при монтаже) клапанов и транспортировка сухарей в глубоких и тесных по конструкции клапанных каналах с необходимостью использования для этих целей дополнительных подручных средств: отверток, пинцетов и пр.

С целью снижения трудоемкости и повышения эффективности ремонта головки цилиндров ДВС предложен новый способ и усовершенствованное устройство для демонтажа и монтажа клапанов [1, 2, 3, 4]. В основу нового способа заложены принципы улавливания, ориентирования и удерживания сухарей при их транспортировке в клапанных каналах магнитоэстатическим полем магнитной ловушки, размещенной в осевом отверстии упорного кольца усовершенствованного рассухаривателя.

Способ осуществляется с помощью нажимного устройства (рис. 1, а), содержащего опору 1, рычаг 2, нажимной элемент 3 с упорным кольцом 4. В упорном кольце (рис. 1, б) выполнено осевое отверстие 5 в виде перевернутого усеченного конуса, в стенках кольца установлены магниты 6 для улавливания, ориентирования и удерживания сухарей при их расклинивании после нажима упорного кольца на тарелку 7 пружины. Устройство снабжено механизмом толкателя 8, включающим цилиндрический толкатель, направляющую толкателя и возвратную пружину.

Технологические процессы монтажа и демонтажа сухарей клапана с помощью усовершенствованного рассухаривателя включают следующие операции и переходы.

Дмитрий Александрович Горбунков, инженер.

Анатолий Гаврилович Ковшов (к.т.н., доцент), доцент кафедры «Нанотехнологии в машиностроении».

Иван Владимирович Щеголихин, инженер.

При монтаже – установка сухарей на магниты в отверстие упорного кольца; транспортировка сухарей вместе с упорным кольцом в клапанный канал, совмещенная с процессом сжатия пружин клапана; выталкивание сухарей из отверстия упорного кольца в зазор между стержнем и тарелкой пружины с помощью толкателя; автоматическое заклинивание сухарей при ослаблении нажима на пружины клапана; удаление нажимного элемента из клапанного канала.

При демонтаже – установка упорного кольца нажимного элемента на тарелку пружины; автоматическое расклинивание, улавливание магнитами и ориентирование сухарей в осевом отверстии упорного кольца, совмещенные с процессом сжатия пружин клапана; транспортировка расклиненных сухарей вместе с упорным кольцом из клапанного канала; выталкивание сухарей из отверстия упорного кольца с помощью толкателя.

В процессе проектирования и создания опытного образца усовершенствованного рассухаривателя произведен его силовой анализ, определены усилия в стержнях, реактивные силы и моменты, произведены расчеты на прочность основных элементов рычажной системы. Схема действия сил и моментов на элементы устройства при сжатии пружин силой P приведена на рис. 1. Совместным решением уравнений проекций сил на оси координат и моментов сил относительно опорных точек получили следующие расчетные зависимости.

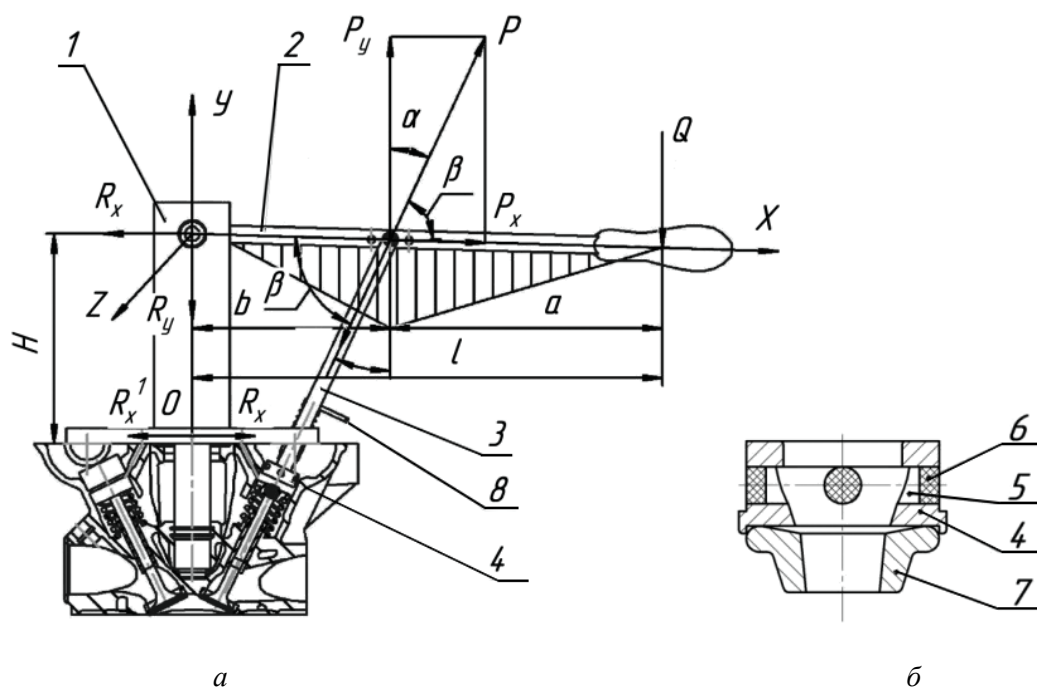


Рис. 1. Схема действия сил (а) на элементы усовершенствованного рассухаривателя и схема контакта (б) упорного кольца и тарелки пружины клапана:

- 1 – опорные штанги с перекладной; 2 – рычаг; 3 – нажимной элемент; 4 – упорное кольцо;
5 – осевое отверстие; 6 – магниты; 7 – тарелка пружин; 8 – толкатель

Проекция силы P на оси координат:

$$\begin{aligned} P_x &= P \cdot \cos \beta, \\ P_y &= P \cdot \sin \beta. \end{aligned} \quad (1)$$

Усилие нажима на рукоятку нажимного рычага устройства:

$$Q = \frac{P \cdot b \cdot \sin \beta}{l}, \quad b = l - a. \quad (2)$$

Реакции в опоре «нажимной рычаг – переключатель»:

$$\begin{aligned} R_x &= P \cdot \cos \beta, \\ R_y &= \frac{P \cdot a \cdot \sin \beta}{l}, \quad a = l - b. \end{aligned} \quad (3)$$

Сила сдвига опорных штанг:

$$R_X^1 = R_X = P \cdot \cos \beta. \quad (4)$$

Изгибающий момент, действующий на опорные штанги:

$$M_Z = R_X \cdot H = P \cdot H \cdot \cos \beta. \quad (5)$$

Изгибающий момент в произвольном сечении нажимного рычага:

$$\begin{aligned} M_y &= -\frac{P \cdot a \cdot x \cdot \sin \beta}{l}, \quad 0 \leq x \leq b; \\ M_y &= -\frac{P \cdot b \cdot \sin \beta}{l} (b + a - x), \quad b \leq x \leq (b + a); \end{aligned} \quad (6)$$

$$M_{y \max} = Q \cdot a = \frac{P \cdot a \cdot b \cdot \sin \beta}{l}.$$

Размеры поперечного сечения нажимного рычага определяются из условия прочности на изгиб как

$$\sigma_{из} = \frac{M_{y \max}}{W_y} \leq [\sigma_{из}], \quad (7)$$

где $W_y = b_1^3 / 6$ – момент сопротивления при изгибе рычага квадратного сечения со стороной b_1 .

Подставляя $M_{y \max}$ из выражения (6) и решая равенство (7) относительно b_1 , получаем

$$b_1 = \sqrt[3]{\frac{6 \cdot P \cdot a \cdot b \cdot \sin \beta}{l \cdot [\sigma_{из}]}}. \quad (8)$$

Размеры поперечного сечения переключателя определяются из условия прочности на изгиб при максимальном изгибающем моменте

$$M_{x,y} = \frac{R \cdot B}{4}, \quad (9)$$

где реакция $R = \sqrt{R_x^2 + R_y^2}$, B – длина перекладины.

Момент сопротивления кольцевого сечения (трубы) перекладины при изгибе

$$W_{x,y} = \frac{\pi d^3}{32} (1 - c^4) = 0,1 \cdot d^3 \cdot (1 - c^4), \quad (10)$$

где $c = d_1/d$; d_1 – внутренний диаметр трубы, d – наружный диаметр трубы.

Напряжение изгиба

$$\sigma_{из} = \frac{M_{x,y}}{W_{x,y}} \leq [\sigma_{из}]. \quad (11)$$

Подставив (9), (10), (3) в выражение (11) и сделав преобразования при $c = 0,8$, получим

$$d \cong \sqrt[3]{\frac{\sqrt{(P \cdot \cos \beta)^2 + \left(\frac{P \cdot a \cdot \sin \beta}{l} \right)^2} \cdot B}{0,24 \cdot [\sigma_{из}]}.$$

Оценка величины действующих сил и моментов, а также расчеты на прочность основных элементов устройства для монтажа и демонтажа клапанов ДВС проведены при следующих исходных данных (см. рис. 1, а): $H = 165$ мм; $b = 155$ мм; $a = 220$ мм; $l = 375$ мм; $\beta = 60^\circ$; длина перекладины (трубы) $B = 400$ мм, материал – сталь Ст3 по ГОСТ 535-88, допускаемые напряжения на изгиб $[\sigma_{из}] = 150$ МПа; наибольшее усилие сжатия пружин клапана двигателя ВАЗ по данным АвтоВАЗа [5] $P = 760$ Н.

Расчетное усилие на рукоятке нажимного рычага составило $Q = 270$ Н. Поперечное сечение нажимного рычага – квадрат со стороной $b_1 = 14$ мм, перекладины – труба с наружным диаметром $d = 20$ мм и внутренним диаметром $d_1 = 16$ мм.

Аналогично проведены расчеты на прочность и определены поперечные сечения стержней остальных элементов устройства.

Целью моделирования процесса контактного взаимодействия упорного кольца и тарелки пружин клапана (см. рис. 1, б) и анализа напряженно-деформированного состояния упорного кольца методом конечных элементов была оценка величины и характера распространения напряжений и деформаций, а также выявление недопустимых напряжений и мест их концентрации. Исходные данные для моделирования и анализа приведены на рис. 2. Для ускорения расчетов упорное кольцо изображено с учетом величины зоны деформации в допустимо упрощенном виде.

Последовательность решения включала моделирование и анализ процесса контактного взаимодействия упорного кольца и тарелки пружин клапана при нагрузке $P = 760$ Н.

1. Задание размерных параметров (см. рис. 2) и свойств материалов деталей (материал тарелки клапана – чугун легированный ЧН 19ЧШ по ГОСТ 7769-82, материал упорного кольца – Ст 35 по ГОСТ 1050-88).

2. Выбор типа элемента для двумерного типа анализа.

3. Построение модели (2D) и ее разбиение на конечные элементы.

4. Создание контакта «упорное кольцо – тарелка пружин клапана» и задание направления реакций контакта.
5. Закрепление по осям x и y тарелки пружин и задание давления на упорное кольцо.
6. Запуск на решение и оценку сходимости решения.

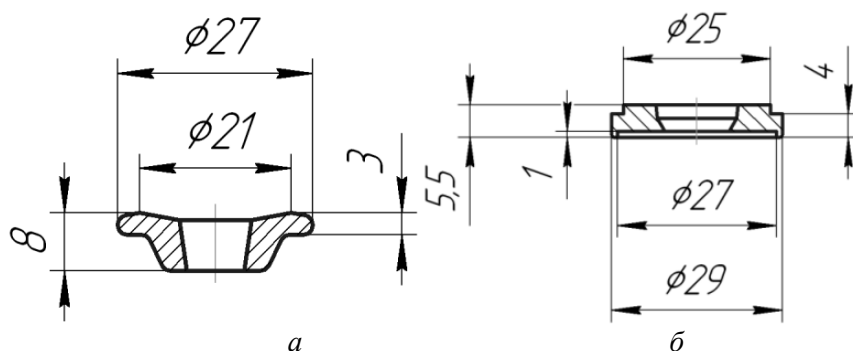


Рис. 2. Исходные данные для моделирования контакта тарелки пружин (а) и упорного кольца (б)

Результаты расчетов деформации и напряжения от действия силы нажатия упорного кольца рассухаривателя на тарелку пружин представлялись в графическом виде.

По результатам расчетов напряжение по Мизису в точке концентрации напряжений МХ составило 9461 Па, а максимальное контактное напряжение $MX = 14643$ Па. Таким образом, расчетные напряжения не превышают предела прочности материалов, поэтому нет необходимости вносить изменения в конструкцию упорного кольца.

Исходя из полученных результатов проведенного силового анализа и оценки напряженно-деформированного состояния рычажной системы усовершенствованного рассухаривателя клапанов ДВС можно сделать вывод, что новое устройство построено на принципах оптимизации приложения статических нагрузок, обеспечивающих приемлемые размерные параметры, безопасность и эффективность в эксплуатации, и может найти применение в ремонтной практике.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Патент 2393079 C2 RU МПК B25B27/24. Способ монтажа и демонтажа клапанов двигателя внутреннего сгорания и устройство для его осуществления / Д.А. Горбунков, А.Г. Ковшов (РФ). № 2008128248/02; заявл 10.07.2008; опубл 27.06.2010, бюл. 18.
2. Горбунков Д.А., Ковшов А.Г., Родионов В.А. Кинематика сухарей клапана двигателя внутреннего сгорания в магнитостатическом поле рабочего органа рассухаривателя // Актуальные проблемы автотранспортного комплекса: Межвуз. сб. науч. статей. – Самара: Самар. гос. техн. ун-т, 2010. – 238 с. – С. 12-17.
3. Горбунков Д.А., Ковшов А.Г., Носов Н.В. Разработка технологии монтажа-демонтажа сухарей клапанов двигателя внутреннего сгорания в магнитостатическом поле рабочего органа рассухаривателя // Вестник Самар. гос. техн. ун-та. Сер. Технические науки. № 7(28), декабрь. – Самара: СамГТУ, 2010. – С. 79-85.
4. Горбунков Д.А., Ковшов А.Г., Щеголихин И.В. Эффективная технология монтажа-демонтажа сухарей клапанов двигателя внутреннего сгорания и новое устройство для ее реализации //

- Актуальные проблемы автотранспортного комплекса: Межвуз. сб. науч. статей. – Самара: Самар. гос. техн. ун-т, 2011. – 300 с. – С. 21-27.
5. *Косарев С.Н., Козлов П.Л.* Автомобили ВАЗ-2110, 2111, 2112. Руководство по техническому обслуживанию и ремонту. – М.: За рулем, 2006. – 200 с.

Статья поступила в редакцию 10 мая 2012 г.

THE POWER ANALYSIS AND ESTIMATION OF THE STRESSEDLY-DEFORMED CONDITION OF ELEMENTS OF THE IMPROVED VALVES EXTRACTOR

D.A. Gorbunkov¹, A.G. Kovshov², I.V. ShChegolihin²

¹ Ltd «Meta»
55A, Markvashinskaya st., Zhigulevsk., Samara region, 443350

² Samara State Technical University
244, Molodogvardeyskaya st., Samara, 443110

The results of the power analysis and durability calculations for the basic lever system elements of the improved device for valve keeper removing in an internal combustion engine with the bearing ring magnetic trap for wedged valve keepers are given. The stress-strain state of the bearing ring walls is estimated.

Keywords: *method, technology, device for installation-dismantle of valves, crackers, a magnet, installation, dismantle, deformation, pressure.*

Dmitry A. Gorbunkov, Engineer.
Anatoly G. Kovshov (Ph.D. (Techn.)), Associate Professor.
Ivan V. Shchegolihin, Engineer.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ОПОРЫ КАЧЕНИЯ ПРИ КОНЕЧНО-ЭЛЕМЕНТНОМ АНАЛИЗЕ ШПИНДЕЛЬНЫХ УЗЛОВ МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКОВ

А.Ф. Денисенко, М.В. Якимов

Самарский государственный технический университет
443100, г. Самара, ул. Молодогвардейская, 244
E-mail: ask@samgtu.ru

Представлена методика моделирования опоры качения в виде сплошного кольца с упругими свойствами, идентичными упругим свойствам реального подшипника. Рассматривается последовательность выбора свойств материала сплошного кольца для моделирования упругих характеристик на примере роликового двухрядного конического подшипника 4-697713Л.

Ключевые слова: динамический анализ, шпиндельный узел, опора качения, упругие характеристики, полный факторный эксперимент, полином, ортотропный материал.

Определение динамических характеристик шпиндельных узлов металлорежущих станков является важным аспектом при проектировании новых конструкций шпиндельных узлов. На этапе проектирования одним из вариантов оценки собственных частот и форм колебаний шпиндельного узла является использование пакета Ansys Workbench, основанного на методе конечных элементов. Но при этом возникает проблема моделирования упругих свойств опор качения.

Как известно, упругие свойства опоры качения определяются податливостью следующих соединений: наружное кольцо – корпус, тела качения – наружное кольцо, внутреннее кольцо – тела качения, вал – внутреннее кольцо; податливостью наружного и внутреннего колец и тел качения. Моделирование опоры качения на основе вышеперечисленных податливостей при динамическом анализе в Ansys Workbench в этом случае не представляется возможным, т. к. контактные взаимодействия не учитываются. Это приводит к необходимости искать другие подходы при моделировании упругих свойств опоры качения. Одним из таких подходов является моделирование подшипника в виде сплошного кольца, обладающего упругими свойствами, идентичными упругим свойствам реального подшипника.

Таким образом, цель данной работы – разработка методики моделирования опоры качения посредством целого сплошного кольца, упругие свойства которого совпадают с упругими свойствами опоры качения.

Поскольку в опоре необходимо учитывать одновременно радиальную и осевую жесткость, которые, как правило, существенно отличаются, то для сплошного кольца это возможно только путем использования в модели материала с ортотропными свойствами. При использовании такого материала при конечно-элементном моделировании необходимо задавать шесть независимых характеристик: три модуля Юнга и три модуля сдвига, подбор которых методом простого перебора требует существенных затрат времени.

Александр Федорович Денисенко (д.т.н., профессор), заведующий кафедрой «Автомобили и станочные комплексы».

Михаил Владимирович Якимов, ассистент кафедры «Автомобили и станочные комплексы».

В связи с этим на первом этапе выбора свойств материала сплошного кольца необходимо разработать модель, определяющую упругие перемещения в материале кольца в зависимости от указанных выше шести независимых характеристик. В качестве такой модели может быть использован полином, полученный при полном факторном эксперименте. Был выбран двухуровневый полный шестифакторный эксперимент с одинаковыми диапазонами варьирования факторов. Диапазоны, верхний и нижний уровни принимались одинаковыми для всех факторов и определялись в ходе предварительных численных экспериментов по минимальному значению при сходимости матрицы жесткости. Проведение полного факторного эксперимента дает возможность получить полиномы перемещений в кольце для радиального и осевого направления. Общий вид полинома:

$$y = b_0 + b_1x_1 + b_2x_2 + b_3x_3 + b_4x_4 + b_5x_5 + b_6x_6 + b_{12}x_1x_2 + b_{13}x_1x_3 + b_{14}x_1x_4 + b_{15}x_1x_5 + b_{16}x_1x_6 + b_{23}x_2x_3 + b_{24}x_2x_4 + b_{25}x_2x_5 + b_{26}x_2x_6 + b_{34}x_3x_4 + b_{35}x_3x_5 + b_{36}x_3x_6 + b_{45}x_4x_5 + b_{46}x_4x_6 + b_{56}x_5x_6 + b_{123}x_1x_2x_3 + b_{134}x_1x_3x_4 + b_{145}x_1x_4x_5 + b_{156}x_1x_5x_6 + b_{124}x_1x_2x_4 + b_{125}x_1x_2x_5 + b_{126}x_1x_2x_6 + b_{135}x_1x_3x_5 + b_{136}x_1x_3x_6 + b_{146}x_1x_4x_6 + b_{234}x_2x_3x_4 + b_{245}x_2x_4x_5 + b_{236}x_2x_3x_6 + b_{246}x_2x_4x_6 + b_{256}x_2x_5x_6 + b_{345}x_3x_4x_5 + b_{346}x_3x_4x_6 + b_{456}x_4x_5x_6 + b_{523}x_5x_2x_3 + b_{653}x_6x_5x_3 + b_{1234}x_1x_2x_3x_4 + b_{2345}x_2x_3x_4x_5 + b_{3456}x_3x_4x_5x_6 + b_{1345}x_1x_3x_4x_5 + b_{1346}x_1x_3x_4x_6 + b_{1456}x_1x_4x_5x_6 + b_{2456}x_2x_4x_5x_6 + b_{2356}x_2x_3x_5x_6 + b_{2346}x_2x_3x_4x_6 + b_{3156}x_3x_1x_5x_6 + b_{1235}x_1x_2x_3x_5 + b_{1236}x_1x_2x_3x_6 + b_{2156}x_2x_1x_5x_6 + b_{1246}x_1x_2x_4x_6 + b_{1245}x_1x_2x_4x_5 + b_{12345}x_1x_2x_3x_4x_5 + b_{23456}x_2x_3x_4x_5x_6 + b_{34561}x_3x_4x_5x_6x_1 + b_{12456}x_1x_2x_4x_5x_6 + b_{12356}x_1x_2x_3x_5x_6 + b_{12346}x_1x_2x_3x_4x_6 + b_{123456}x_1x_2x_3x_4x_5x_6$$

Окончательный выбор упругих характеристик материала кольца производится путем сравнения значений упругих перемещений подшипника, рассчитанных по литературным источникам или полученных экспериментально, со значениями, определенными по полиному. Производится корректировка факторов в пределах диапазона варьирования с целью совпадения (с требуемой точностью) расчетных и полиномиальных значений перемещений.

Покажем на примере роликового двухрядного конического подшипника с буртом на наружном кольце 4-697713Л, нагруженного последовательно силой 100 Н в радиальном и осевом направлении, методику выбора характеристик математической модели (табл. 1).

Таблица 1

Исходные данные полного факторного эксперимента

Варьируемые факторы		Нулевой уровень	Интервал варьирования	Верхний уровень	Нижний уровень
Модуль Юнга $E_x (x_1)$	Натуральное значение, Па	$1,3 \cdot 10^9$	$7 \cdot 10^8$	$2 \cdot 10^9$	$6 \cdot 10^8$
	Кодированное значение	0	1	1	-1
Модуль Юнга $E_y (x_2)$	Натуральное значение, Па	$1,3 \cdot 10^9$	$7 \cdot 10^8$	$2 \cdot 10^9$	$6 \cdot 10^8$
	Кодированное значение	0	1	1	-1
Модуль Юнга $E_z (x_3)$	Натуральное значение, Па	$1,3 \cdot 10^9$	$7 \cdot 10^8$	$2 \cdot 10^9$	$6 \cdot 10^8$
	Кодированное значение	0	1	1	-1
Модуль сдвига $G_{xy} (x_4)$	Натуральное значение, Па	$1,3 \cdot 10^9$	$7 \cdot 10^8$	$2 \cdot 10^9$	$6 \cdot 10^8$
	Кодированное значение	0	1	1	-1
Модуль	Натуральное значение, Па	$1,3 \cdot 10^9$	$7 \cdot 10^8$	$2 \cdot 10^9$	$6 \cdot 10^8$

сдвига $G_{yz} (x_5)$	Кодированное значение	0	1	1	-1
Модуль сдвига $G_{xz} (x_6)$	Натуральное значение, Па	$1,3 \cdot 10^9$	$7 \cdot 10^8$	$2 \cdot 10^9$	$6 \cdot 10^8$
	Кодированное значение	0	1	1	-1

Данный тип подшипника используется в передней опоре шпиндельных узлов станков модели 16Б16П и 16Б16Т1 Средневожского станкозавода.

На рис. 1 представлены чертеж и объемная геометрическая модель сплошного кольца и вала. Геометрические размеры кольца соответствуют габаритным размерам реальной подшипниковой опоры данного типоразмера. Материал вала – изотропный, $E = 2 \cdot 10^{11}$ Па, $\mu = 0,3$, материал кольца – ортотропный, $\mu = 0,3$, модули Юнга E_x , E_y , E_z и модули сдвига G_{xy} , G_{yz} , G_{xz} – варьируемые в пределах указанных в табл. 1 диапазонов.

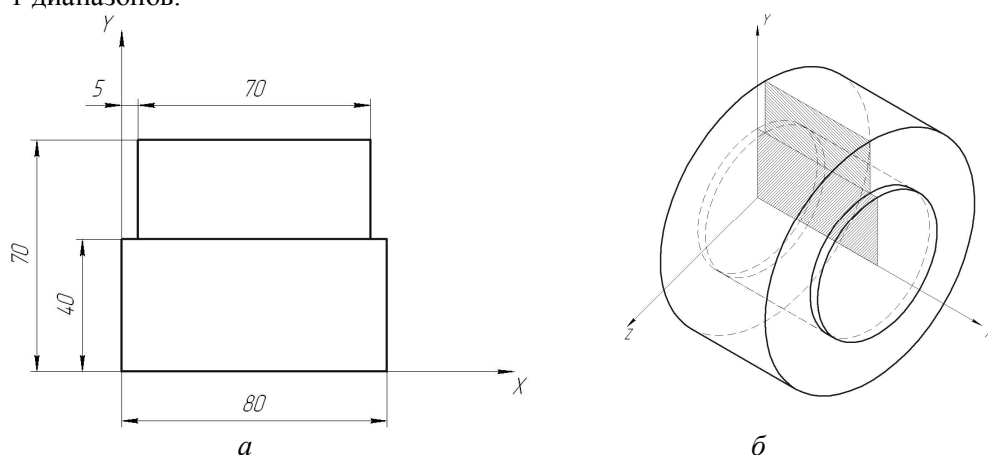


Рис. 1. Геометрическая модель

Геометрическая модель разбивалась на конечные элементы размером 0,008 м (рис. 2).

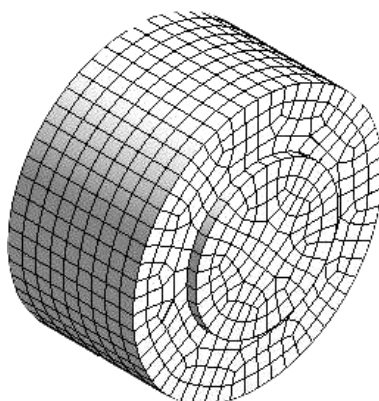


Рис. 2. Конечно-элементная модель опоры качения

Наружной поверхности кольца запрещались перемещения по всем трем координатам. Нагрузка величиной 100 Н прикладывалась симметрично к обоим торцам вала сначала в радиальном (рис. 3, а), потом в осевом (рис. 3, б) направлении.

Упругие свойства кольца оценивались по максимальным перемещениям в радиальном и осевом направлениях.

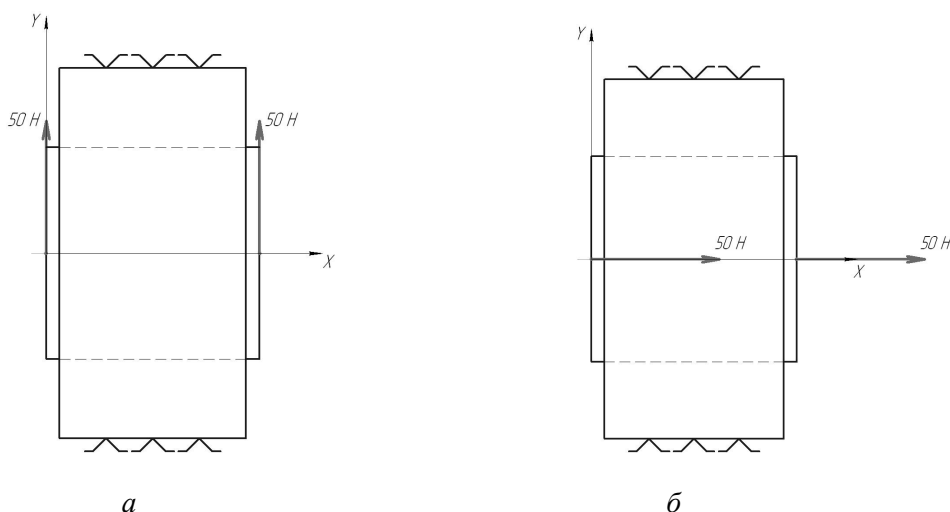


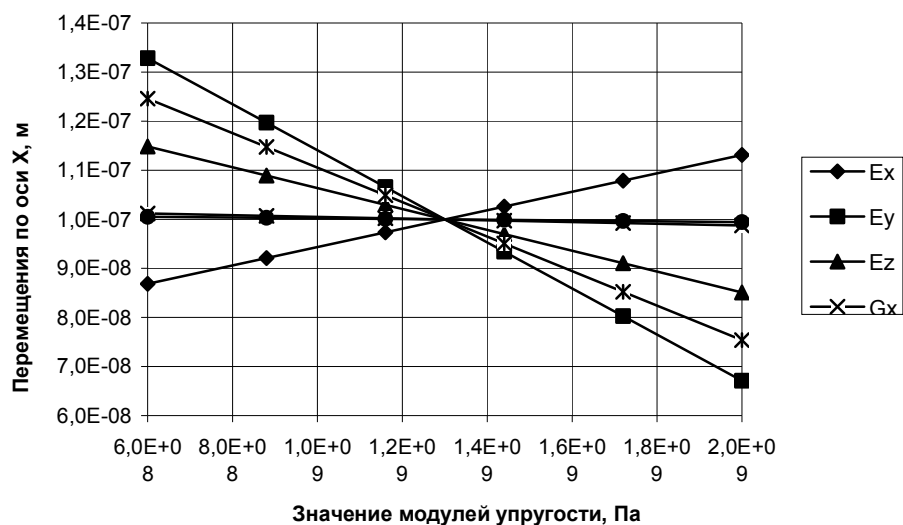
Рис. 3. Расчетные схемы для оценки радиальной (а) и осевой (б) деформаций опоры качения

По результатам численного эксперимента построены полиномы, позволяющие вычислить перемещения вала относительно закрепленной наружной поверхности кольца при действии нагрузки как в радиальном, так и в осевом направлении (т. е. упругие деформации кольца).

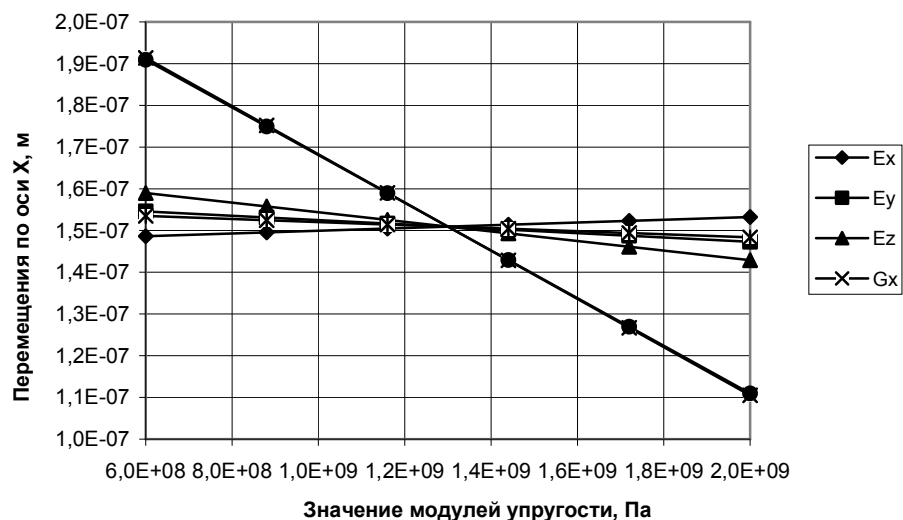
Анализ полученных полиномов показал, что значимость учитываемых факторов существенно отличается. Для проведения ранжирования факторов в полином подставлялись кодированные значения шести факторов. Причем значения одного из факторов варьировались во всем диапазоне, а величины пяти других факторов принимались равными нулевому уровню. По результатам проведенных расчетов построены следующие графики (рис. 4).

Из графиков можно сделать следующие выводы. На радиальную податливость упругого кольца оказывают влияние четыре фактора: E_x , E_y , E_z , G_{yz} , причем для фактора E_x зависимость прямая, т. е. при возрастании величины E_x перемещения в направлении оси Y также увеличиваются, для остальных трех факторов зависимость обратная – увеличение E_y , E_z , G_{yz} приводит к снижению величины перемещений. Также следует отметить, что наибольшее влияние из всех факторов оказывает E_y , а наименьшее E_z . В результате получена следующая последовательность факторов, влияющих на радиальную податливость, в порядке убывания их значимости: E_y , G_{yz} , E_z , E_x .

На осевую податливость упругого кольца в основном влияют два фактора: G_{xy} и G_{xz} , остальные факторы имеют слабое воздействие на перемещения в направлении оси X. Причем значимость обоих факторов одинакова.



a



б

Рис. 4. Графики, используемые для ранжирования факторов

Таким образом, можно сделать вывод, что на упругие свойства в радиальном и осевом направлениях влияют различные модули Юнга и модули сдвига. Это позволяет, варьируя те или иные модули Юнга и модули сдвига, добиваться независимых значений податливости в радиальном и осевом направлениях.

На основании сделанных выводов построены упрощенные полиномы для задания упругих свойств ортотропного материала кольца для каждого из направлений.

Перемещения по оси Y:

$$\begin{aligned}
 Y = & 1,00E-07 + (1,31E-08 \cdot x_1) + (-3,28E-08 \cdot x_2) + (-1,48E-08 \cdot x_3) + \\
 & + (-2,45E-08 \cdot x_5) + (-6,34E-10 \cdot x_1 x_2) + (7,39E-09 \cdot x_1 x_3) + (-4,83E-09 \cdot x_1 x_5) + \\
 & + (6,83E-09 \cdot x_2 x_3) + (1,4E-08 \cdot x_2 x_5) + (5,87E-09 \cdot x_3 x_5) + (-1,33E-09 \cdot x_1 x_2 x_3) + \\
 & + (2,42E-09 \cdot x_1 x_2 x_5) + (-1,662E-09 \cdot x_1 x_3 x_5) + (-4E-09 \cdot x_5 x_2 x_3) + (1,51E-09 \cdot x_1 x_2 x_3 x_5)
 \end{aligned}$$

Перемещения по оси X:

$$X = 1,51E-07 + (-4,04E-08 \cdot x_4) + (-3,99E-08 \cdot x_6) + (1,7E-08 \cdot x_4 x_6)$$

По аналитическим зависимостям [1] для подшипника 4-697713Л под действием радиальной и осевой нагрузок в 100 Н получены следующие значения упругих характеристик: радиальные перемещения – $1,1473 \cdot 10^{-7}$ м, осевые перемещения – $3,5259 \cdot 10^{-7}$ м.

Анализ матрицы эксперимента выявил, что значения перемещений в радиальном направлении, полученные по аналитическим зависимостям, лежат внутри диапазона значений аналогичных перемещений, выявленных в ходе моделирования в Ansys. Таким образом, по сокращенному полиному для упругих перемещений по оси Y можно подобрать материал с такими же упругими свойствами, как и передняя опора шпиндельного узла токарного станка 16Б16П.

В то же время значения осевых перемещений лежат выше диапазона значений, полученных при численном эксперименте (максимальное значение составляет $2,67 \cdot 10^{-7}$ м). Поэтому для получения необходимой величины осевой податливости следует снизить верхний и нижний уровни факторов, влияющих на осевую податливость (модулей сдвига G_{xy} и G_{xz}), с одновременным сужением диапазонов их варьирования (табл. 2).

Таблица 2

Натуральные и действительные значения модулей сдвига G_{xy} и G_{xz}

Варьируемые факторы		Нулевой уровень	Интервал варьирования	Верхний уровень	Нижний уровень
Модуль сдвига $G_{xy} (x_4)$	Натуральное значение, Па	$3,5 \cdot 10^8$	$2,5 \cdot 10^8$	$6 \cdot 10^8$	$1 \cdot 10^8$
	Кодированное значение	0	1	1	-1
Модуль сдвига $G_{xz} (x_6)$	Натуральное значение, Па	$3,5 \cdot 10^8$	$2,5 \cdot 10^8$	$6 \cdot 10^8$	$1 \cdot 10^8$
	Кодированное значение	0	1	1	-1

Сделанные уточнения верхних, нижних уровней и величины диапазона варьирования модулей сдвига G_{xy} и G_{xz} позволили получить сокращенные полиномы определения осевых и радиальных перемещений в следующем виде.

Перемещения по оси Y:

$$Y = 1,05E-07 + (9,54E-09 \cdot x_1) + (-3,31E-08 \cdot x_2) + (-1,17E-08 \cdot x_3) + (-2,64E-08 \cdot x_5) + (-2,7E-10 \cdot x_1 x_2) + (4,95E-09 \cdot x_1 x_3) + (-3,7E-09 \cdot x_1 x_5) + (5,82E-09 \cdot x_2 x_3) + (1,41E-08 \cdot x_2 x_5) + (4,87E-09 \cdot x_3 x_5) + (-1,63E-09 \cdot x_1 x_2 x_3) + (9,2E-10 \cdot x_1 x_2 x_5) + (-1,79E-09 \cdot x_1 x_3 x_5) + (-3,31E-09 \cdot x_5 x_2 x_3) + (1,04E-09 \cdot x_1 x_2 x_3 x_5)$$

Перемещения по оси X:

$$X = 6,19E-07 + (-2,75E-07 \cdot x_4) + (-2,74E-07 \cdot x_6) + (1,78E-07 \cdot x_4 x_6)$$

Так как полином расчета радиальных перемещений содержит четыре неизвестных, необходимо приравнять к нулю три из них, т. е. принять значение трех факторов на нулевом уровне. Четвертый фактор, оставшийся свободным, должен быть наиболее значимым. Далее методом подбора, используя лишь одну неизвестную, находим значение перемещений, наиболее близкое к значению, найденному по ана-

литическим зависимостям. В итоге мы получим величину наиболее значимого фактора при определенном значении радиальных перемещений. Если при этом не удалось добиться приемлемой сходимости между значением перемещений, полученным с использованием аналитических зависимостей и при расчете полинома, то необходимо перейти к варьированию второго значимого фактора. При этом в полином подставляется уже найденное ранее предельное значение первого значимого фактора, второй фактор варьируется, два остальных остаются на нулевом уровне, т. е. равны нулю. Полученные по полиному значения сравниваются с рассчитанными по формулам. Используя описанный выше алгоритм, добиваются максимального совпадения значений, при необходимости варьируя оставшиеся два фактора.

По данной методике подобраны следующие свойства материала, моделирующего подшипник 4-697713Л: $E_x = 1,3 \cdot 10^9$ Па, $E_y = 1,05 \cdot 10^9$ Па, $E_z = 1,3 \cdot 10^9$ Па, $G_{xy} = 5,95 \cdot 10^8$ Па, $G_{yz} = 1,3 \cdot 10^9$ Па и $G_{xz} = 3,5 \cdot 10^8$ Па

Таким образом, получены упругие характеристики материала модели опоры качения в виде сплошного кольца, которые могут быть использованы при оценке динамических характеристик шпиндельного узла.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Бейзельман Р.Д., Перель Л.Я. Подшипники качения: Справочник. Изд. 6-е, перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1975. – 572 с.

Статья поступила в редакцию 5 марта 2012 г.

SIMULATION OF ROLLING BEARINGS FOR THE USE OF FINITE ELEMENT ANALYSIS OF MACHINE TOOL SPINDLES

A.F. Denisenko, M.V. Yakimov

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

This paper presents a methodology of modeling of rolling bearings as a solid ring with elastic properties identical elastic properties of the real bearing. A sequence of selection of the material properties of a solid ring to simulate the elastic characteristics of the roller bearing double-row tapered 4-697713L.

Keywords: *dynamic analysis, spindle assembly, the support bearings, the elastic characteristics of the full factorial experiment, a polynomial, orthotropic material.*

*Alexander F. Denisenko (Dr. Sci. (Techn.)), Professor.
Mihail V. Yakimov Assistant.*

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ДЕФОРМАЦИОННЫХ И ПРОЧНОСТНЫХ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛА РУЛОНИРОВАННЫХ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

Я.М. Клебанов, А.Г. Бурмистров, Н.Н. Столяров

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

Рассматривается проблема установления диапазонов допустимых конструктивных размеров и свойств материала стенки, технологических параметров и минимальных температур площадки строительства вертикальных цилиндрических резервуаров, полученных методом рулонирования.

Ключевые слова: резервуары для нефти, рулонирование, сварные узлы, хладостойкость, хрупкая прочность, ползучесть, приспособляемость, малоцикловая усталость, сварные напряжения, пластические деформации.

Строительство вертикальных цилиндрических резервуаров основано на заводском изготовлении сварных полотнищ, сворачиваемых для транспортирования в многослойные габаритные рулоны. Для этой цели на предприятиях используются установки с двухсторонней стыковой сваркой листов специализированными сварочными автоматами. При монтаже резервуара выполняются только работы по разворачиванию рулона, подгонке и сварке одного вертикального шва. Этот способ строительства резервуаров повысил качество сварных соединений, сократил сроки строительства и их стоимость. Однако систематических испытаний механических свойств, приобретаемых сварными швами листовых конструкций при рулонировании, не проводилось.

Изготовление рулонов сопровождается многократным упругопластическим деформированием. С учетом механической неоднородности сварных соединений получается, что в прилегающей к шву зоне при свертывании и последующем разворачивании рулона возникают заметные пластические деформации. Кроме того, технология изготовления цилиндрических резервуаров предопределяет наличие многих дефектов, каждый из которых в условиях низких температур строительства резервуара и дальнейшей эксплуатации может привести к локальной потере герметичности и, возможно, к катастрофическому разрушению. Пластическое деформирование стенки в процессе разворачивания рулонов и монтажа резервуаров особенно неблагоприятно сказывается на пластичности и вязкости металла, если происходит после его длительного старения.

В данной работе рассматривается проблема установления диапазонов допустимых конструктивных размеров и свойств материала стенки, технологических параметров рулонирования и минимальных температур площадки строительства вертикальных цилиндрических резервуаров, полученных методом рулонирования. С этой целью был проведен комплекс экспериментальных и теоретических исследований.

Экспериментальные исследования решают две основные задачи.

Яков Мордухович Клебанов (д.т.н., профессор), заведующий кафедрой «Механика».

Анатолий Георгиевич Бурмистров (к.т.н., доцент), доцент кафедры «Механика».

Николай Николаевич Столяров (д.ф.-м.н., профессор), профессор кафедры «Механика».

1. Определение характеристик прочности, упругости, пластичности и ползучести материала сварного соединения на разных этапах процесса получения рулона. Эти характеристики необходимы для компьютерного моделирования механического поведения и оценки прочности изделия при его изготовлении и эксплуатации.

2. Получение экспериментальных данных по ударной прочности сварных соединений в зависимости от конструктивных размеров, технологических параметров рулонирования и температур испытаний. Эти данные предназначены прежде всего для непосредственного обоснования области применения рулонизируемых резервуаров.

Методика экспериментальных исследований. В качестве материала для исследований была выбрана листовая сталь 09Г2С толщиной 14; 16; 18 мм. Химический состав представлен в таблице.

Химический состав партий исследованной стали

№ плавки	Толщина, мм	Содержание основных элементов									
		C, %*100	Si, %*100	Mn, %*100	P, %*100	S, %*100	Cr, %*100	Ni, %*100	Cu, %*100	As, %*1000	N, %*1000
КЛ136272	14	10	55	135	11	6	3	2	5	3	5
ЭЛ28149	16	9	63	44	8	5	7	8	15	8	8
ЭЛ27412	18	9	56	137	9	2	7	11	17	9	8

Сталь плавки ЭЛ28149 несколько отличается по составу заниженным содержанием марганца, которого по ГОСТ 19281-89 должно быть 1,3 – 1,7 %.

Изготовление полотнищ из стальных листов стандартных размеров и рулонирование проводилось по заводской технологии на ОАО «Самарский резервуарный завод». Автоматическая сварка под флюсом выполнялась электродной проволокой марки Св-08ГАС диаметром 4 мм. На рис. 1 показана схема сворачивания полотнища в рулон и процесс изготовления сварного шва по «верхней» технологии. Выпрямление рулона осуществляется для образования второго шва. Вырезка заготовок для образцов проводилась газовой резкой. Затем, чтобы исключить термическое влияние резки, отрезной фрезой из заготовок вырезались полосы шириной 90 мм различной длины в зависимости от требуемого количества образцов.

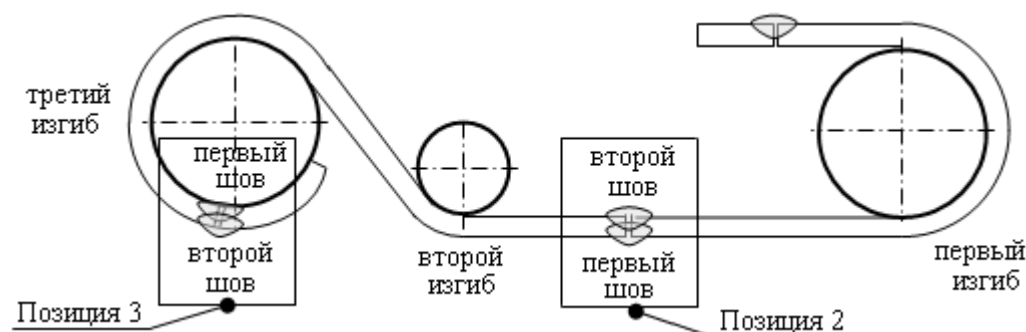


Рис. 1. Сварные соединения листов стали, подвергшиеся рулонированию по «верхней» технологии

Отбор заготовок производился по ГОСТ 7564-73 [1]. Поверхность заготовок выравнивали фрезерованием и доводили толщину до 10 мм. Причем со стороны того сварного шва, где должен быть вырезан образец, выполняли фрезерование на глубину не более 0,5 мм. Затем эта поверхность подвергалась травлению реактивом Гейна, содержащим хлористый аммоний и хлористую медь. В результате травления четко обозначались границы зоны термического влияния с основным металлом и сварным швом.

Заготовки образцов вырезались на следующих позициях:

- позиция 1 – сварное соединение, не подвергнутое рулонированию (не показано);
- позиция 2 – сварное соединение, подвергнутое изгибу и выпрямлению (первый шов);
- позиция 3 – сварное соединение, подвергнутое третьему изгибу (первый шов);
- позиция 4 – сварное соединение, разогнутое в плоскость после рулонирования (не показано).

Для испытаний на статическое растяжение были изготовлены пятикратные образцы диаметром 3 мм по ГОСТ 1497-84 [2], а для испытаний на ударную вязкость – образцы типа 11 с концентратором вида V по ГОСТ 9454-84 [3]. Образцы отбирались из основного металла (ОМ), металла сварного шва (СШ) и зоны термического влияния (ЗТВ). Ось образца на растяжение и надрез образца на ударную вязкость устанавливались вдоль сварного шва посередине или на границе ЗТВ. Анизотропия механических свойств зоны шва не исследовалась в связи с малым размером шва и ЗТВ в поперечном направлении.

Испытания образцов на растяжение проводились на машине Р-5. Устанавливалась шкала нагрузок 0 – 1000 кГ с записью диаграммы растяжения в масштабе по деформации 100:1, цена деления шкалы – 2 кГ. Испытания на ударный изгиб проведены на маятниковом копре фирмы «Мор и Федергафф» с энергией удара 30 кГм.

Для охлаждения образцов использовался этиловый спирт, охлажденный твердой двуокисью углерода (сухой лед).

Время выдержки образцов при охлаждении составляло от 10 до 15 мин согласно ГОСТ 11150-84 [4] с учетом времени на установку образца. Переохлаждение составляло 5 °С при испытаниях на удар и 10 – 15 °С при испытаниях на растяжение.

Температура охлаждающей жидкости замерялась двумя низкотемпературными термометрами с ценой деления 1 градус. Испытания проводились при температурах: 20 °С (комнатная), 0° С, -20 °С, -40 °С, -60 °С.

Результаты экспериментальных исследований

Статическое растяжение и стационарная ползучесть. На рис. 2 показана характерная диаграмма деформирования на растяжение образца, вырезанного в зоне термического влияния (ЗТВ) первого сварного шва из листа 16 мм, прошедшего все технологические операции рулонирования и разогнутого в плоскость после рулонирования (позиция 4). Оснастка обеспечивала необходимые условия закрепления образца, т. е. отсутствовало проскальзывание образца в захватах испытательной машины.

Из результатов испытаний на растяжение можно видеть, что на диаграммах появляется широкий «зуб» текучести, превышающий до 7,5 % уровень предела прочности. На диаграммах напряжений образцов, вырезанных в позиции 1, такой «зуб» отсутствует: пластическое деформирование характеризуется тем, что максимальное напряжение на «зубе» меньше, чем предел прочности, который достигается при раз-

витых пластических деформациях, – в нашем случае это 15 % и выше. Когда максимальная величина напряжений на «зубе» оказывается и наибольшим напряжением на всей диаграмме, это свидетельствует о заметном снижении способности материала к упрочнению и даже о его пластическом разупрочнении. Такое снижение свойств, во-первых, имеет место в материале сварного шва в сравнении с основным материалом, во-вторых, появляется при снижении температуры, и в-третьих, особенно выражено после рулонирования и распрямления.

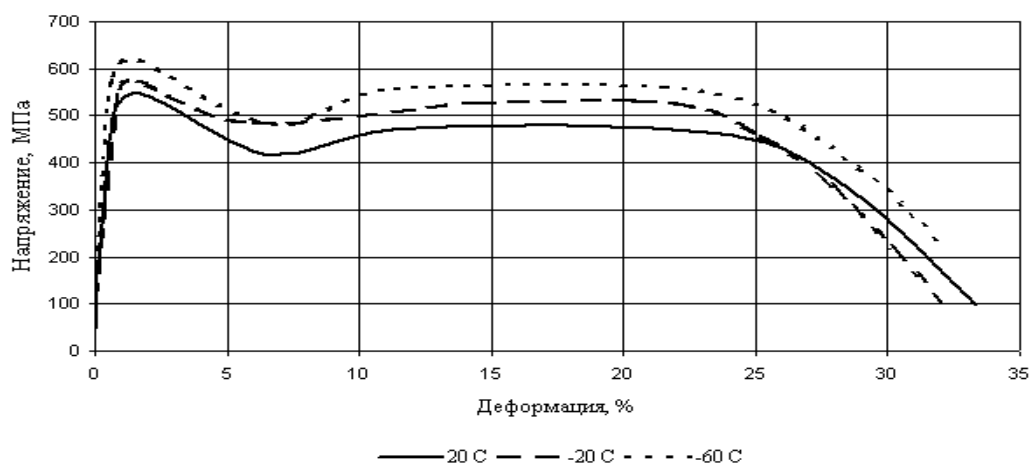


Рис. 2. Усредненные диаграммы деформирования

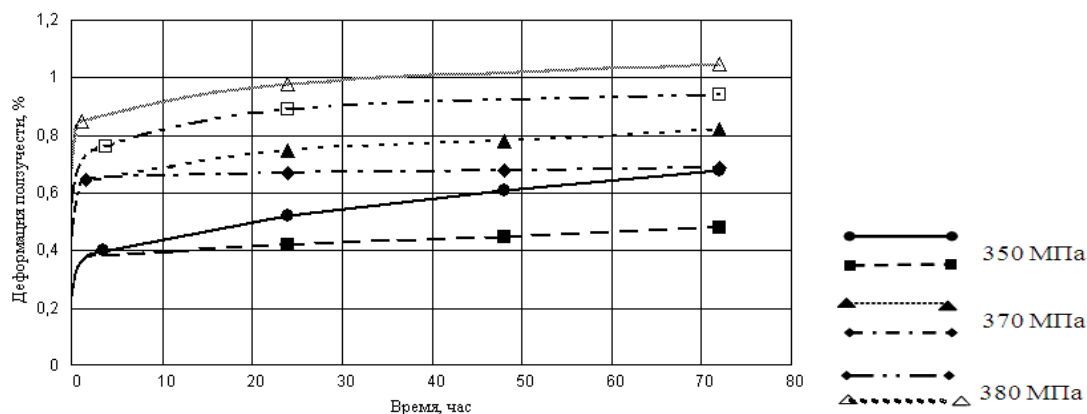


Рис. 3. Стационарные кривые ползучести при температуре 20 °C в течение трех первых суток

Еще одной причиной снижения способности материала к упрочнению и его охрупчивания являются деформации ползучести. При проведении испытаний скорость движения активного захвата разрывной машины составляла 90 мм/мин – наибольшая возможная скорость для машины Р-5. Это связано с тем, что сталь 09Г2С проявляет значительную чувствительность к скорости деформирования. Установлено, что при меньшей скорости деформирования за время нагружения успевает накапливаться неупругая деформация, «зуб» текучести отсутствует. Это связано с ползучестью материала. Она особенно выражена в первые секунды и минуты после приложения на-

грузки. Выбранные относительно высокие скорости нагружения отвечают условиям, при которых охлажденный образец сохраняет требуемую температуру в процессе испытания. Кроме того, высокая скорость нагружения соответствует тому, что разрушение резервуара происходит с очень высокой скоростью.

Экспериментальные кривые стационарной ползучести показаны на рис. 3. Из приведенных диаграмм ползучести следует, что хотя скорость деформаций постепенно уменьшается, их накопление практически не прекращается в течение 32 суток.

Ударная вязкость и оценка хладостойкости рулонизируемой стали. При тех же трех обстоятельствах, что указаны выше, отмечается и заметное снижение ударной вязкости. Усредненные экспериментальные зависимости ударной вязкости от температуры опыта показаны на рис. 4 и 5.

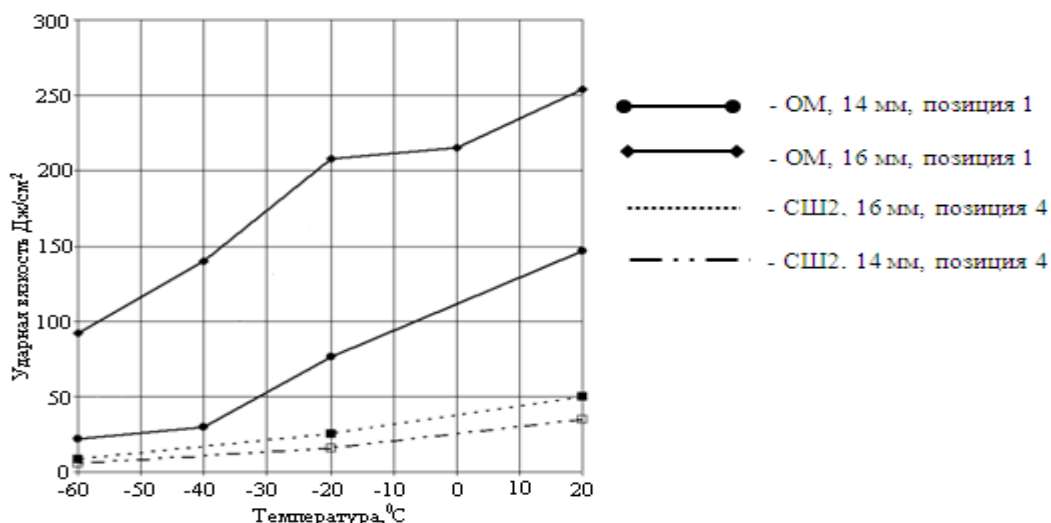


Рис. 4. Влияние процесса рулонирования на ударную вязкость материала сварного шва

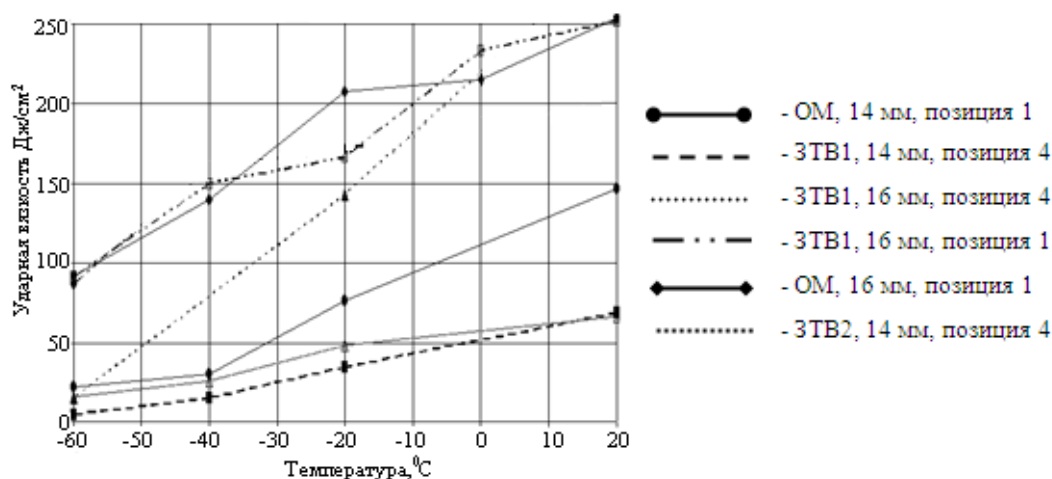


Рис. 5. Влияние процесса рулонирования на ударную вязкость стали в зоне термического влияния

Из рис. 4 следует, что для основного металла до рулонирования ударная вязкость листов толщиной 16 мм во всем диапазоне температур испытания выше, чем для листов толщиной 14 мм, что может быть связано с тем, что листы были прокатаны из разных плавок.

Испытания на ударную вязкость стандартных образцов с различной остротой надреза широко используются для оценки хладостойкости стали. При этом в исследовательской практике в качестве критериев хладостойкости применяют, как правило, критическую температуру хрупкости T_k , для определения которой используются энергетические, деформационные и структурные характеристики. Изменение указанных характеристик от максимальных значений при вязких изломах до минимальных при кристаллических происходит в достаточно широком интервале температур. Поэтому при определении T_k пользуются, как правило, пороговыми значениями измеряемых величин, в качестве которых обычно принимают величину ударной вязкости a_n от 15 до 50 Дж/см², долю вязкости составляющей в изломе В от 10 до 90 % и величину поперечной деформации Δ от 0,36 до 1,3 мм [5, 6]. Соответственно выбранным критериям значения критической температуры хрупкости могут изменяться в широких пределах [5].

Измеряемые величины характеризуют вязкость стали на различных стадиях деформирования и разрушения. Так, ударная вязкость образцов с полукруглым надрезом КСЧ и поперечная деформация Δ в большей степени характеризуют сопротивление стали на стадии до образования трещины, а количество вязкой составляющей в изломе и ударная вязкость образцов с трещиной – напротив, сопротивляемость хрупкому разрушению на стадии распространения трещины. При этом если хладостойкость на стадии до образования трещины нормируется посредством регламентирования ударной вязкости КСЧ, определяемой при испытании образцов типа I по ГОСТ 9454-78, то нормирование сопротивляемости стали хрупкому разрушению с учетом образования и распространения трещины ГОСТами и ТУ не предусматривается. Вместе с тем трещиностойкость стали в значительной степени определяет сопротивляемость хрупкому разрушению элементов конструкции. Это связано как с наличием исходных трещиноподобных дефектов, допущенных при изготовлении конструкций, так и с образованием усталостных, коррозионных и других повреждений в процессе эксплуатации. Снижение влияния трещиноподобных дефектов на несущую способность элементов конструкций, особенно в связи с возникновением хрупких состояний, может быть достигнуто применением стали с достаточной вязкостью при наличии трещины. В этой связи для нормирования хладостойкости проводят испытания на ударную вязкость образцов с острым надрезом [7]. Уменьшение радиуса надреза позволяет снизить энергетические затраты, связанные с деформированием на стадии до образования трещины. Однако распределение энергетических затрат в общем балансе поглощенной энергии может существенно зависеть от чувствительности стали к остроте надреза, что обуславливает ограниченность применения устанавливаемых эмпирических корреляций между характеристиками трещиностойкости K_c (K_{Ic}) и ударной вязкостью КСЧ [7].

Корреляционная зависимость между значениями КСЧ и КСЧ была получена в работе [8]:

$$КСЧ = 1,2 \text{ КСЧ} + B,$$

где $B = 32,5 \text{ Дж/см}^2$.

Воздействие сварки и технологических операций рулонирования способствует хрупкому разрушению. Тепловой цикл сварки оказывает неблагоприятное воздействие на структуру стали. Знакопеременный изгиб приводит к уменьшению ее пласти-

ческого ресурса. В результате критические температуры вязкохрупкого перехода смещаются в положительную сторону.

Нормативное требование по ударной вязкости $KCV \geq 35 \text{ Дж/см}^2$ [9] для рулонированного материала сварного шва листов 16 мм, обладавших достаточно высокой исходной ударной вязкостью $KCV = 255 \text{ Дж/см}^2$ при 20°C , выполняется при температуре выше -2°C . Листы 14 мм в исходном состоянии обладали относительно низкими характеристиками ударной вязкости: $KCV = 35 \text{ Дж/см}^2$ соответствует примерно -38°C . После рулонирования этой характеристике ударной вязкости для металла ЗТВ1, 14 мм соответствует температура -20°C , для металла ЗТВ2, 14 мм – температура -33°C , для металла СШ2, 14 мм – температура 20°C . Как видим, материал сварных швов не отвечает требованию обладания механическими свойствами не ниже свойств, установленных для выбираемых сталей [9].

Температура испытаний определяется по эксплуатационной температуре и толщине листа в соответствии с [9]. Используя это соответствие, из приведенных выше данных можно сделать вывод, что конструкцию из листов 14 мм не рекомендуется использовать при отрицательных температурах. Если обеспечить свойства материала сварного шва не хуже свойств материала зоны термического влияния, температура эксплуатации должна быть не менее -40°C .

Согласно [10] увеличение первой критической температуры хрупкости элементов конструкций вследствие каждого из двух факторов: сварки и технологической операции составляет 20°C , а второй критической температуры – 30°C . Данные испытаний на ударную вязкость, приведенные на рис. 4 и 5, не всегда соответствуют этим значениям.

Твердость. Несмотря на то, что все образцы из ЗТВ вырезались строго одинаково по описанной выше методике, данные их испытаний характеризуются заметным разбросом. Это объясняется существенной стохастической неоднородностью свойств ЗТВ. В этой связи были выполнены замеры твердости шлифов сварных швов. Замер осуществлялся в соответствии с ГОСТ 22761-77, НВ 2,5/187,5/10 (шкала Бринеля). Изменение твердости в поперечном сечении сварного шва листов 16 мм свидетельствует, что в зоне термического влияния (ЗТВ) размером 2,5 мм она меняется от значения 168 НВ для сварного шва до 152 НВ для основного материала.

Закключение. Проведено систематическое экспериментальное исследование рулонированных стыковых сварных соединений стали 09Г2С толщиной 14, 16 и 18 мм. Показано, что заметное снижение способности материала к пластическому упрочнению и охрупчивание:

- 1) имеют место в сварном шве по сравнению с основным материалом;
- 2) проявляются при снижении температуры в климатическом диапазоне температур;
- 3) возникают после длительной выдержки в условиях ползучести;
- 4) особенно выражены после операций рулонирования и распрямления.

В стали 09Г2С при напряжениях выше предела текучести накапливаются заметные деформации ползучести. Скорость ползучести особенно велика в первые секунды и минуты после окончания нагружения. И хотя эта скорость с течением времени постепенно уменьшается, накопление деформаций ползучести практически не прекращается.

Сварка и изгибы соединений при рулонировании увеличивают критические температуры хрупкости на величины, примерно соответствующие известным рекомендациям [10].

Результаты проведенных исследований свидетельствуют о необходимости обеспечения выполнения требований к механическим свойствам сварного шва, которые должны быть не ниже свойств, установленных в [9] для выбираемых сталей.

Полученные в статье результаты подтверждаются рекомендациями ряда отраслевых стандартов, где запрещается сооружение новых резервуаров из рулонных заготовок объемом свыше 5000 м куб.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. ГОСТ 7564-73. Общие правила отбора проб, заготовок и образцов для механических и технологических испытаний.
2. ГОСТ 1497-84. Метод испытаний на растяжение.
3. ГОСТ 9454-78. Метод испытаний на ударный изгиб при пониженной, комнатной и повышенной температурах.
4. ГОСТ 11150-84. Методы испытаний на растяжение при пониженных температурах.
5. Махутов Н.А. Методы определения критической температуры хрупкости для материалов и элементов конструкций // Заводская лаборатория. – 1981. – № 2. – С. 78-81.
6. Баско Е.М., Махутов Н.А. Определение критических температур хрупкости строительных сталей при динамическом инициировании и распространении трещин // Заводская лаборатория. – 1981. – № 11. – С. 70-73.
7. Шур Д.Н., Шнак С.А. Деформационный критерий для определения критической температуры хрупкости материалов при испытании на ударную вязкость // Заводская лаборатория. – 1981. – № 11. – С. 73-74.
8. Исследование и определение условий возникновения, распространения и остановки хрупких трещин в сварных листовых конструкциях (Заключительный отчет) / ЦНИИпроектстальконструкция. – № ГР 01860036727. – Инв. № 02880031661. – М., 1988. – 69 с.
9. ПБ 03-381-00. Правила устройства вертикальных стальных резервуаров для нефти и нефтепродуктов / Госгортехнадзор России. – М.: Госгортехнадзор, 2003. – 168 с.
10. Разработка методов оценки прочности и долговечности листовых строительных конструкций с учетом трещиноподобных сварочных дефектов и усталостных трещин на основе достижений в механике разрушения материалов. Рекомендации по расчету на хрупкую прочность резервуаров, кожухов доменных печей (Отчет) / ЦНИИпроектстальконструкция. – № ГР 018800359969; Инв. № 02890852595. – М., 1989. – 68 с.

Статья поступила в редакцию 30 мая 2012 г.

DEFORMATION AND STRENGTH PROPERTY EXPERIMENTAL STUDY OF A ROLLED WELD MATERIAL

I.M. Klebanov, A.G. Burmistrov, N.N. Stoliarov

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

The work aims to establish the range of valid design of sizes and properties of the wall material, process parameters and minimum temperature of the construction site of vertical cylindrical tanks, manufactured by the method of rolling of.

Keywords: *Oil storage tanks, rolling of, welded assemblies, cold resistance, brittle fracture, creep, shakedown, low cycle fatigue, welding stress, plastic deformation.*

*Iakov M. Klebanov (Dr. Sci. (Techn.)), Professor.
Anatoly G. Burmistrov (Ph.D. (Techn.)), Associate Professor.
Nikolay N. Stoliarov (Dr. Sci. (Phys.& Math.)), Professor.*

ВЛИЯНИЕ ОБКАТКИ РОЛИКОМ НА ПРЕДЕЛ ВЫНОСЛИВОСТИ ОБРАЗЦОВ С НАПРЕССОВАННОЙ ВТУЛКОЙ¹

В.Ф. Павлов, В.С. Вакулюк, В.П. Сазанов, С.А. Михалкина

Самарский государственный аэрокосмический университет им. акад. С.П. Королёва
(национальный исследовательский университет)
443086, г. Самара, Московское шоссе, 34
E-mail: sopromat@ssau.ru

Экспериментально исследовано влияние обкатки роликом на предел выносливости при изгибе образцов диаметром 25 мм из сталей 20 и 40Х с напрессованной втулкой. Установлено, что обкатка роликом существенно повышает предел выносливости, особенно образцов из стали 40Х. Оценка влияния поверхностного упрочнения на предел выносливости по критериям остаточных напряжений на поверхности и среднеинтегральных остаточных напряжений показала, что для прогнозирования приращения предела выносливости упрочненных образцов с напрессованной втулкой можно рекомендовать критерий среднеинтегральных остаточных напряжений.

Ключевые слова: обкатка роликом, напрессованная втулка, предел выносливости, критерий среднеинтегральных остаточных напряжений.

В исследовании изучалось влияние сжимающих остаточных напряжений на предел выносливости поверхностно упрочненных цилиндрических образцов диаметром 25 мм из сталей 20 и 40Х с напрессованной втулкой. Механические характеристики используемых для образцов материалов приведены в табл. 1.

Таблица 1

Механические характеристики материалов

Материал	σ_{σ} , МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ , %	ψ , %	S_k , МПа
Сталь 20	522	395	26,1	65,9	1416
40Х	751	444	17,6	60,7	1330

Влияние поверхностного упрочнения на приращение предела выносливости образцов при изгибе $\Delta\sigma_{-1}$ в случае симметричного цикла оценивалось по двум критериям. Во-первых, по критерию осевых остаточных напряжений $\sigma_z^{нов}$ на поверхности образцов, использованному в работах [1-6]:

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

где ψ_{σ} – коэффициент влияния поверхностного упрочнения на предел выносливо-

¹ Работа выполнена при поддержке Министерства образования и науки РФ в рамках АВЦП «Развитие научного потенциала высшей школы» (проект 2.1.1/13944).

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

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

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

сти по критерию $\sigma_z^{нов}$.

Во-вторых, оценка производилась по критерию среднеинтегральных остаточных напряжений $\bar{\sigma}_{ост}$ [7, 8]:

$$\Delta\sigma_{-1} = \bar{\psi}_\sigma |\bar{\sigma}_{ост}|, \quad (2)$$

где $\bar{\psi}_\sigma$ – коэффициент влияния поверхностного упрочнения на предел выносливости по критерию $\bar{\sigma}_{ост}$;

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

$\sigma_z(\xi)$ – осевые остаточные напряжения в опасном сечении детали (образца) с концентратором по толщине поверхностного слоя a ; $\xi = a/t_{кр}$ – расстояние от поверхности детали (образца) до текущего слоя, выраженное в долях $t_{кр}$; $t_{кр}$ – критическая глубина нераспространяющейся трещины усталости, возникающей в упрочненном образце с концентратором при работе на пределе выносливости.

Сжимающие остаточные напряжения в поверхностном слое образцов создавались обкаткой роликом (ОР) диаметром 60 мм с профильным радиусом 1,6 мм при усилии $P = 0,5$ кН и $P = 1,0$ кН. Распределение осевых σ_z остаточных напряжений по толщине поверхностного слоя a определялось экспериментально методом колец и полосок [9] (рис. 1). Из данных рис. 1 видно, что при обкатке роликом на одних и тех же режимах ($P = 1,0$ кН) характер распределения сжимающих остаточных напряжений в образцах из стали 40Х существенно отличается от характера распределения остаточных напряжений в образцах из стали 20. Сжимающие остаточные напряжения в образцах из стали 40Х (эпюра 3) значительно выше как по величине, так и по глубине залегания, чем в образцах из стали 20 (эпюра 2), то есть распределение остаточных напряжений в образцах из стали 40Х является более полным. Это различие в характере распределения остаточных напряжений, как будет показано ниже, существенно сказывается на сопротивлении усталости упрочненных обкаткой роликом образцов из сталей 20 и 40Х.

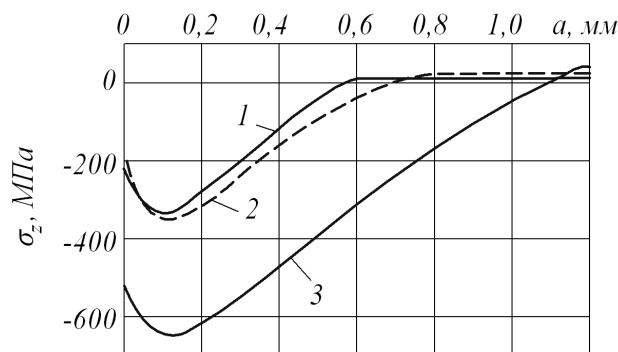


Рис. 1. Осевые остаточные напряжения σ_z в упрочненных обкаткой роликом образцах из стали 20 (1, 2) и стали 40Х (3) при $P = 0,5$ кН (1) и $P = 1,0$ кН (2, 3)

Следует обратить внимание также на значительную величину наибольших сжимающих остаточных напряжений в образцах из стали 40Х, составляющих -620 МПа и превышающих предел текучести материала (см. табл. 1). Этому факту дано объяснение в работе [10], в которой показано, что наибольшая величина сжимающих остаточных напряжений в упрочненном поверхностном слое деталей может превышать даже сопротивление разрыву S_k материала детали на 15 %. Из данных табл. 1 и рис. 1 видно, что этот предел в исследуемом случае не достигнут.

Испытания образцов с напрессованной втулкой на усталость при изгибе в случае симметричного цикла проводились на машине УММ-01 [11], база испытаний – $3 \cdot 10^6$ циклов нагружения. Значения пределов выносливости образцов σ_{-1} представлены в табл. 2. Можно видеть, что приращение предела выносливости упрочненных роликом при $P = 1,0$ кН образцов из стали 40Х почти в два раза выше, чем из стали 20, что объясняется большей величиной сжимающих остаточных напряжений и более полным их распределением по толщине поверхностного слоя [8, 12].

На примере образцов из стали 20, обкатанных роликом при $P = 0,5$ кН и $P = 1,0$ кН, можно проанализировать влияние характера распределения остаточных напряжений по толщине упрочненного поверхностного слоя на предел выносливости. При практически одинаковых осевых остаточных напряжениях на поверхности образцов ($\sigma_z^{нов} = -220$ МПа и $\sigma_z^{нов} = -210$ МПа) и наибольших напряжениях ($\sigma_z^{наиб} = -350$ МПа и $\sigma_z^{наиб} = -360$ МПа) большая глубина залегания сжимающих остаточных напряжений при $P = 1,0$ кН ($a = 0,70$ мм), чем при $P = 0,5$ кН ($a = 0,52$ мм), приводит к большему увеличению предела выносливости. Приращение предела выносливости поверхностно упрочненных образцов при $P = 0,5$ кН составляет 50 МПа, а при $P = 1,0$ кН – 70 МПа, то есть на 40 % выше. Этот результат указывает на то, что распределение сжимающих остаточных напряжений в поверхностно упрочненных деталях должно быть наиболее полным по толщине поверхностного слоя, равной критической глубине $t_{кр}$ нераспространяющейся трещины усталости.

Для определения критической глубины $t_{кр}$ нераспространяющейся трещины усталости выстоявшие базу испытаний упрочненные роликом образцы при напряжении, равном пределу выносливости, доводились до разрушения при большем напряжении. На изломах этих образцов просматривались нераспространяющиеся усталостные трещины, средняя глубина которых приведена в табл. 2. На рис. 2 в качестве примера представлена фотография излома образца из стали 20, упрочненного обкаткой роликом при $P = 1,0$ кН. На фотографии видна нераспространяющаяся трещина l , имеющая серповидную форму. Серповидная форма трещины обусловлена тем, что изгиб образцов при испытаниях на усталость осуществлялся в одной плоскости. За критическую глубину трещины $t_{кр}$ в этом случае принимается наибольшая глубина, то есть глубина трещины в наиболее удаленной от нейтральной оси точке опасного сечения образца.

Критерий среднеинтегральных остаточных напряжений $\bar{\sigma}_{ост}$ вычислялся по формуле (3) с использованием распределения остаточных напряжений, приведенного на рис. 1, по толщине поверхностного слоя образцов, равной критической глубине $t_{кр}$ нераспространяющейся трещины усталости. Значения $\bar{\sigma}_{ост}$ приведены в табл. 2. Коэффициенты влияния поверхностного упрочнения на предел выносливости ψ_σ и $\bar{\psi}_\sigma$ определялись по формулам (1) и (2) и также представлены в табл. 2.

**Результаты определения остаточных напряжений
и испытаний на усталость образцов с напрессованной втулкой**

Материал	K_σ	Неупрочненные образцы σ_{-1} , МПа	Упрочненные образцы						
			Обработка	σ_{-1} , МПа	$\sigma_z^{нов}$, МПа	ψ_σ	$t_{кр}$, мм	$\bar{\sigma}_{ост}$, МПа	$\bar{\psi}_\sigma$
Сталь 20	2,33	100	ОР, $P=0,5$ кН	150	-220	0,227	0,535	-148	0,338
	2,33		ОР, $P=1,0$ кН	170	-210	0,333	0,540	-201	0,348
40X	3,95	162,5	ОР, $P=1,0$ кН	285	-520	0,235	0,523	-484	0,253

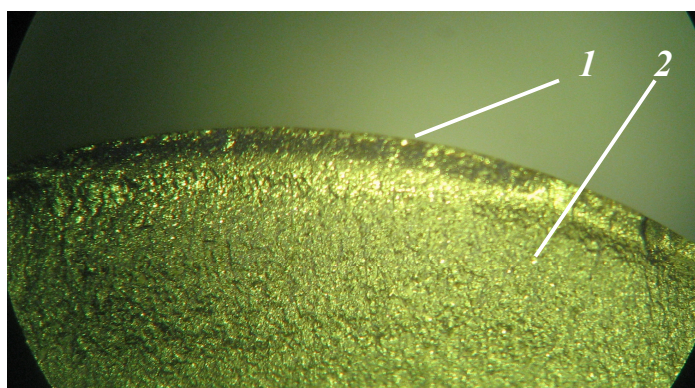


Рис. 2. Фрагмент излома упрочненного обкаткой роликом
при $P = 1,0$ кН образца из стали 20:

1 – нераспространяющаяся трещина усталости; 2 – зона долома

Сравнивая значения коэффициента ψ_σ , учитывающего влияние поверхностного упрочнения по критерию $\sigma_z^{нов}$, для образцов из стали 20, можно видеть, что величина этого коэффициента для двух вариантов упрочнения различается на 47 %, то есть весьма существенно. Такое различие коэффициента ψ_σ не позволяет с достаточной для практики точностью использовать критерий осевых остаточных напряжений $\sigma_z^{нов}$ на поверхности опасного сечения для оценки влияния поверхностного упрочнения на предел выносливости детали.

Анализируя значения коэффициента $\bar{\psi}_\sigma$, учитывающего влияние поверхностного упрочнения по критерию $\bar{\sigma}_{ост}$, можно видеть, что для упрочненных роликом образцов из стали 40X этот коэффициент меньше, чем для образцов из стали 20. Это различие объясняется большей чувствительностью стали 40X к концентрации напряжений по сравнению со сталью 20, что подробно исследовано в работе [13].

В табл. 2 приведены значения эффективного коэффициента концентрации напряжений K_σ , определенного для вала с напрессованной втулкой по данным работы [14]. Видно, что для образцов из стали 40X коэффициент K_σ в 1,7 раза больше, чем для образцов из стали 20. В работе [13] на основании многочисленных эксперимен-

тов была установлена зависимость между коэффициентом влияния $\bar{\psi}_{\sigma}$ и эффективным коэффициентом концентрации напряжений K_{σ} в виде

$$\bar{\psi}_{\sigma} = 0,514 - 0,065 K_{\sigma}. \quad (4)$$

Значения коэффициента $\bar{\psi}_{\sigma}$, вычисленные по зависимости (4), составили: для случая образцов из стали 20 – 0,362, для случая образцов из стали 40Х – 0,257, то есть коэффициенты $\bar{\psi}_{\sigma}$, полученные в настоящем исследовании (см. табл. 2), несущественно отличаются от вычисленных по формуле (4) величин. Следовательно, критерий среднеинтегральных остаточных напряжений $\bar{\sigma}_{ост}$ может быть использован для прогнозирования предела выносливости поверхностно упрочненных валов с напрессованной втулкой.

Выводы

1. На предел выносливости поверхностно упрочненных образцов и деталей существенное влияние оказывает не только величина, но и характер распределения сжимающих остаточных напряжений в их опасном сечении по толщине поверхностного слоя, равной критической глубине $t_{кр}$ нераспространяющейся трещины усталости.

2. Оценка влияния поверхностного упрочнения на предел выносливости по критерию остаточных напряжений $\sigma_z^{нов}$ на поверхности образцов с напрессованной втулкой приводит к существенному различию 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 $\bar{\sigma}_{ост}$ с учетом эффективного коэффициента концентрации напряжений K_{σ} дает приемлемые для практики результаты – коэффициент $\bar{\psi}_{\sigma}$ изменяется в существенно меньших пределах, чем коэффициент ψ_{σ} . Поэтому критерий $\bar{\sigma}_{ост}$ представляется возможным использовать для прогнозирования предела выносливости поверхностно упрочненных валов с напрессованной втулкой.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Свешников Д.А., Кудрявцев И.В., Гуляева Н.А. Сопротивление усталости цементированных и цианированных сталей применительно к зубчатым колесам. – М.: ВНИИТМАШ, ОНТИ, 1966. – С. 48-55.
2. Кравченко Б.А., Митряев К.Ф. Обработка и выносливость высокопрочных материалов. – Куйбышев: Куйбышевское книжное издательство, 1968. – 131 с.
3. 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.
4. Туровский М.Л., Шифрин Н.М. Концентрация напряжений в поверхностном слое цементированной стали // Вестник машиностроения. – 1970. – №11. – С. 37-40.
5. Иванов С.И., Павлов В.Ф. Влияние остаточных напряжений на усталостную прочность // Проблемы прочности. – 1976. – №5. – С. 25-27.
6. Иванов С.И., Павлов В.Ф., Прохоров А.А. Влияние остаточных напряжений на сопротивление усталости при кручении в условиях концентрации напряжений // Проблемы прочности. – 1988. – №5. – С. 31-33.

7. Павлов В.Ф. О связи остаточных напряжений и предела выносливости при изгибе в условиях концентрации напряжений // Известия вузов. Машиностроение. – 1986. – №8. – С. 29-32.
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. К определению остаточных напряжений в цилиндре методом колец и полосок // Остаточные напряжения. – Куйбышев: КуАИ, 1971. – Вып. 53. – С. 32-42.
10. Радченко В.П., Павлов В.Ф. Наибольшая величина сжимающих остаточных напряжений при поверхностном упрочнении деталей // Труды МНТК «Прочность материалов и элементов конструкций». – Киев: ИПП им. Г.С. Писаренко НАНУ, 2011. – С. 354-357.
11. Филатов Э.Я., Павловский В.Э. Универсальный комплекс машин для испытания материалов и конструкций на усталость. – Киев: Наукова думка, 1985. – 92 с.
12. 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.
13. Серенсен С.В., Козаев В.П., Шнейдерович Р.М. Несущая способность и расчет деталей машин на прочность. – М.: Машиностроение, 1975. – 488 с.
14. Кирпичёв В.А., Филатов А.П., Каранаева О.В., Чирков А.В., Семёнова О.Ю. Прогнозирование предела выносливости поверхностно упрочненных деталей при различной степени концентрации напряжений // Труды МНТК «Прочность материалов и элементов конструкций». – Киев: ИПП им. Г.С. Писаренко НАНУ, 2011. – С. 678-685.

Статья поступила в редакцию 30 мая 2012 г.

THE INFLUENCE OF ROLLER STRENGTHENING ON THE ENDURANCE LIMIT OF SAMPLES WITH A PRESSURIZED HUB

V.F.Pavlov, V.S. Vakulyuk, V.P. Sazanov, S.A. Mikhalkina

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

The roller strengthening influence on the endurance limit during bending of 25 mm diameter samples of steels 20 and 40X with pressurized hub is experimentally researched. It has been found that roller strengthening increases the endurance limit considerably, especially of 40X steel samples. The estimate of surface strengthening influence on the endurance limit by means of the residual stress criterion on the surface, and average residual stresses has shown that to forecast increasing the endurance limit of strengthened samples with a pressurized hub can be recommended to use the average residual criterion.

Keywords: *roller strengthening, pressurized hub, endurance limit, average residual criterion.*

*Valentin F. Pavlov (Dr. Sci. (Techn.)), Professor.
Vladimir S. Vakulyuk (Ph.D. (Techn.)), Associate Professor.
Vyacheslav P. Sazanov (Ph.D. (Techn.)), Associate Professor.
Svetlana A. Mikhalkina, Senior Lecture.*

ВЛИЯНИЕ ТЕРМОЭКСПОЗИЦИИ НА ОСТАТОЧНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ ОБРАЗЦОВ ИЗ СПЛАВА ЭП742 ПОСЛЕ УЛЬТРАЗВУКОВОГО УПРОЧНЕНИЯ

В.П. Радченко¹, В.А. Кирпичёв², В.В. Лунин¹

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

²Самарский государственный аэрокосмический университет им. акад. С.П. Королёва
(национальный исследовательский университет)
443086, г. Самара, ул. Московское шоссе, 34

E-mail: radch@samgtu.ru, sopromat@ssau.ru

Расчетно-экспериментальным методом исследованы остаточные напряжения в плоских образцах из сплава ЭП742 после шлифования, ультразвукового упрочнения и термоэкспозиции (температурной выдержки без нагрузки при $T = 650^\circ\text{C}$). Выявлены закономерности распределения остаточных напряжений по толщине поверхностного слоя образцов. Показано, что термоэкспозиция в $1,4 \div 1,6$ раз уменьшает уровень сжимающих остаточных напряжений и вызывает смещение их максимума вглубь образца. Исследовано влияние полей остаточных напряжений и термоэкспозиции на приращение предела выносливости.

Ключевые слова: плоский образец, сплав ЭП742, шлифование, ультразвуковое упрочнение, термоэкспозиция, остаточные напряжения.

Постановка задачи. Практика поверхностного упрочнения деталей является одним из резервов повышения ресурса деталей машин. Одной из проблем является оценка устойчивости наведенных остаточных напряжений к высокотемпературным нагрузкам. Решение этой проблемы связано с развитием теоретических методов расчета релаксации остаточных напряжений вследствие ползучести [1, 2] и требует

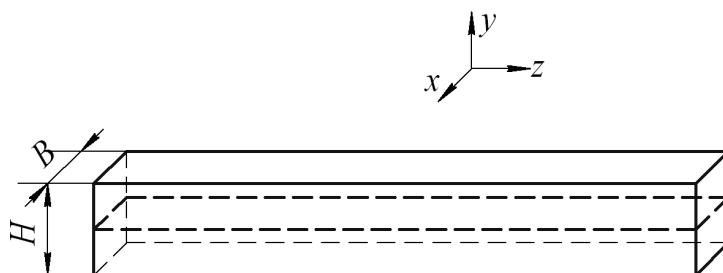


Рис. 1. Образец для определения остаточных напряжений

Владимир Павлович Радченко (д.ф.-м.н., проф.), заведующий кафедрой «Прикладная математика и информатика».

Виктор Алексеевич Кирпичёв (д.т.н., доцент), декан факультета летательных аппаратов.

Валентин Валентинович Лунин, аспирант кафедры «Прикладная математика и информатика».

масштабных экспериментальных исследований [3, 4]. Особенности кинетики остаточных напряжений при термоэкспозиции (температурной выдержке без нагрузки) связаны с геометрией упрочненных образцов и технологией упрочнения [1 – 4], деформационной анизотропией в упрочненном слое [5] и многими другими параметрами. Целью настоящей работы является экспериментальное исследование влияния термоэкспозиции на остаточные напряжения образцов (брусков) $B \times H = 10 \times 10$ мм из сплава ЭП742 (рис. 1) после двухстороннего $\left(y = \pm \frac{H}{2}\right)$ ультразвукового упрочнения (УЗУ).

Методика определения остаточных напряжений. Для повышения точности измерения остаточных напряжений и увеличения числа исследованных образцов все бруски (образцы-свидетели) разрезали на электроэрозионном станке на две полоски по схеме, приведенной на рис. 1, где пунктиром показана линия разрезки. Дополнительные остаточные напряжения за счет разрезки бруска учитывались измерением прогиба $f(0)$ каждой полоски по схеме рис. 2 на базовой длине l .

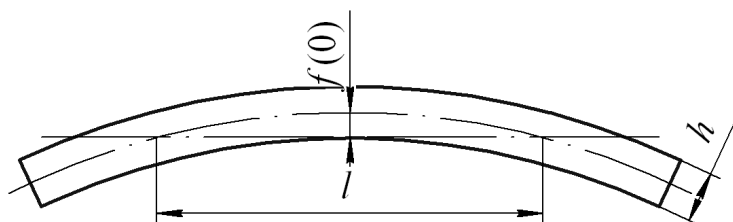


Рис. 2. Схема замера прогиба $f(0)$

Затем в пределах базовой длины l электрохимическим травлением удалялись слои материала толщиной a со стороны исследуемой поверхности полоски и замерялись возникающие при этом прогибы $f(a)$ (рис. 3). Измеренные прогибы $f(0)$ и $f(a)$ использовались далее при вычислении остаточных напряжений по формулам работы [6]

$$\sigma_z(a) - \mu \sigma_x(a) = -\frac{8E}{l^2} f(0) \left(\frac{h}{2} - a \right) + \frac{4E}{3l^2} \left[(h-a)^2 \frac{df(a)}{da} - 4(h-a) \cdot f(a) + 2 \int_0^a f(\xi) d\xi \right], \quad (1)$$

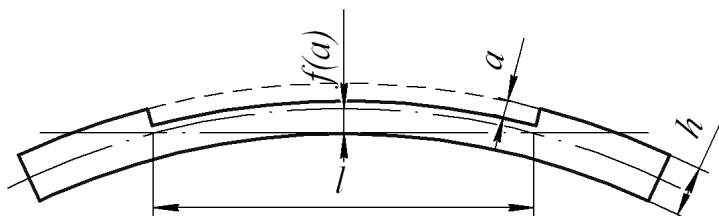


Рис. 3. Схема замера прогиба $f(a)$

где E – модуль продольной упругости, μ – коэффициент Пуассона, h – толщина полоски до травления, $0 \leq \xi \leq a$.

В случае обработки УЗУ $\sigma_z(a) = \sigma_x(a)$ и формула (1) принимает вид

$$\sigma_z(a) = \sigma_x(a) = \frac{1}{1-\mu} \left\{ -\frac{8E}{l^2} f(0) \left(\frac{h}{2} - a \right) + \right. \\ \left. + \frac{4E}{3l^2} \left[(h-a)^2 \frac{df(a)}{da} - 4(h-a) \cdot f(a) + 2 \int_0^a f(\xi) d\xi \right] \right\} \quad (2)$$

При удалении слоев полоски травлением использовалась схема замера перемещений, основанная на консольном креплении образца (рис. 4). Связь между измеренными перемещениями $f(a)_{изм}$ и прогибами $f(a)$, используемыми в формулах (1) и (2), была найдена с помощью интеграла Мора [4] в следующем виде:

$$f(a) = \frac{f(a)_{изм}}{4 \left[1 + \frac{2c}{l} \right]}, \quad (3)$$

где c – длина удлинителя, l – базовая длина полоски.

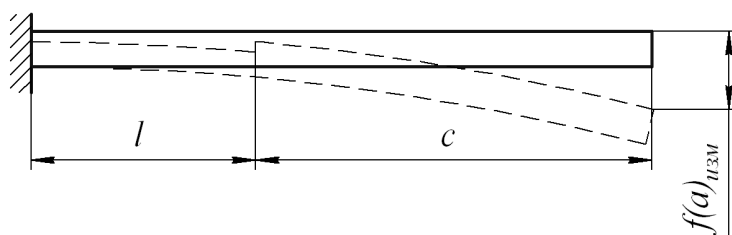


Рис. 4. Схема замера перемещений $f(a)_{изм}$

Экспериментальные исследования и анализ результатов. В исследовании определялись осевые σ_z остаточные напряжения в образцах после шлифования и ультразвукового упрочнения на режимах: расстояние от образца до концентратора-наконечника установки – 7 мм, диаметр шариков – 1 мм, масса шариков – 4,6 г, амплитуда – 0,05 мм, диаметр плоского концентратора – 40 мм, материал шариков – ШХ15.

Указанные режимы УЗУ для всех вариантов упрочнения принимались постоянными, изменялось лишь время обработки от 20 с до 80 с (табл. 1).

Таблица 1

Варианты обработки УЗУ образцов из сплава ЭП742

Вариант	1	2	3	4
Время УЗУ τ , с	20	40	60	80

На рис. 5 показано распределение остаточных напряжений $\sigma_{ост} = \sigma_z - \mu\sigma_x$ по толщине поверхностного слоя a в трех образцах (см. рис. 1) из сплава ЭП742 после шлифования, где первая цифра номера эпилоры соответствует номеру образца, вто-

рая – стороне образца, то есть полосы 1-1 и 1-2, 2-1 и 2-2, 3-1 и 3-2 были вырезаны из одного образца. Видно, что после шлифования в поверхностном слое образцов возникают, как правило, сжимающие остаточные напряжения до -320 МПа, которые на расстоянии $a = 0,2-0,4$ мм от поверхности меняют знак.

Распределение остаточных напряжений после шлифования весьма нестабильно. Если для обеих сторон образца 2 напряжения примерно одинаковы, то для образцов 1 и 3 они существенно различаются по характеру распределения: на одной стороне максимальные напряжения действуют на поверхности, а на другой – на расстоянии $a = 0,15-0,2$ мм от нее. В последнем случае (полоски 1-1 и 3-1) остаточные напряжения у поверхности являются растягивающими, что может отрицательно сказаться на сопротивлении усталости [4]. Следовательно, остаточные напряжения после шлифования брусков прямоугольного поперечного сечения имеют существенное рассеяние.

Результаты определения остаточных напряжений в образцах после УЗУ представлены на рис. 6. Видно, что сжимающие напряжения достигают величины -1100 МПа (вариант 1). Смена знака напряжений происходит на расстоянии $a \approx 0,2$ мм от поверхности. При всех вариантах УЗУ наблюдается спад остаточных напряжений к поверхности образца. Увеличение времени обработки от 20 до 80 с приводит к уменьшению максимума сжимающих остаточных напряжений с повышением глубины его залегания и незначительным увеличением толщины упрочненного слоя.

Далее определялись остаточные напряжения после УЗУ и последующей термоэкспозиции при температуре $T = 650$ °С в течение $\tau = 100$ и $\tau = 500$ час. Термоэкспозиция образцов при $T = 650$ °С в течение 100 час приводит к падению максимальных сжимающих остаточных напряжений примерно в 1,5 раза (рис. 7). Характер распределения напряжений не претерпевает существенных изменений. Спад остаточных напряжений к поверхности сохраняется, максимальные напряжения тем выше, чем меньше время упрочнения. Примерно на 0,02 мм увеличивается глубина залегания сжимающих остаточных напряжений, причем для образцов, обработанных с большим временем, она выше.

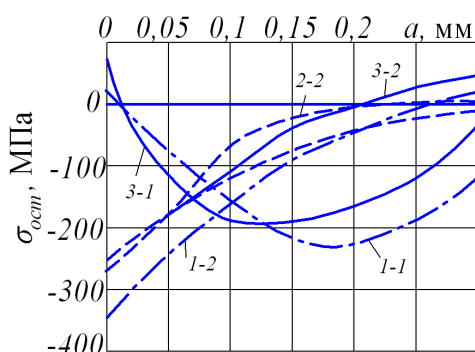


Рис. 5. Остаточные напряжения $\sigma_{ост}$ в образцах из сплава ЭП742 после шлифования

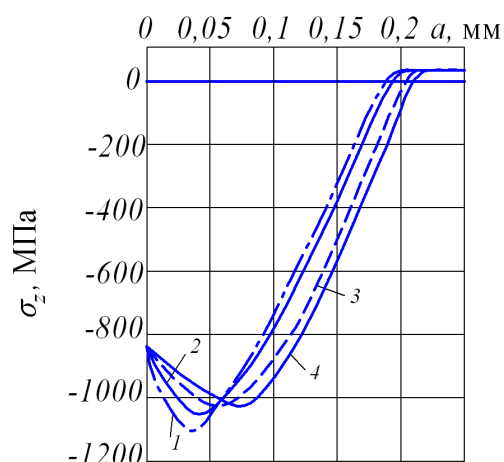


Рис. 6. Остаточные напряжения в образцах из сплава ЭП742 после УЗУ; номера эпюр соответствуют вариантам табл. 1

Для одного из двух образцов вариантов 1 и 2 УЗУ наблюдалось резкое отклонение от изложенных выше закономерностей (рис. 8), выразившееся в существенно меньшем уровне остаточных напряжений, что можно объяснить либо наследственностью, либо неидентичностью технологии упрочнения. Данные рис. 5 указывают на то, что скорее всего выявленная для вариантов 1 и 2 УЗУ нестабильность остаточных напряжений обусловлена наследственностью. Следует отметить, что для вариантов 3 и 4 подобных отклонений не наблюдалось – остаточные напряжения, измеренные на четырех полосках (для каждого варианта), практически совпали. Это обстоятельство указывает на то, что при большей интенсивности упрочнения наследственность проявляется в значительно меньшей степени.

Увеличение времени термоэкспозиции образцов, обработанных УЗУ, до 500 час при той же температуре 650 °С практически не изменяет величину максимальных сжимающих остаточных напряжений и приводит к некоторому увеличению толщины слоя со сжимающими напряжениями (рис. 9). При этом наблюдается значительно большее падение напряжений к поверхности, причем оно тем больше, чем больше время обработки УЗУ. Так, при $\tau = 80$ с (вариант 4) остаточные напряжения на поверхности составили лишь –160 МПа. Наблюдается также смещение максимума напряжений от поверхности вглубь образца.

Следовательно, термоэкспозиция образцов при $T = 650$ °С, обработанных УЗУ, приводит к существенному уменьшению уровня сжимающих остаточных напряжений, особенно на поверхности, смещению максимума напряжений от поверхности и некоторому увеличению слоя со сжимающими остаточными напряжениями. Увеличение времени термоэкспозиции от 100 до 500 час влечет дальнейшее уменьшение сжимающих остаточных напряжений на поверхности и смещение максимума этих напряжений вглубь образца, незначительно изменяя толщину слоя со сжимающими остаточными напряжениями.

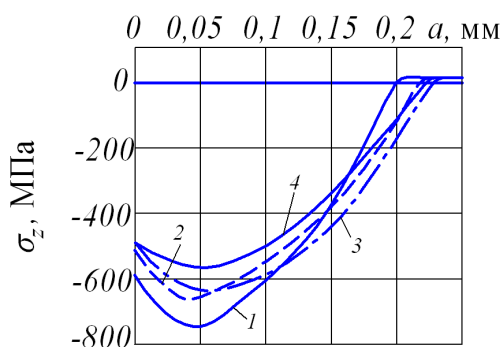


Рис. 7. Остаточные напряжения в образцах из сплава ЭП742 после УЗУ и термоэкспозиции при $T = 650$ °С и $\tau = 100$ час; номера эпюр соответствуют вариантам табл. 1

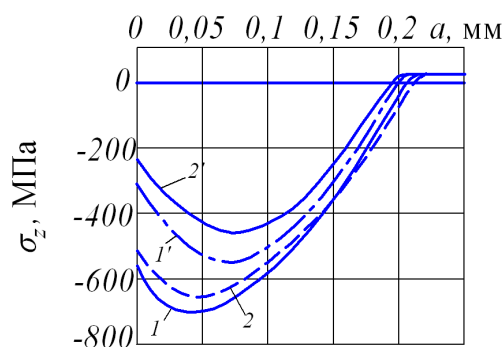


Рис. 8. Остаточные напряжения в двух образцах из сплава ЭП742 после УЗУ (варианты 1 и 2) и термоэкспозиции при $T = 650$ °С и $\tau = 100$ час; номера эпюр соответствуют вариантам табл. 1

Возникает вопрос: как влияет изменение характера распределения остаточных напряжений после термоэкспозиции обработанных УЗУ образцов на предел выносливости? В исследовании [7] было установлено, что после термоэкспозиции при температуре 150 и 200 °С азотированных и упрочненных роликком стальных образцов

наблюдалось снижение сжимающих остаточных напряжений на поверхности и смещение их максимума вглубь. При этом предел выносливости образцов увеличивался. Следовательно, на сопротивление усталости поверхностно упрочненных образцов и деталей оказывает влияние не только величина, но и характер распределения сжимающих остаточных напряжений по толщине поверхностного слоя. В работе [8] для оценки влияния поверхностного упрочнения на предел выносливости был предложен критерий среднеинтегральных остаточных напряжений $\bar{\sigma}_{ост}$ в виде

$$\bar{\sigma}_{ост} = \frac{2}{\pi} \int_0^1 \frac{\sigma_z(\xi)}{\sqrt{1-\xi^2}} d\xi, \quad (4)$$

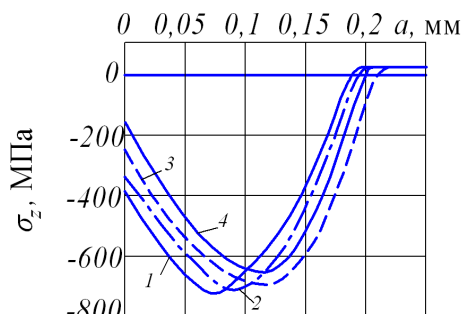


Рис. 9. Остаточные напряжения в образцах из сплава ЭП742 после УЗУ и термоэкспозиции при $T = 650^\circ\text{C}$ и $\tau = 500$ час; номера эпюр соответствуют вариантам табл. 1

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

В работах [4, 9, 10] экспериментально установлено, что значение $t_{кр}$ зависит только от размеров опасного поперечного сечения детали (образца)

и в настоящем исследовании при $H = 10$ мм составляет $t_{кр} = 0,216$ мм. По толщине поверхностного слоя, равной $0,216$ мм, на основании данных рис. 7, 8 и 10 по формуле (4) были вычислены среднеинтегральные остаточные напряжения $\bar{\sigma}_{ост}$, значения которых представлены в табл. 2.

Таблица 2

Значения критерия $\bar{\sigma}_{ост}$ [МПа] обработанных УЗУ образцов из сплава ЭП742

Вариант упрочнения	1	2	3	4
УЗУ	-415	-429	-473	-510
УЗУ + термоэкспозиция при $T = 650^\circ\text{C}$ и $\tau = 100$ час	-339	-350	-396	-323
УЗУ + термоэкспозиция при $T = 650^\circ\text{C}$ и $\tau = 500$ час	-301	-321	-378	-311

Из данных табл. 2 видно, что термоэкспозиция обработанных УЗУ образцов при температуре 650°C в течение $\tau = 100$ час приводит к значительному снижению критерия $\bar{\sigma}_{ост}$. Наибольшее снижение критерия $\bar{\sigma}_{ост}$ составило 36,7 % для варианта 4, наименьшее – 16,3 % для варианта 3. Этот факт объясняется, очевидно, перенаклепом поверхностного слоя образцов при обработке УЗУ в течение 80 с. Увеличение времени термоэкспозиции до 500 час при той же температуре 650°C приводит к некоторому дополнительному снижению критерия $\bar{\sigma}_{ост}$, однако это снижение существенно меньше, чем в первые 100 час.

Анализируя представленные в табл. 2 данные, можно предположить, что для деталей из сплава ЭП742, работающих при температуре 650 °С, оптимальным вариантом обработки УЗУ при исследованных режимах является вариант 3, так как для этого варианта значение критерия среднеинтегральных остаточных напряжений $\bar{\sigma}_{ост}$ наибольшее и поэтому приращение предела выносливости за счет упрочнения будет наибольшим.

На основании проведенного исследования можно сделать следующие выводы.

1. После шлифования в плоских образцах из сплава ЭП742 остаточные напряжения имеют существенное рассеяние, изменяясь на поверхности от –320 МПа до +50 МПа.

2. Обработка УЗУ шлифованных образцов вызывает появление в поверхностном слое сжимающих остаточных напряжений до –1100 МПа, причем с увеличением времени упрочнения от 20 с до 80 с увеличивается спад напряжений к поверхности и их максимум смещается вглубь образца.

3. Термозэкспозиция образцов, обработанных УЗУ при $T = 650$ °С в течение 100 час в 1,4 – 1,6 раза уменьшает уровень сжимающих остаточных напряжений, смещает максимум от поверхности и незначительно увеличивает слой со сжимающими остаточными напряжениями. Увеличение времени термозэкспозиции от 100 до 500 час приводит к дальнейшему уменьшению напряжений и смещению максимума вглубь образца.

4. Анализ исследованных режимов обработки УЗУ по критерию среднеинтегральных остаточных напряжений $\bar{\sigma}_{ост}$ показал, что для деталей из сплава ЭП742, работающих при температуре 650 °С, наиболее эффективно упрочнение при $\tau = 60$ с.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Радченко В.П., Саушкин М.Н. Прямой метод решения краевой задачи релаксации остаточных напряжений в упрочненном изделии цилиндрической формы при ползучести // ПМТФ. – 2009. – Т. 50, №6. – С. 90-99.
2. Радченко В.П., Саушкин М.Н. Ползучесть и релаксация остаточных напряжений в упрочненных конструкциях. – М.: Машиностроение-1, 2005. – 226 с.
3. Радченко В.П., Кирпичёв В.А., Лукин В.В. Влияние пневмодробеструйной обработки и термозэкспозиции на остаточные напряжения и предел выносливости образцов с надрезами из сплавов В95 и Д16Т // Вестник Самар. гос. техн. ун-та. Сер. Физ.-мат. науки. – 2011. – №11(24). – С. 181-184.
4. Павлов В.Ф., Кирпичёв В.А., Иванов В.Б. Остаточные напряжения и сопротивление усталости упрочненных деталей с концентраторами напряжений. – Самара: Изд-во СНЦ РАН, 2008. – 64 с.
5. Радченко В.П., Саушкин М.Н., Павлов В.Ф. Метод расчета полей остаточных и пластических деформаций в цилиндрических образцах с учетом анизотропии процесса поверхностного упрочнения // ПМТФ. – 2011. – Т. 52, №2. – С. 173-182.
6. Биргер И.А. Остаточные напряжения. – М.: Машгиз, 1963. – 232 с.
7. Туровский М.Л., Новик Р.А. Упрочняющая обработка роликами азотированных стальных деталей // Вестник машиностроения. – 1970. – №1. – С. 39-42.
8. Павлов В.Ф. О связи остаточных напряжений и предела выносливости при изгибе в условиях концентрации напряжений // Известия вузов. Машиностроение. – 1986. – №8. – С. 29-32.
9. 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.
10. Павлов В.Ф. Влияние на предел выносливости величины и распределения остаточных напряжений в поверхностном слое детали с концентратором. Сообщение II. Полые детали // Известия вузов. Машиностроение. – 1988. – № 12. – С. 37-40.

Статья поступила в редакцию 22 июня 2012 г.

THE INFLUENCE OF RESIDUAL STRESSES THERMAL EXPOSITION SAMPLES OF ALLOY EP742 AFTER ULTRASONIC HARDENING

V.P. Radchenko¹, V.A. Kirpichyov¹, V.V. Lunin¹

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

²Samara State Aerospace University
34, Moskovskoe hw., Samara, 443086

Calculation-experimental method investigated residual stresses in the plane of polycrystalline samples of alloy EP742, after grinding, ultrasonic hardening and thermal exposition (temperature exposure without load at $T=650$ °C). Revealed regularities of distribution of residual stresses through the thickness of the surface layer of the samples. It is shown that in times thermal exposition $1,4 \div 1,6$ reduces the level of compressive residual stresses and produces a shift of the maximum depth of the sample. The effect of residual stress fields and thermal exposition an increment in the fatigue limit.

Keywords: *flat sample, the alloy EP742, grinding, ultrasonic hardening thermal exposition, residual stresses.*

Vladimir V. Radchenko (Dr.Sc. (Phys. & Math.)), Head of Dept., Dept. of Applied Mathematics & Computer Science.

Victor A. Kirpichyov (Dr. Sc. (Techn.)), Dean Faculty of Aircraft Construction.

Valentin V. Lunin, Postgraduate Student, Dept. of Applied Mathematics & Computer Science.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ФРЕЗЕРОВАНИЯ АЛЮМИНИЕВОГО СПЛАВА Д16Т

В.Н. Трусов, О.И. Законов, В.В. Шикин

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

Произведено исследование процесса фрезерования алюминиевого сплава Д16Т. Определено влияние режимов резания на силы резания при фрезеровании, шероховатость поверхности и температуру обработанной поверхности заготовок. Даны практические рекомендации для производства по назначению режимов резания при фрезеровании.

Ключевые слова: фрезерование, высокоскоростная обработка, алюминиевый сплав Д16Т, режимы резания, силы резания, шероховатость поверхности, температура.

В современном машиностроении одним из широко распространенных конструкционных материалов является алюминиевый сплав Д16Т. Сложность обработки материалов из алюминиевых сплавов заключается в чувствительности материала к температурным перепадам и воздействию силы резания, что особенно актуально при обработке тонкостенных элементов. С целью снижения воздействия силового фактора на качественные показатели обработанной детали применяют обработку на повышенных и высоких скоростях резания, которая даже при сохранении производительности процесса позволяет значительно снизить силы резания, а следовательно и температуру обрабатываемой поверхности. Однако параметры процесса, при которых фрезерование можно считать высокоскоростным, четко не определены. Поэтому в данной работе предпринята попытка изучения влияния параметров режима обработки на повышенных скоростях резания алюминиевого сплава Д16Т с целью выработки практических рекомендаций. Поставленная задача решается на основе исследования сил и температуры резания при фрезеровании, а также шероховатости обработанной поверхности.

Исследования проводились на экспериментальной установке, состоящей из горизонтально-фрезерного станка 6Р81Г, дисковой пазовой фрезы специальной конструкции диаметром 300 мм, динамометра марки УДМ 600 и регистрирующей аппаратуры. Фрезерование проводилось без охлаждения. В конструкции фрезы использовались четырехгранные сменные режущие пластины из твердого сплава ВК8 с длиной режущей кромки 11,5 мм. Конструкция фрезы выполнена таким образом, что пластины закреплены в режущих вставках винтами, сами режущие вставки имеют возможность регулирования в радиальном направлении, что позволяет снизить радиальное биение фрезы за счет точной установки вылета каждого зуба. Вылет зубьев фрезы контролировался после каждой серии опытов.

С целью сокращения объема экспериментальных исследований они были проведены по схеме полного факторного эксперимента 2^3 . Варьируемыми факторами принимались скорость резания V , подача на зуб фрезы S_z и глубина резания t . Уровни

Владимир Николаевич Трусов (д.т.н., профессор), заведующий кафедрой «Инструментальные системы и сервис автомобилей».

Олег Игоревич Законов, аспирант.

Владимир Васильевич Шикин, аспирант.

варьирования факторов были выбраны на основе ранее известных экспериментов и возможностей имеющегося оборудования.

Значения факторов эксперимента для каждого опыта и результаты измерения силы резания приведены в таблице.

Значения факторов эксперимента, средние величины составляющих силы резания и шероховатости обработанной поверхности

№ опыта	n, об/мин (v, м/мин)	S мм/зуб (мм/мин)	t, мм	Pz _в , Н	Pz _п , Н	Ra, мкм (встречное)	Ra, мкм (попутное)
1	1600 (1507,2)	0,1 (1600)	1	30	40	0,95	1,25
2	400 (376,8)	0,1 (400)	1	44	50	6,17	5,8
3	1600 (1507,2)	0,05 (800)	1	23	30	0,72	0,56
4	400 (376,8)	0,05 (200)	1	27	30	0,97	0,76
5	1600 (1507,2)	0,1 (1600)	0,25	21	25	0,28	0,28
6	400 (376,8)	0,1 (400)	0,25	15	15	2,0	2,19
7	1600 (1507,2)	0,05 (800)	0,25	4,5	5	0,22	0,26
8	400 (376,8)	0,05 (200)	0,25	4,5	5	1,9	1,67

Статистическая оценка экспериментальных данных показала адекватность гипотезы аппроксимации с 5%-м уровнем значимости.

В результате аппроксимации на основе регрессионного анализа получены следующие зависимости для главной составляющей силы резания при встречном (Pz_в) и попутном (Pz_п) фрезеровании:

$$Pz_v = 1333,3 \cdot t^{1,04} \cdot S^{1,37} \cdot V^{-0,02} \text{ [Н]},$$

$$Pz_n = 783 \cdot t^{0,94} \cdot S^{1,26} \cdot V^{0,05} \text{ [Н]}.$$

На рис. 1 – 3 приведены зависимости главной составляющей силы резания Pz от режимов резания. Из представленных графиков видно, что увеличение скорости резания приводит к незначительному снижению силы резания при встречном фрезеровании. Это означает, что в исследованном нами диапазоне скоростей резания эффект высокоскоростного резания незначителен. К существенному увеличению сил резания приводит увеличение подачи на зуб и глубины резания; так, например, увеличение подачи в 2 раза приводит к увеличению силы резания в 2,6 раза, а увеличение глубины резания в 2 раза приводит к увеличению силы резания в 2,1 раза.

Очевидно, что для снижения сил резания, а следовательно, нагрузки на оборудование, инструмент и заготовку при фрезеровании алюминиевого сплава Д16Т целесообразно повышать скорость резания, снижая при этом величину подачи на зуб и глубину резания.

Одним из показателей качества обработки деталей является шероховатость обработанной поверхности. Результаты измерения высоты неровностей, осредненные по десяти измерениям для каждого опыта, представлены в табл. 4 и на рис. 4 – 6.

Аппроксимация экспериментальных данных позволила получить следующие эмпирические зависимости для шероховатости поверхности при встречном и попутном фрезеровании соответственно:

$$Ra_v = 27100 \cdot t^{0,5} \cdot S^{0,84} \cdot V^{-1,13} ;$$

$$Ra_n = 27100 \cdot t^{0,43} \cdot S^{1,15} \cdot V^{-1,03} .$$

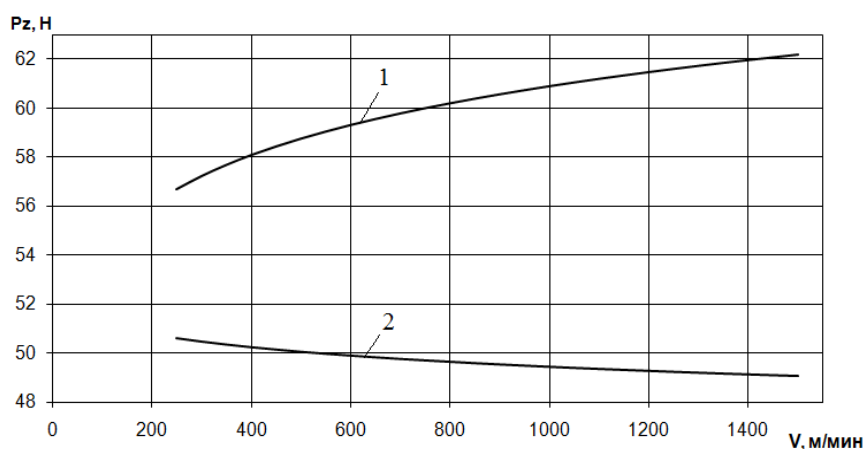


Рис. 1. Зависимость силы резания P_z от скорости резания при фрезеровании:
 $S = 0,1$ мм/зуб, $t = 1$ мм;
 1 – попутное фрезерование; 2 – встречное фрезерование

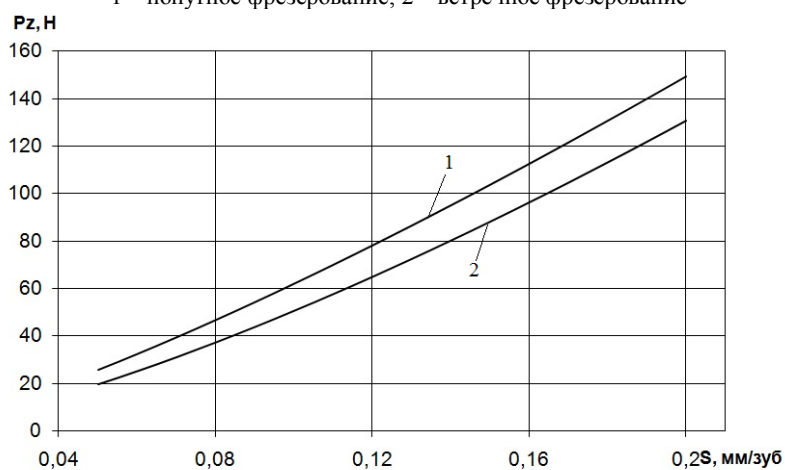


Рис. 2. Зависимость силы резания P_z от подачи при фрезеровании:
 $V = 1507$ м/мин, $t = 1$ мм;
 1 – попутное фрезерование; 2 – встречное фрезерование

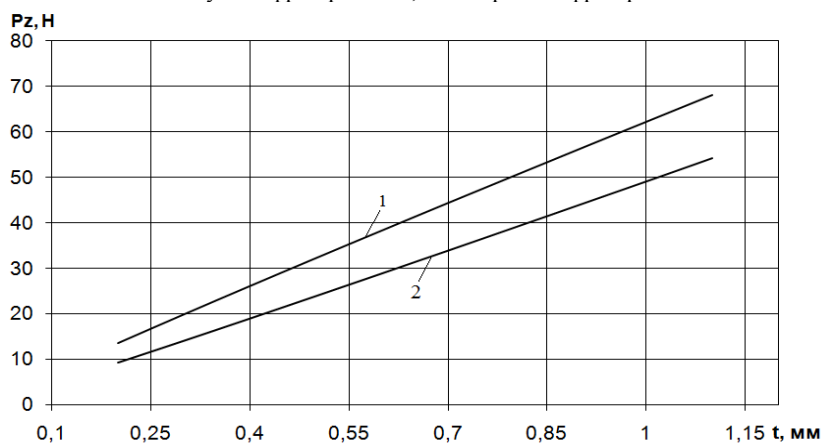


Рис. 3. Зависимость силы резания P_z от глубины резания при фрезеровании:
 $V = 1507$ м/мин, $S = 0,1$ мм/зуб;
 1 – попутное фрезерование; 2 – встречное фрезерование

На рис. 4 – 6 приведены зависимости шероховатости обработанной поверхности R_a от режимов резания.

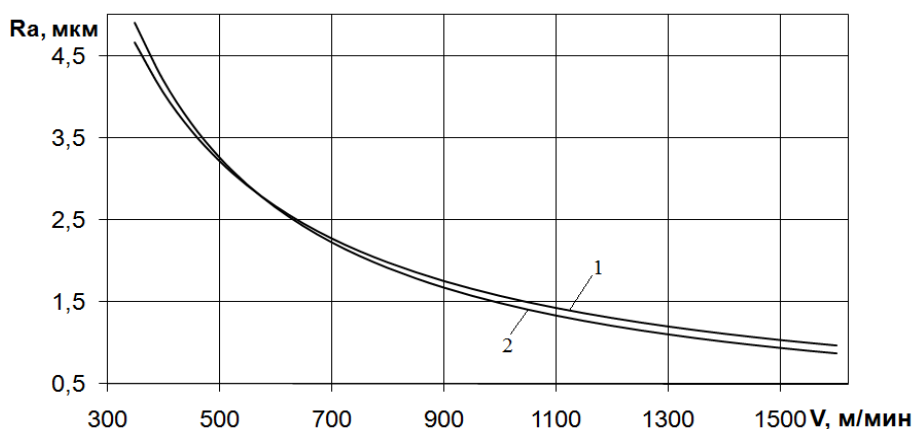


Рис. 4. Зависимость высоты неровности обработанной поверхности R_a от скорости резания при фрезеровании: $S = 0,1$ мм/зуб, $t = 1$ мм;
1 – попутное фрезерование; 2 – встречное фрезерование

Экспериментальные результаты указывают на возможность достижения минимальной высоты неровностей порядка $R_a 0,22$ мкм, что в принципе позволяет использовать скоростное фрезерование на окончательной операции.

Полученные зависимости показывают, что при увеличении скорости резания высота неровностей снижается. Увеличение же подачи на зуб и глубины резания приводит к росту высоты неровностей. При этом наибольшее влияние на высоту неровностей оказывает скорость резания. При ее увеличении с ~ 300 м/мин до 1507 м/мин ($\sim$ в 5 раз) шероховатость неровностей по R_a уменьшается с ~ 6 мкм до 0,25 мкм (см. рис. 4). Подача на зуб и глубина резания влияют на высоту неровностей практически линейно.

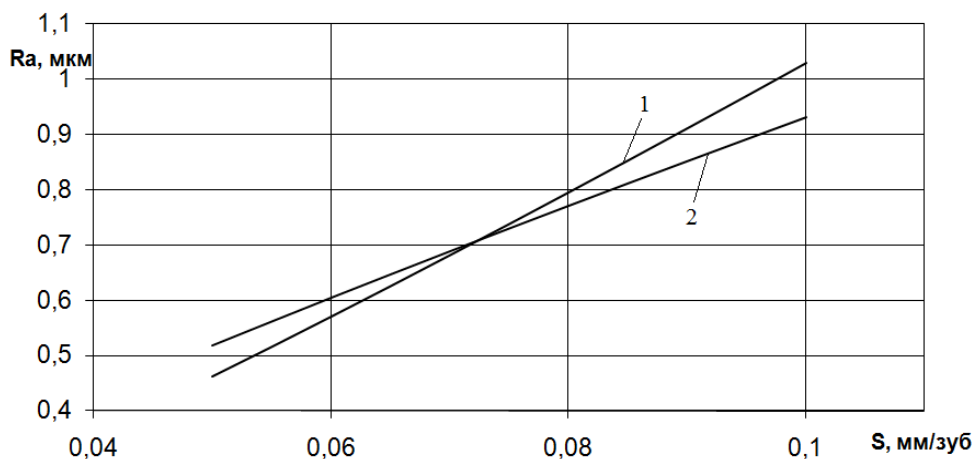


Рис. 5. Зависимость шероховатости обработанной поверхности R_a от подачи при фрезеровании: $V = 1507$ м/мин, $t = 1$ мм;
1 – попутное фрезерование; 2 – встречное фрезерование

Таким образом, наименьшая высота неровности поверхности достигается при увеличении скорости резания и снижении подачи и глубины фрезерования. Причем следует иметь в виду, что при малых скоростях резания и больших глубинах и подачах наблюдается интенсивное наростообразование и наволакивание его на обработанную поверхность.

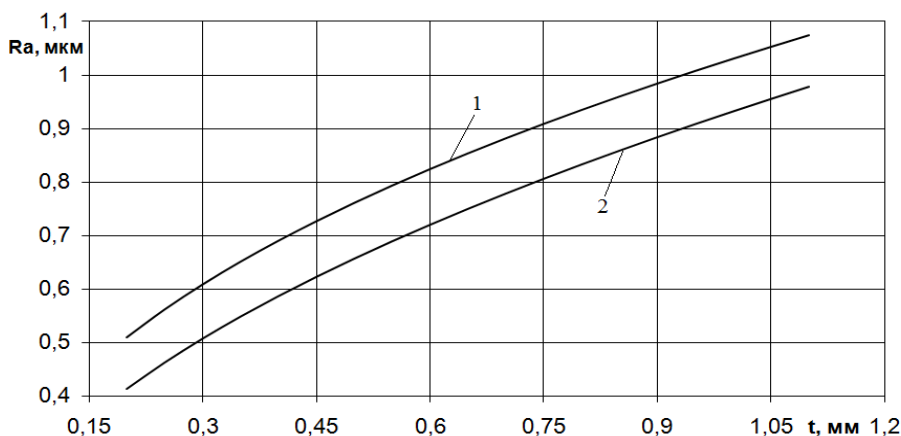


Рис. 6. Зависимость шероховатости обработанной поверхности Ra от глубины при фрезеровании: $V = 1507$ м/мин, $S = 0,1$ мм/зуб;
1 — попутное фрезерование; 2 — встречное фрезерование

Теплота, выделяющаяся в зоне контакта инструмента и заготовки, является одним из важнейших факторов, влияющих как на процесс резания, так и на качество обработанной поверхности. В связи с этим было проведено исследование температуры в зоне обработки. Измерение температуры производилось методом искусственной термопары (хромель — алюмель), заложенной в образце.

Аппроксимация экспериментальных данных позволила получить следующие зависимости для определения температуры в изученном диапазоне режимов:

- для встречного фрезерования $T = 56,7 \cdot V^{0,47} \cdot t^{0,28} \cdot S^{0,85}$;
- для попутного фрезерования $T = 54,3 \cdot V^{0,47} \cdot t^{0,31} \cdot S^{0,82}$.

Результаты измерения температуры в зависимости от режимов резания, при которых она измерялась, приведены на рис. 7 – 9.

Из графиков видно, что увеличение скорости резания с 397 до 1507 м/мин приводит к увеличению температуры (при $s = 0,1$; $t = 1$) с 125 до 225 °С. Увеличение подачи и глубины резания также приводит к увеличению температуры. Это обусловлено соответствующим увеличением сил резания.

При встречном и попутном фрезеровании меняется характер и скорость нагрева. При встречном фрезеровании нагрев до максимальной температуры происходит более плавно за счет изменения сечения среза от минимального до максимального, а при попутном фрезеровании нагрев происходит более резко (скачкообразно) за счет изменения сечения от максимального до минимального. Также влияние оказывает тот факт, что при попутном фрезеровании зуб фрезы находится в контакте с заготовкой несколько дольше и температуры при этом выше.

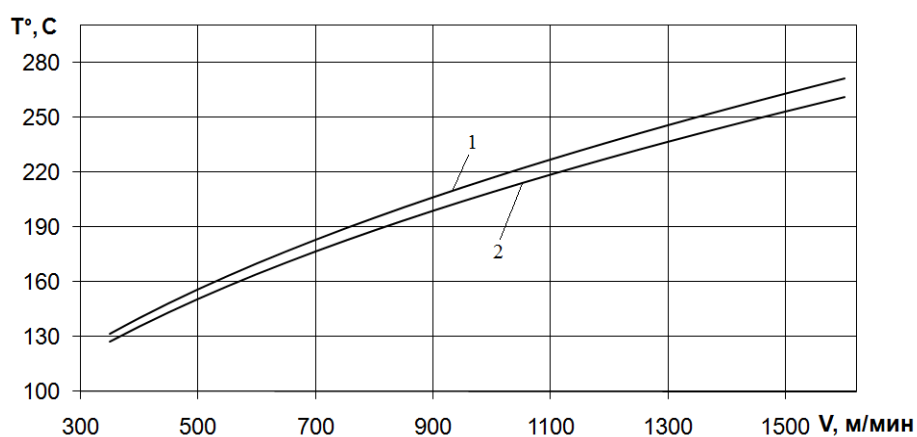


Рис. 7. Зависимость температуры от скорости резания при фрезеровании:
 $S = 0,1$ мм/зуб, $t = 1$ мм;
 1 – попутное фрезерование; 2 – встречное фрезерование

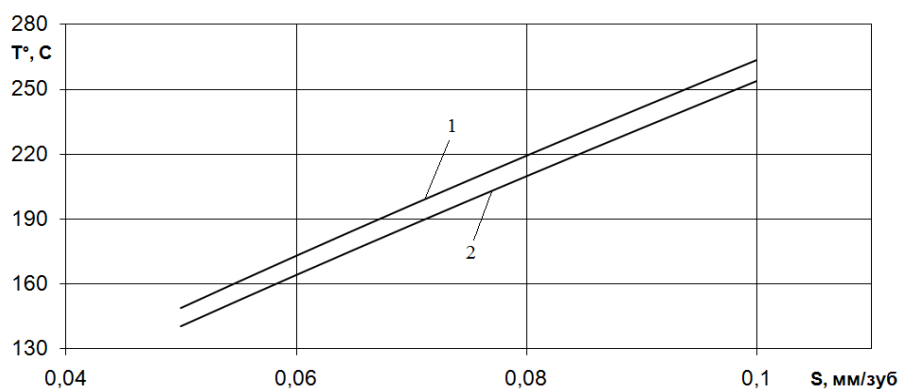


Рис. 8. Зависимость температуры обработанной поверхности от подачи при фрезеровании: $V = 1507$ м/мин, $t = 1$ мм;
 1 – попутное фрезерование; 2 – встречное фрезерование

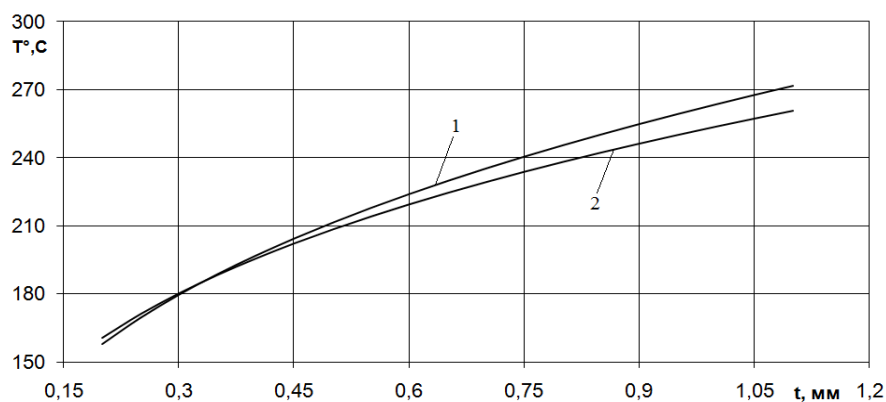


Рис. 9. Зависимость температуры обработанной поверхности от глубины при фрезеровании: $V = 1507$ м/мин, $S = 0,1$ мм/зуб;
 1 – попутное фрезерование; 2 – встречное фрезерование

Наиболее важным при анализе тепловых процессов является определение количества тепла, поступающего в режущий инструмент и деталь.

Аналитические методы расчета тепловых потоков и температур, разработанные А.Н. Резниковым [2], дают удовлетворительное совпадение с практикой в диапазоне скоростей резания до 200 м/мин для различных методов обработки, в том числе и фрезерования. Но при определении температур для высокоскоростного резания они еще недостаточно апробированы.

В связи с этим для определения температуры при более высоких скоростях обработки в работе использовался метод конечных элементов, позволяющий получить картину распределения температур в зоне резания. При этом в качестве программного обеспечения метода конечных элементов был выбран комплекс ANSYS [3]. Начальная температура полагалась равной нормальной температуре окружающей среды 20 °С. В качестве нагрузок к модели прикладывались тепловые потоки, рассчитанные по формулам А.Н. Резникова [2] для поверхностей контакта стружки и инструмента, заготовки и инструмента, а также по линии сдвига. Время решения рассчитывалось в зависимости от режимов обработки.

Результаты численного моделирования удовлетворительно совпадают с экспериментальными данными. Расхождения составляют не более 10 %. Но картины тепловых полей наглядно демонстрируют, что с увеличением скорости теплота концентрируется вблизи вершины режущего лезвия. Прогрев заготовки и режущего лезвия происходит на меньшую глубину, большая доля образующегося тепла уходит со стружкой [4].

По проведенным исследованиям можно дать следующие рекомендации:

- при совпадении условий обработки расчет сил резания, шероховатости поверхности и температуры обработанной поверхности можно вести по формулам, представленным выше;
- при фрезеровании заготовок из алюминиевого сплава Д16Т для повышения производительности обработки следует работать с наибольшей скоростью резания;
- при определенных режимах обработки рекомендуется применение фрезерования в качестве окончательной обработки, что снижает тепловую напряженность процесса и обеспечивает достаточно низкую шероховатость Ra 0,5;
- для снижения температуры резания необходимо снижать глубину резания, тем самым уменьшая зону контакта заготовки и инструмента.

Полученные в результате исследований эмпирические зависимости для сил резания, шероховатости и температуры обработанной поверхности могут быть использованы технологами при назначении режимов резания.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Локтев Д.А. Тенденции в обработке резанием // Комплект: ИТО. – 2003. – № 04. – С. 21-23.
2. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с.
3. ANSYS в руках инженера: Практ. рук-во / А.Б. Каплун, Е.М. Морозов, М.А. Олферьева. – М.: УРСС, 2004. – 272 с.
4. Законов О.И., Трусов В.Н., Скуратов Д.Л., Шикин В.В. Моделирование тепловых процессов при скоростном фрезеровании // Формообразование и обеспечение качества техногенных систем: ст. 2 Международ. науч.-практ. конф. – Пенза: Приволжский дом знаний, ноябрь 2010. – 20-24 с.

Статья поступила в редакцию 1 марта 2012 г.

RESEARCH ON MILLING PARAMETERS FOR THE D16T ALUMINIUM ALLOY

V.N. Trusov, O.I. Zakonov, V.V. Shikin

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

The research on the milling of D16T aluminium alloy has been done. The influence of cutting modes on cutting forces in milling operations, the roughness of surface, and the temperature of the workpiece treated surface have been estimated. Practical recommendations are given for manufacturing according to the cutting modes of milling.

Keywords: *milling, high-speed treatment, aluminium alloy of D16T, cutting modes, cutting forces, roughness of surface, temperature.*

*Vladimir N. Trusov (Dr. Sci. (Techn.)), Professor.
Oleg I. Zakonov, Postgraduate Student.
Vladimir V. Shikin, Postgraduate Student.*