

УДК 612.431.75

Титов В. А.
Титов А. В.**ВЛИЯНИЕ ТРЕНИЯ ПРИ ВЫГЛАЖИВАНИИ НА РАСПРЕДЕЛЕНИЕ
НАПРЯЖЕНИЙ В ПРИПОВЕРХНОСТНОМ СЛОЕ**

Актуальной научно-технической задачей современного машиностроения является обеспечение эксплуатационных характеристик надежности и ресурса изделий, таких как летательные аппараты, двигатели, автомобили и другие. Преждевременный отказ изделий, как правило, носит усталостный характер. Как известно [1, 2], зарождение усталостных трещин начинается с поверхности заготовок или в приповерхностном слое. Поэтому эксплуатационные характеристики изделий в значительной степени зависят от качества поверхности деталей, и в большей степени от величины остаточных напряжений сжатия в приповерхностном слое [3]. Для обеспечения этих характеристик на финишных операциях изготовления деталей изделий производят их обработку методами поверхностного пластического деформирования [3, 4, 5], например, выглаживанием. Опыт показывает, что на величину остаточных напряжений оказывает большое влияние условия контактного трения между индентором выглаживателя и деталью.

Целью данной статьи является обобщение результатов комплексного исследования влияния коэффициента трения на формирование остаточных напряжений, а также сравнение теоретических, численных и экспериментальных данных.

В постановке статьи [6, 7] разработана математическая модель процесса выглаживания, которая описывает поле скоростей деформаций движения материальных частиц в очаге деформации:

$$\begin{aligned}\varepsilon_{zz} &= -2 \frac{V^2(t_k - t)}{\pi k R r} \cdot \left(1 - \frac{z}{k V t_k}\right) \sin \frac{\pi r}{V t_k}; \\ \varepsilon_{rr} &= 2 \frac{V^3(t_k - t)t_k}{\pi^2 k R r^2} \cdot \left(1 - \frac{z}{k V t_k}\right) \cdot \left(1 - \frac{\pi r}{V t_k} \cdot \sin \frac{\pi r}{V t_k} - \cos \frac{\pi r}{V t_k}\right) - \sqrt{2} \frac{A}{t_k} f_{mp} \left(1 - \frac{z}{k V t_k}\right) \cos \frac{V t}{R}; \\ \varepsilon_{\theta\theta} &= 2 \frac{V^3(t_k - t)t_k}{\pi^2 k R r^2} \cdot \left(1 - \frac{z}{k V t_k}\right) \cdot \left(1 - \cos \frac{\pi r}{V t_k}\right) + \sqrt{2} \frac{A}{t_k} f_{mp} \left(1 - \frac{z}{k V t_k}\right) \cos \frac{V t}{R}; \\ \varepsilon_{zr} &= 2 \frac{V^3(t_k - t)t_k}{\pi R r^2} \cdot \left(1 - \frac{z}{V t_k}\right)^2 \cdot \left(\frac{\pi r}{V t_k} \cdot \cos \frac{\pi r}{V t_k} - \sin \frac{\pi r}{V t_k}\right) - \\ &\quad - \frac{2V^2(t - t_k)}{\pi^2 k^2 R r} \cdot \left(1 - \cos \frac{\pi r}{V t_k}\right) - \frac{\sqrt{2}}{k t_k} f_{mp} A \left(1 - \frac{r}{V t_k}\right) \cos \frac{V t}{R}; \\ \varepsilon_{r\theta} &= -\frac{4\sqrt{2}}{t_k} f_{mp} \cos \frac{V t_k}{R} A \left(1 - \frac{z}{V t_k}\right) \theta; \\ \varepsilon_{\theta z} &= -\frac{\sqrt{2}}{t_k} f_{mp} \cos \frac{V t_k}{R} A \left[1 - \left(1 - \frac{2r}{V t_k}\right) \theta\right],\end{aligned}$$

$$\text{где } A = \sqrt{\frac{2}{l^2} (h - z)^2 + \frac{3}{2} \left[\frac{16}{l^2} (h - z)^2 \theta^2 + \left[1 - \left(1 - \frac{2r}{l}\right) \theta\right]^2 + \left(1 - \frac{r}{l}\right)^2 \right]};$$

V – скорость обработки выглаживанием;

R – радиус заточки индентора;

k – коэффициент глубины распространения деформаций ($k = 1,5-2,0$);

t_k – время нахождения точки в очаге деформации;

f_{mp} – коэффициент трения;

h – глубина распространения деформаций;

$l = Vt_k$ – радиус пятна контакта.

Определение силовых и энергетических параметров деформирования, а также НДС в очаге деформации выполнен в соответствии с методом [8, 9, 10].

Разработанная модель учитывает влияние коэффициента трения на контактной поверхности между инструментом и деталью на процесс деформирования. Расчеты показывают, что не только распределение НДС в очаге деформации зависит от величины трения, но и остаточные напряжения в приповерхностном слое после деформирования.

Для обоснования этого факта выполнено дополнительное исследование численными методами с использованием CAD/CAE ANSYS и экспериментально на натуральных образцах.

При численном моделировании процесса выглаживания в системе CAD/CAE ANSYS сделаны следующие допущения:

- деталь задавалась как бесконечная полуплоскость;
- при этом свойства материалов задавались кривой упрочнения, полученной при статических испытаниях;
- в качестве инструмента использован сферический индентор, который считался абсолютно твердым;
- решалась квазидинамическая задача, то есть в статической постановке инструменту задавалась не скорость, а перемещение;
- трение в зоне контакта задавалось коэффициентом трения.

Анализ выполнен в декартовой системе координат, связанной с обрабатываемой деталью. Для увеличения точности расчета использована неравномерная разбивка детали на конечные элементы, наименьшая величина которых принималась в приповерхностном слое толщиной 1 мм.

Для проверки корректности построения модели и достоверности результатов решалась тестовая задача внедрения сферического индентора в полуплоскость. Полученные результаты расчета усилия и удельной работы и аналитической конечно-элементной модели сравнивались с известными (рис. 1).

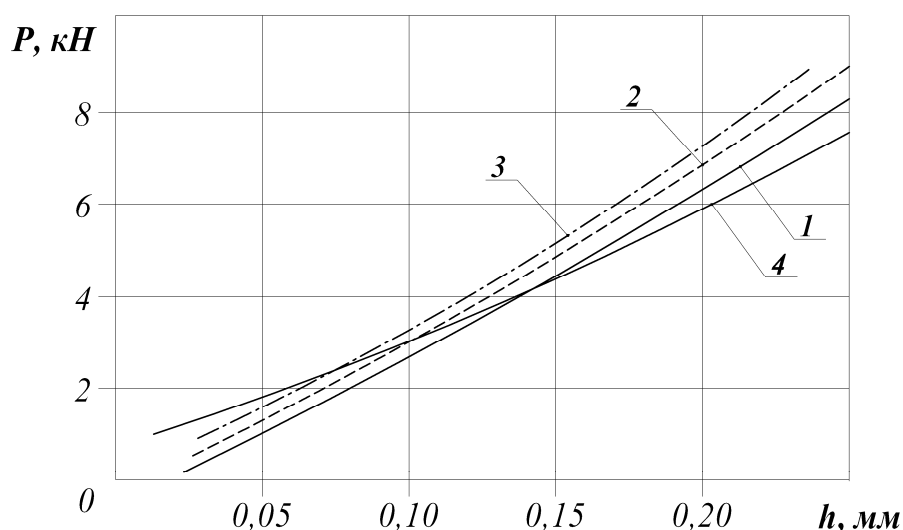


Рис. 1. Зависимость усилия нагружения от глубины вдавливания сферического индентора:

- 1 – аналитический расчет с использованием разработанной аналитической модели;
- 2 – результаты расчета в работе [11];
- 3 – результаты численного расчета (ANSYS);
- 4 – экспериментальные данные автора

Показано, что взаимная погрешность вычисления усилия в области интервала значе- ний рабочей глубины внедрения сферического индентора с $R_{сф} = 2,5$ мм при алмазном выглаживании по существующей технологии не превышает 10–15 % для материала Х12НМБФ-Ш. Это позволяет сделать заключение о достоверности расчетных данных и кор- ректности разработанных моделей, сделать прогноз, что последующие результаты расчета тоже достоверны.

Анализ результатов расчета показал также, что при выглаживании ось симметрии эпюры распределения интенсивности напряжений поворачивается на некоторый угол β по отношению к оси для статического вдавливания сферического индентора (рис. 2). Это объяс- няется изменением формы площадки контакта индентора с деталью.

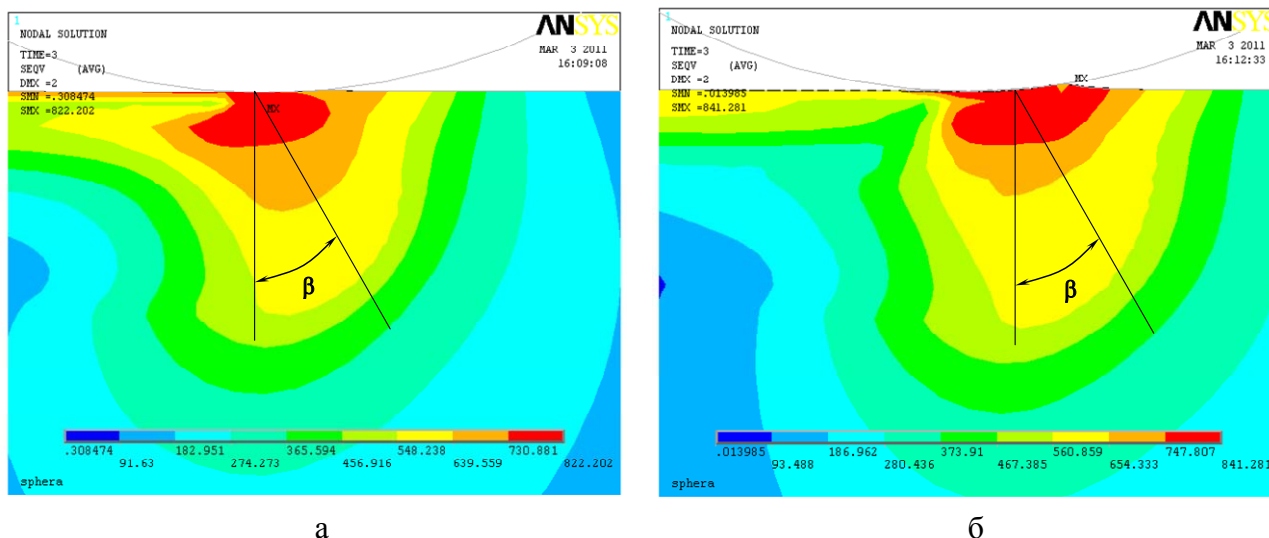


Рис. 2. Распределение интенсивности напряжений в очаге деформации при различных коэффициентах трения:

а – $f_{mp} = 0,05$; б – $f_{mp} = 0,25$

Обращает внимание высокая величина сдвиговых напряжений τ_{xy} в направлении движения индентора (рис. 3), которые создают сдвиг в приповерхностном слое глубиной до 0,25–0,35 мм. Их величина увеличивается при увеличении коэффициента трения между де- талью и индентором, что совпадает с результатами расчета по математической модели.

Анализ напряженного состояния в очаге деформаций показывает, что все компоненты σ_x , σ_y , σ_z тензора напряжений являются сжимающими, при этом величина максимального σ_y достигает 2000 МПа и соответствует контактной поверхности индентора с деталью. Де- формации e_x и e_z являются растягивающими, а радиальная деформация e_y – сжимающая. Глубина затухания напряжений и деформаций $h_3 = 0,9–1,0$ мм, при $h > h_3$ их величина соот- ветствует упругой зоне и стремится к нулю.

Погрешность определения параметров НДС с использованием математической моде- ли не превышает 6–8 %. При этом в зоне затухания пластических деформаций, величина ко- торой ограничена оптимизированным параметром глубины h_3 , численный расчет МКЭ дает более точное решение. Погрешность определения сдвиговых деформаций в приповерхност- ном слое детали при выглаживании с учетом $f_{mp} = 0,25$ и глубиной внедрения $H = 0,0008$ мм по сравнению с МКЭ не превышает 10 %. Комплексная оценка корректности разработанной модели выглаживания выполнена по сравнению энергетических параметров –

удельной работы деформирования (рис. 4). Показано, что погрешность расчета по математической модели не превышает 5–7 % по сравнению с МКЭ и 10–12 % по сравнению с экспериментальными данными. При этом теоретические значения в области больших усилий выглаживания превышают экспериментальные значения.

Получены результаты численного расчета влияния коэффициента трения между индентором и поверхностью детали на НДС поверхностного слоя и проведено их сравнение с разработанной математической моделью.

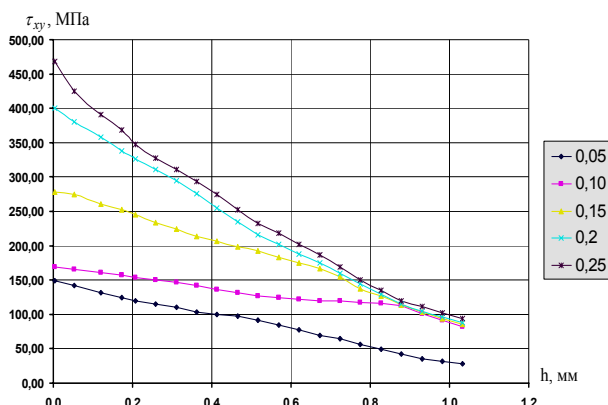


Рис. 3. Распределение действующих τ_{xy} в зависимости от глубины h поверхностного слоя детали при различных коэффициентах трения f_{mp}

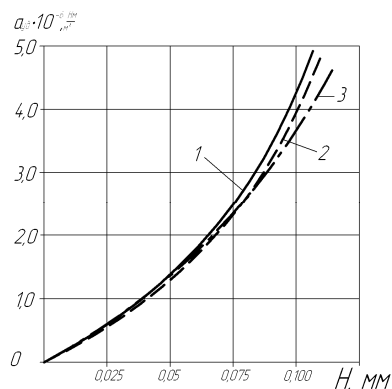


Рис. 4. Удельная работа деформирования от глубины вдавливания сферического индентора ($R_{C\Phi} = 2,5\text{мм}$) в сталь Х12НМБФ-Ш: 1 – расчет ANSYS; 2 – аналитический расчет по предложенной математической модели; 3 – экспериментальные результаты

В результате численного расчета с использованием ANSYS установлено, что с увеличением коэффициента трения несколько увеличивается интенсивность напряжений по глубине детали и в направлении движения инструмента (рис. 5). При этом величина угла β , практически, не изменяется, что свидетельствует о стабильности поверхности контактной площадки индентора с деталью.

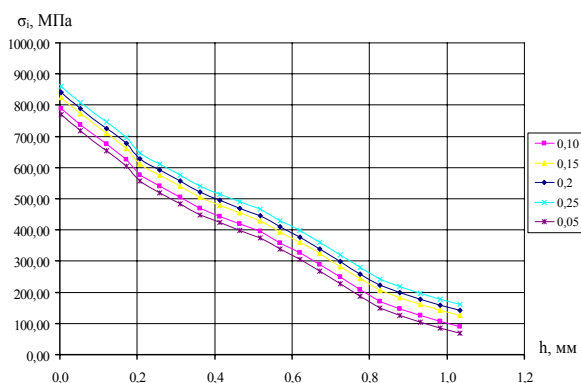


Рис. 5. Распределение интенсивности напряжений σ_i в зависимости от глубины h поверхностного слоя детали при различных коэффициентах трения f_{mp}

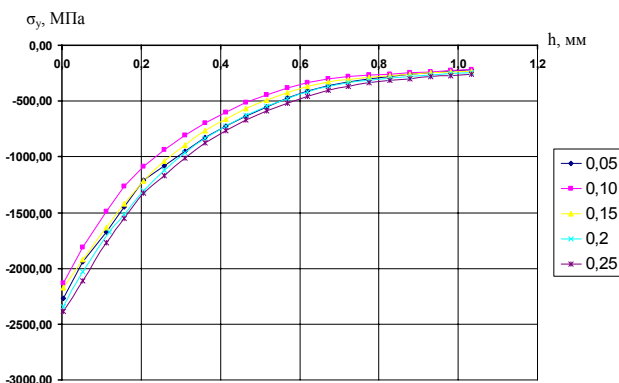


Рис. 6. Распределение действующих σ_y в зависимости от глубины h поверхностного слоя детали при различных коэффициентах трения f_{mp}

В очаге деформации в процессе выглаживания с увеличением коэффициента трения от 0,05 до 0,25:

– величина нормальных напряжений σ_x , практически не зависит от коэффициента трения;
 – величина σ_y увеличивается на 20–27 % и достигает значения около 2300 МПа сжатия (рис. 6);

– максимальная величина сдвиговых напряжений на поверхности увеличивается более чем в 3 раза с 150 до 480 МПа, а их затухание происходит на глубине 0,8–1,2 мм (см. рис. 3).

Остаточные напряжения σ_x и σ_z в приповерхностном слое толщиной до 0,5–0,6 мм являются сжимающими. Их максимальная величина (500–600 МПа) расположена в приповерхностном слое глубиной 0,075–0,120 мм. К поверхности детали их величина уменьшается до 150–200 МПа.

Анализ распределения остаточных напряжений в поверхностном слое детали показывает, что с увеличением коэффициента трения с 0,05 до 0,25:

– максимальная величина нормальных остаточных напряжений σ_x (рис. 7) и σ_z (рис. 8) уменьшается в 2,0–2,5 раза; при этом они являются сжимающими;

– остаточное нормальное напряжение σ_y является растягивающим, а его величина увеличивается. При минимальном коэффициенте трения ($f_{mp} = 0,05$) его величина близка нулю (рис. 9);

– величина остаточных сдвиговых напряжений τ_{xy} увеличивается до 200 МПа, а $f_{mp} = 0,05$ их величина близка к нулю (рис. 10).

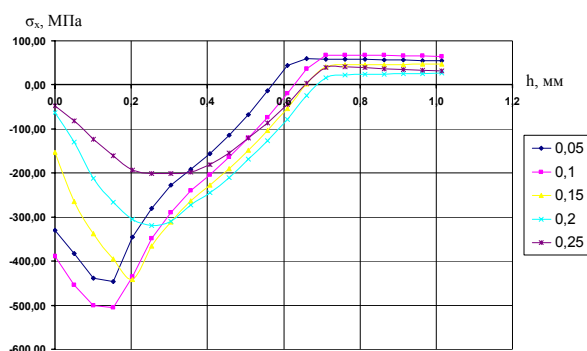


Рис. 7. Распределение остаточных σ_x в зависимости от глубины h поверхностного слоя детали при различных коэффициентах трения f_{mp}

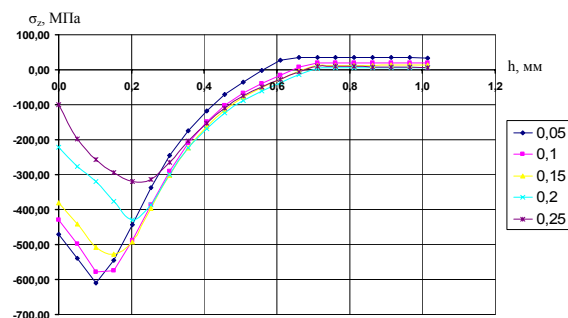


Рис. 8. Распределение остаточных σ_z в зависимости от глубины h поверхностного слоя детали при различных коэффициентах трения f_{mp}

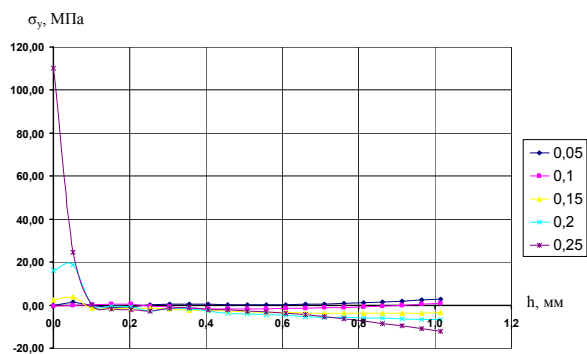


Рис. 9. Распределение остаточных σ_y в зависимости от глубины h поверхностного слоя детали при различных коэффициентах трения f_{mp}

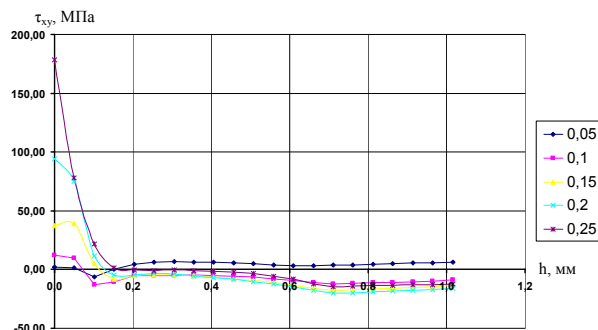


Рис. 10. Распределение остаточных τ_{xy} в зависимости от глубины h поверхностного слоя детали при различных коэффициентах трения f_{mp}

Это свидетельствует о том, что для получения максимальных сжимающих напряжений в поверхностном слое детали необходимо уменьшать трение между инструментом и металлом детали.

Погрешность определения остаточных напряжений по математической модели по сравнению с МКЭ не превышает 10–12 %. Оценка погрешности определения остаточных напряжений по математической модели по сравнению с экспериментом для стали Х12НМБФ-Ш.

ВЫВОДЫ

Предложена математическая модель процесса выглаживания, которая описывает поле скоростей движения материальных частиц в очаге деформации. Использование модели совместно с общими уравнениями механики сплошных сред позволило проанализировать влияние коэффициента трения на контактной поверхности индентор-деталь на формирование остаточных напряжений в приповерхностном слое детали.

Достоверность результатов подтверждена численными методами с использованием CAD/CAE ANSYS и экспериментально на натуральных образцах.

В результате комплексного исследования показано, что для получения максимальных сжимающих напряжений в поверхностном слое детали необходимо уменьшать трение между инструментом и материалом детали.

ЛИТЕРАТУРА

1. Иванова В. С. *Природа усталости металлов* / В. С. Иванова, В. Ф. Терентьев. – М. : «Металлургия», 1975. – 456 с.
2. Троценко В. Т. *Деформирование и разрушение металлов при многоцикловом нагружении* / В. Т. Троценко. – К. : Наукова думка, 1981. – 341 с.
3. Богуслаев В. А. *Технологическое обеспечение и прогнозирование несущей способности деталей ГТД* / В. А. Богуслаев, В. К. Яценко, В. Ф. Притченко. – К. : Манускрипт, 1993. – 333 с.
4. Торбило В. М. *Алмазное выглаживание* / В. М. Торбило. – М. : Машиностроение, 1972. – 105 с.
5. *Технологія виробництва авіаційних двигунів. Частина III. Методи обробки деталей авіаційних двигунів* / В. О. Богуслаєв, О. Я. Качан, В. К. Яценко та інші. – Видавн. ВАТ «Мотор Січ», Запоріжжя, 2008 р. – 639 с.
6. Титов В. А. *Некоторые перспективные направления развития процессов выглаживания конструкционных материалов* / В. А. Титов, А. В. Титов // *Вісник Національного технічного університету «ХПИ» : збірник наукових праць. Тематичний випуск : Нові рішення в сучасних технологіях*. – Харків : НТУ «ХПИ», 2009. – № 32. – С. 78–86.
7. Титов А. В. *Повышение эффективности выглаживания различных конструкционных материалов за счет управления скоростными и силовыми параметрами нагружения инструмента* *Вісник Національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут»* / А. В. Титов. – К. : НТУУ «КПИ». – 2010. – № 59. – С. 121–125. – (Серія «Машинобудування»).
8. Алексеев Ю. Н. *Введение в теорию обработки металлов давлением, прокаткой и резанием* / Ю. Н. Алексеев / Ю. Н. Алексеев. – Харьков : Изд-во ХГУ, 1969. – 108 с.
9. *Високошвидкісні методи обробки металів тиском* / В. А. Тітов, Ю. Є. Шамарін, А. І. Долматов та інші : *КВІЦ*, 2010. – 304 с. – (Серія «Машинобудування»).
10. Калантир С. Ф. *Кинематическая модель закрытой прошивки заготовки коническим пуансоном* / С. Ф. Калантир, В. В. Акоюн, Л. В. Шмельова // *Вестник НТУУ «КПИ»*, 2008. – № 54. – С. 49–54.
11. *Оценка оптимизированных технологических параметров процесса алмазного выглаживания при изготовлении валов ГТД* / В. Ф. Мозговой, А. Я. Качан, В. А. Титов и др. // *Технологические системы*. – 2001. – № 5 (11). – С. 78–85.

Титов В. А. – д-р техн. наук, проф., зав. кафедрой НТУУ «КПИ»;

Титов А. В. – ассистент НТУУ «КПИ».

НТУУ «КПИ» – Национальный технический университет Украины «Киевский политехнический институт», г. Киев, Украина.

E-mail: v.a.titov@list.ru