

Е. Б. Бочектуева

ЧИСЛЕННОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ В ВАЛКАХ И УСИЛИЙ ПРОТИВОИЗГИБА В ЧЕТЫРЕХВАЛКОВОЙ КЛЕТИ ПРОКАТНОГО СТАНА

Разработаны расчетные методы и созданы программные средства для численного определения НДС и усилий противоизгиба холоднolistового четырехвалкового прокатного стана с учетом остаточных термонапряжений. Расчет термонапряжений осуществлен посредством решения задачи термоупруговязкопластичности для среды с нестабильной структурой. В основу решения объемной контактной задачи для определения рабочих напряжений от прокатки положен конечно-элементный комплекс ANSYS. Представлены результаты численной реализации применительно к реальному прокатному стану КВАРТО 500/1300×1700. Установлено, что приближенное аналитическое решение, основанное на балочной схеме, дает заниженные значения усилий противоизгиба, а также что остаточные напряжения от термообработки валков значительно больше эксплуатационных напряжений от прокатки.

E-mail: elenboch@mail.ru

Ключевые слова: листопрокатный стан, клеть кварто, усилия противоизгиба, объемная контактная задача, метод конечных элементов, остаточные термические напряжения, теплопроводность, термоупруговязкопластичность, нестационарная структура.

Важной проблемой при изготовлении листового проката является обеспечение постоянности его толщины. Разнотолщинность листа возникает вследствие изгиба рабочих валков в процессе прокатки. В четырехвалковых станах (кварто) для уменьшения изгиба рабочих валков используются опорные валки, на которые передается основная часть усилия прокатки [1], кроме того, к рабочим валкам прикладываются усилия противоизгиба, выгибающие их в противоположном направлении и выравнивающие стрелу прогиба. Как правило, усилия противоизгиба выбирают посредством прикидочных расчетов и ориентировочных значений, полученных в процессе эксплуатации аналогичных прокатных станов.

В настоящей работе разработана основанная на МКЭ математическая модель прокатного стана кварто, позволяющая численно определять НДС в валках и усилия противоизгиба. Следует отметить, что при одних и тех же размерах валков и усилиях прокатки НДС в них будут различными в зависимости от того, какой термической обработке подвергались валки в процессе изготовления и какие остаточные напряжения сохранились в них к началу эксплуатации. Остаточные термонапряжения, как правило, превышают эксплуатационные напряжения,

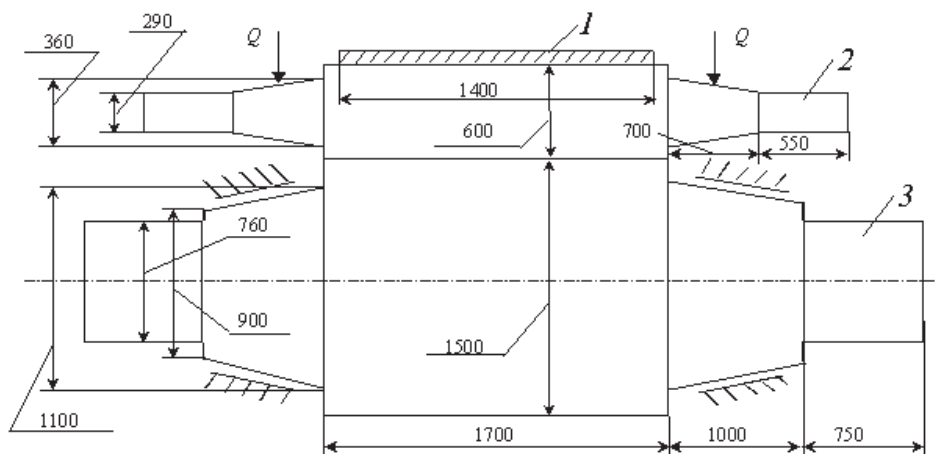


Рис. 1. Схема нижней половины стана КВАРТО 600/1500×1700:

1 – прокатываемый лист; *2, 3* – рабочий и опорный валки; *Q* – усилие противоизгиба

возникающие при прокатке [2], поэтому для адекватного определения усилий противоизгиба необходимо учитывать в расчете значения этих остаточных напряжений.

Для обоснования целесообразности применения разработанной математической модели были сопоставлены значения усилий противоизгиба, полученные путем численного эксперимента, и значения, найденные по традиционной методике [1], основанной на балочной схеме. В качестве объекта исследования выбран холоднолистовой четырехвалковый прокатный стан КВАРТО 600/1500x1700, состоящий из двух рабочих (сталь 90ХФ, диаметр 0,6 м, длина рабочей части 1,7 м) и двух опорных валков (сталь 90Х, диаметр 1,5 м, длина рабочей части 1,7 м). Усилие прокатки принималось равным 20 МН, а ширина прокатываемого листа – 1,4 м. Остальные геометрические размеры, используемые в расчете, приведены на рис. 1. В силу симметрии задачи относительно прокатываемого листа на рисунке изображена только нижняя часть клетки.

Согласно традиционной методике [1] рабочий валок рассматривается как балка с постоянным поперечным сечением. Дифференциальное уравнение упругой линии $v(z)$ балки в общем случае имеет вид

$$EI_x v^{IV}(z) = f(z), \quad (1)$$

где $f(z)$ – функция изменения поперечной погонной нагрузки по длине балки; E – модуль Юнга; I_x – момент инерции поперечного сечения.

Общее решение этого дифференциального уравнения складывается из общего решения однородного уравнения при $f(z) = 0$ и частного

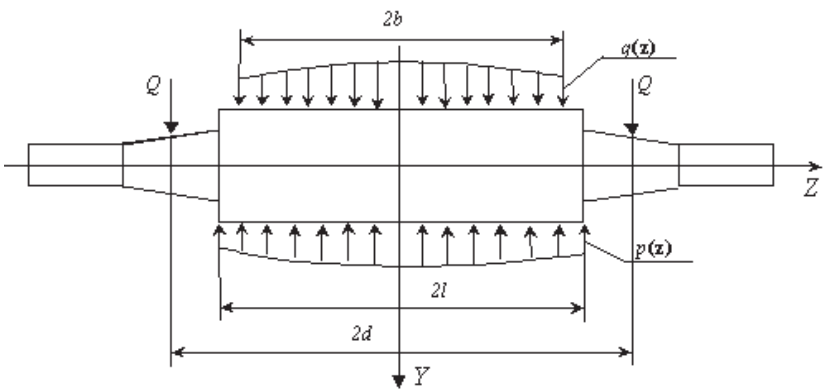


Рис. 2. Силовая схема рабочего вала

решения неоднородного уравнения [3]:

$$EI_x v(z) = c_0 + c_1 z + c_2 \frac{z^2}{2} + c_3 \frac{z^3}{6} + \int_0^z \frac{(z-t)^3}{6} f(z) dt, \quad (2)$$

где c_0, c_1, c_2, c_3 — постоянные интегрирования, определяемые граничными условиями.

Из силовой схемы, приведенной на рис. 2, следует, что функция $f(z)$ для рабочего вала имеет следующий вид:

$$f(z) = \begin{cases} 0, & l < |z| \leq d; \\ -p(y), & b < |z| \leq l; \\ q(z) - p(z), & 0 \leq |z| \leq b. \end{cases} \quad (3)$$

Рассмотрим граничные условия задачи. Симметрия рабочего вала относительно срединной плоскости приводит к тому, что в начале координат угол поворота равен нулю ($v'(0) = 0$); изгибающий момент в точках приложения усилий противоизгиба также равен нулю ($v''(\pm d) = 0$), а поперечные силы — равны этим усилиям ($EI_x v'''(\pm d) = Q$). С учетом граничных условий выражение для прогиба вала (2) принимает вид

$$EI_x v(z) = c_0 + Q \frac{z^2 d}{2} + Q \frac{z^3}{6} + \int_{-l}^0 \frac{z t^2}{2} p(z) dt + \int_{-b}^0 \frac{z t^2}{2} q(z) dt +$$

$$+ \begin{cases} 0, & l < |z| \leq d; \\ - \int_{-l}^z \frac{(z-t)^3}{6} p(z) dt, & b < |z| \leq l; \\ \int_{-b}^l \frac{(z-t)^3}{6} q(z) dt - \int_{-l}^z \frac{(z-t)^3}{6} p(z) dt, & 0 \leq |z| \leq b. \end{cases} \quad (4)$$

Прогиб в уравнении (4) определен с точностью до постоянной интегрирования c_0 — прогиба в начале координат. Последнее связано с тем, что при определении общего решения дифференциального уравнения четвертого порядка (1) имеется возможность записать только три граничных условия. Принимая для простоты давление q прокатки и контактное давление p между рабочим и опорным валками постоянными, получаем формулу для определения прогиба:

$$EI_x v(z) = c_0 + Q \frac{z^2 d}{2} - \frac{z^2 l^2}{4} p + \frac{z^2 b^2}{4} q - \frac{z^4}{24} p + \frac{z^4}{24} q - \frac{(z-b)^4}{24} q H(b) + \frac{(z-l)^4}{24} q H(l), \quad (5)$$

где $H(b)$, $H(l)$ — функции Хевисайда.

Разность прогибов рабочего валка посередине и у кромки листа с учетом того, что $pl = qb + Q$, будет равна

$$EI_x \Delta v(0, b) = q \frac{l^4}{4} \left(\frac{b}{l} \right)^3 \left(\frac{b^2}{6l^2} - \frac{7b}{6l} + 1 \right) + Q l^3 \left(\frac{b}{l} \right)^2 \left(\frac{b^2}{24l^2} - \frac{d}{2l} + \frac{1}{4} \right). \quad (6)$$

Очевидно, что для равномерной толщины прокатываемого листа величина Δv в последнем выражении должна равняться нулю. Приравняв левую часть уравнения (6) к нулю, можно получить формулу для определения усилия противоизгиба:

$$Q = q \frac{b}{4} \left(\frac{7b}{6l} - \frac{b^2}{6l^2} - 1 \right) / \left(\frac{b^2}{24l^2} - \frac{d}{2l} + \frac{1}{4} \right). \quad (7)$$

Давление прокатки q определяется как отношение усилия прокатки к длине рабочей части валка. Подставляя геометрические размеры b , l и d , равные согласно рис. 1 соответственно 0,7; 0,85 и 1,350 м, находим значение усилия противоизгиба 891 кН, что составляет 4,46 % усилия прокатки. Из практики известно, что суммарное усилие противоизгиба ($2Q$) обычно составляет 10...20 % усилия прокатки, т.е. применение формулы (7) приводит к заниженным результатам. Это объясняется тем, что отношение длины рассматриваемого рабочего валка к диаметру бочки приблизительно равно 3 и определять усилия противоизгиба на основе балочной схемы можно только в первом приближении. Кроме того, остаточные напряжения в валках оказывают заметное влияние на НДС валков и, следовательно, на значения усилий противоизгиба.

Остановимся на численном методе расчета остаточных напряжений от термообработки. Для вычисления термонапряжений фактически нужно решить нелинейную нестационарную задачу теплопроводности, выполнить моделирование структурообразования при термообработке и собственно определить напряжения. Поскольку теплофизические коэффициенты зависят от температуры и структуры, кинетика

структурных превращений зависит от изменения температуры, а параметры уравнений состояния при пластичности и ползучести зависят от температуры и структуры, то все три задачи оказываются взаимосвязанными. Термообработку крупногабаритных прокатных валков обычно выполняют таким образом, что на центральные области валков в течение длительного времени действуют высокие температуры, при которых проявляются реономные свойства стали. В поверхностных слоях вследствие интенсивного охлаждения формируются пластические деформации. Поэтому для адекватного описания деформирования стали при термообработке необходимо использовать модель упруговязкопластической среды с нестабильной структурой [4].

Для решения нелинейной нестационарной задачи теплопроводности с граничными условиями третьего рода применяли МКЭ. Для осесимметричного изотропного тела в случае переменных теплофизических коэффициентов эта задача описывается следующим дифференциальным уравнением [5]:

$$c\rho \frac{\partial t}{\partial \tau} = \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \left(\lambda r \frac{\partial t}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial t}{\partial z} \right) + q_V, \quad (8)$$

где $t(r, z, \tau)$ — температура; r, z — координаты по радиусу и по оси соответственно; τ — время; c — теплоемкость; λ — коэффициент теплопроводности; ρ — плотность; q_V — мощность удельных источников энергодвыделения. Для аппроксимации в уравнении (8) производной по времени использовали безусловно устойчивую центральную разностную схему Кранка–Никольсона. В расчете принимали, что коэффициент теплопроводности зависит от температуры и структуры, а теплоемкость — только от температуры; тепловыделения при структурных превращениях учитывали посредством слагаемого — мощности удельных источников энергодвыделения, включенного в уравнение теплопроводности.

При моделировании структурообразования при термообработке стали для описания изотермического распада аустенита в перлит использовали уравнение Авраами [5], а для бейнитного превращения — более сложное уравнение, учитывающее ускорение хода превращения и снижение предельной степени распада аустенита под нагрузкой. Переход от изотермической кинетики превращения аустенита к неизотермическим условиям проводили согласно теории изокинетических реакций на основе правила аддитивности. Уравнения для определения удельной доли новой структуры на n -м шаге имеют вид [4]

$$\tau_n = \left[-\frac{\ln(1 - V_H^{n-1}/V_A^B)}{K(t_n)} \right]^{1/n(t_n)},$$

$$V_H(\tau_n) = \{1 - \exp[-K(t_n)(\tau_n + \Delta\tau_n)^{n(t_n)}]\} V_A^B, \quad (9)$$

где τ_n — приведенное время, которому соответствует удельная доля новой структуры, накопленная на предыдущем шаге в предположении, что превращение протекает при температуре данного шага t_n ; V_A^B — удельная доля аустенита, сохранившегося к началу бейнитного превращения. Для перлитного превращения этот параметр равен единице.

Напряжения определяли, решая задачу термоупруговязкопластичности для материала с нестабильной структурой [4]. В основу решения был положен пошаговый метод определения дополнительных (начальных) деформаций [7]. В этом случае приращение тензора полной деформации можно представить в виде суммы

$$\Delta\varepsilon_{ij} = \Delta\varepsilon_{ij}^e + \Delta\varepsilon_{ij}^p + \Delta\varepsilon_{ij}^c + \delta_{ij}\Delta\varepsilon_T, \quad (10)$$

где $\Delta\varepsilon_{ij}^e$, $\Delta\varepsilon_{ij}^p$, $\Delta\varepsilon_{ij}^c$ — приращение упругой, пластической и деформации ползучести соответственно; $\Delta\varepsilon_T$ — приращение свободной деформации, учитывающей температурные и структурные изменения объема; δ_{ij} — символ Кронекера.

Согласно методу дополнительных деформаций решение задачи термоупруговязкопластичности сводится к последовательному решению задачи термоупругости, при этом три последних слагаемых в уравнении (10) объединяются в одно, т.е.

$$\Delta\varepsilon_{ij} = \Delta\varepsilon_{ij}^e + \Delta\varepsilon_{ij}^0, \quad (11)$$

где $\Delta\varepsilon_{ij}^0 = \Delta\varepsilon_{ij}^p + \Delta\varepsilon_{ij}^c + \delta_{ij}\Delta\varepsilon_T$ — дополнительная деформация.

Принцип расчета термонапряжений на каждом временном шаге заключался в итерационном уточнении приращений деформаций пластичности и ползучести, включенных в состав дополнительной деформации, при которых интенсивность напряжений, вычисленная в задаче термоупругости, не превышала бы значения, полученного по кривой растяжения для накопленной к данному шагу пластической деформации. Задачу термоупругости так же, как и температурную задачу, решали МКЭ. Изолинии наиболее опасных остаточных осевых напряжений в рабочем валке после индукционной закалки токами промышленной частоты (ТПЧ) с отпуском приведены на рис. 3.

При создании математической модели изгиба валков в процессе прокатки в целях снижения числа используемых конечных элементов учитывали симметрию задачи относительно продольного сечения и срединной плоскости (рис. 4). Для определения НДС в валках и выбора на основе условия постоянности прогиба рабочего валка усилий противоизгиба решали задачу о контактном взаимодействии двух цилиндрических поверхностей. Для этого в зоне контакта рабочего и опорного валков были введены специальные контактные конечные элементы.

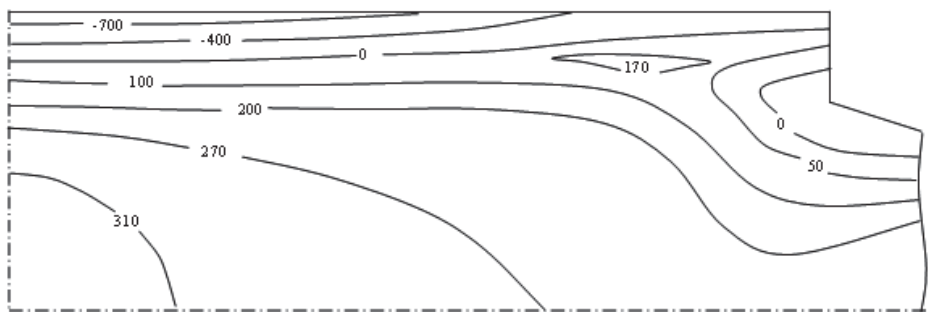


Рис. 3. Изолинии остаточных осевых напряжений (МПа) в рабочем валке после индукционной закалки ТПЧ с отпускком

Математическая модель была создана в среде ANSYS 11.0. Конечно-элементную сетку формировали посредством “протягивания” плоской фигуры, разбитой на плоские четырехугольные 8-узловые вспомогательные конечные элементы MESH200, вдоль продольной оси валков. Эта фигура имела внутренние области. Внешняя граница фигуры представляла собой поперечное сечение рабочего и опорного валков, внутренние области — поперечные сечения шеек; имелась также область более мелкого разбиения в зоне контакта валков. Для постепенного перехода от зоны мелкого разбиения к зоне обычного разбиения дополнительно задавали промежуточную область. В результате процедуры “протягивания” получали конечно-элементную модель, состоящую из 20-узловых объемных (3D) элементов SOLID95. Данный конечный элемент позволяет без потери точности использовать нерегулярную форму сетки, а также описывать модели с искривленными границами. Поверхности рабочего и опорного валков в зоне полосы контакта моделировали 8-узловыми поверхностными трехмерными контактными CONTA174 и ответными TARGE170 элементами, предназначенными для моделирования контактного взаимодействия между трехмерными деформируемыми поверхностями. Причем эти элементы располагали на поверхностях трехмерных объемных элементов SOLID95. Для учета остаточных радиальных (σ_r), осевых (σ_z), окружных (σ_t) и касательных (τ_{rz}) напря-

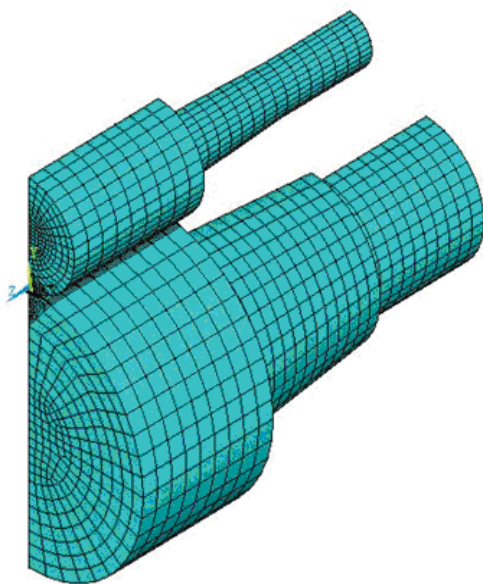


Рис. 4. Конечно-элементная модель клетки стана кварто

жения. Для учета остаточных радиальных (σ_r), осевых (σ_z), окружных (σ_t) и касательных (τ_{rz}) напря-

жений при решении контактной задачи эти напряжения задавали в ANSYS как начальные посредством использования функции *inis*.

В процессе численного счета задавали различные значения усилий противоизгиба и определяли погрешность толщины листа, которую рассчитывали по формуле

$$\delta = 2\Delta v/t, \quad (12)$$

где Δv — максимальная разность радиальных перемещений узлов, расположенных на рабочей поверхности вала, в зоне контакта с прокатываемым металлом; t — толщина листа (3 мм).

Вначале задавали усилие противоизгиба, рассчитанное по формуле (7). Результаты численного расчета показали, что разнотолщинность листа в этом случае составляет $\sim 3\%$. Далее увеличивали усилия противоизгиба и анализировали значение разнотолщинности. Численный расчет показал, что наименьшая разнотолщинность листа возникает при усилиях противоизгиба, составляющих 7% усилия прокатки. На рис. 5 приведены изолинии наиболее опасных осевых напряжений для этого случая. Из сопоставления рис. 3 и 5 следует, что остаточные термонапряжения в валах значительно больше эксплуатационных напряжений от прокатки.

Выводы. 1. Приближенное аналитическое решение, основанное на балочной схеме, дает существенно заниженные значения усилий противоизгиба.

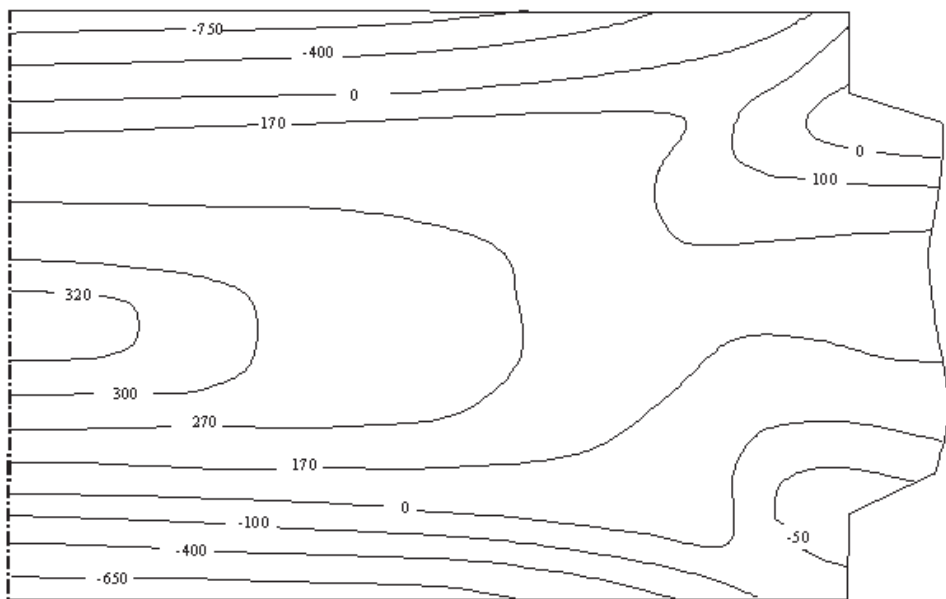


Рис. 5. Изолинии суммарных осевых напряжений (МПа) от термообработки и прокатки в рабочем валке с рациональными значениями усилий противоизгиба

2. Остаточные напряжения от термообработки валков значительно больше эксплуатационных напряжений от прокатки.

3. Корректное определение усилий противоизгиба в четырехвалковых клетях прокатных станов возможно только численными методами, при этом необходимо учитывать в расчете остаточные напряжения от термообработки.

Работа выполнена в рамках гос. контракта № 02.513.11.3487 от 8 октября 2009 г.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Целиков А. И., Никитин Г. С., Рокотян С. Е. Теория продольной прокатки. – М.: Металлургия, 1980. – 319 с.
2. Покровский А. М. Оценка ресурса прокатных валков с учетом остаточных напряжений от термической обработки // Производство проката. – 2005. – № 9. – С. 26–31.
3. Смирнов В. И. Курс высшей математики. – М.: Физматгиз. – Т. II, 1958. – 628 с.
4. Вафин Р. К., Покровский А. М., Лешковцев В. Г. Прочность термообрабатываемых прокатных валков. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2004. – 264 с.
5. Коздоба Л. А. Методы решения нелинейных задач теплопроводности. – М.: Наука, 1975. – 228 с.
6. Кристьян Дж. Теория превращений в металлах и сплавах: Пер. с англ. М.: Мир. – Ч. 1: Термодинамика и общая кинетическая теория, 1978. – 808 с.
7. Термопрочность деталей машин / Пол ред. И.А. Биргера, Б.Ф. Шорра. – М.: Машиностроение, 1975. – 456 с.

Статья поступила в редакцию 16.10.2009

Елена Баторовна Бочектуева окончила Томский государственный университет в 2003 г. Аспирантка кафедры “Соппротивление материалов” Восточно-Сибирского государственного технологического университета (Улан-Удэ). Автор четырех научных работ в области численных методов оценки прочности машин.

Ye.В. Bochektueva graduated from the Tomsk State University in 2003. Post-graduate of "Strength of Materials" department of the East-Siberian State Technological University (Ulan-Ude). Author of 4 publications in the field of numerical methods of machine strength estimation.

