

Оцінка крихкої міцності сталі корпусу атомного реактора після попереднього термомеханічного навантаження

П. В. Ясній, І. Б. Окіпний, Ю. І. Пиндус

Тернопільський державний технічний університет ім. Івана Пулюя, Тернопіль, Україна

Запропоновано методику оцінки впливу комбінованого попереднього термомеханічного навантаження на в'язкість руйнування теплостійкої сталі, яка базується на аналізі напружено-деформованого стану методом скінченних елементів (у пружно-пластичній постановці) та локальному критерії руйнування.

Ключові слова: напруження сколювання, теплостійка сталь, опір крихкому руйнуванню, попереднє термомеханічне навантаження, попередня пластична деформація, метод скінченних елементів.

Вступ. Попереднє термомеханічне навантаження (ПТН) тіл із тріщинами полягає в навантаженні тіла за температури, яка перевищує температуру в'язкокрихкого переходу, що призводить до значного підвищення опору матеріалів крихкому руйнуванню [1]. Ця задача є актуальною для атомної енергетики, оскільки в процесі експлуатації матеріал корпусу реактора в активній зоні піддається інтенсивному нейтронному опроміненню, яке призводить до окрихчення і зростання температури зміни характеру руйнування від крихкого до в'язкого. Внаслідок цього крихке руйнування матеріалів корпусів стає можливим за аварійних режимів роботи при заливанні холодної води в корпус реактора.

У працях [2–4] встановлено, що підвищення опору крихкому руйнуванню після ПТН зумовлене зміною напружено-деформованого стану (НДС) у вістрі тріщини, тобто наведенням системи залишкових стискальних напружень, затупленням вістря тріщини і деформаційним зміцненням матеріалу попереду вістря тріщини.

У загальному випадку ефект ПТН обумовлений такими чинниками: а) при високих температурах утворюється холоднодеформована структура, яка стійкіша до руйнування сколюванням, тобто попередня деформація розтягом зміцнює матеріал; б) після ПТН змінюється геометрія вістря тріщини, вона затуплюється і змінює НДС зразка; в) на стадії розвантаження завдяки пластичним деформаціям в околі тріщини виникають залишкові стискальні напруження.

Одержані експериментальні дані [5] свідчать про неоднозначний характер впливу рівня ПТН на опір крихкому руйнуванню теплостійких сталей. Це пов'язано зі складною взаємодією наступних факторів, які визначають зміну НДС матеріалу у вістрі тріщини після ПТН: затуплення вістря тріщини; залишкові напруження і зміцнення матеріалу у вістрі тріщини за різних режимів ПТН. Ефект підвищення опору крихкому руйнуванню після ПТН спостерігається навіть у випадку стабільного підростання тріщини при термомеханічному навантаженні. Виявлено [5], що часткове розвантаження або

його відсутність при ПТН не завжди призводить до підвищення опору крихкому руйнуванню.

Метою даної роботи є дослідження впливу параметрів ПТН на опір крихкому руйнуванню теплостійкої сталі та з використанням методу скінчених елементів (МСЕ) розробка методики оцінки впливу ПТН на крихку міцність теплостійкої сталі за допомогою локального критерію руйнування – напруження сколювання з урахуванням впливу історії навантаження.

Методика дослідження. Експериментальні дослідження зразків із теплостійкої реакторної сталі 15Х2МФА проводили на сервогідролінійній випробувальній машині СТМ-100 виробництва АНТК ім. О. К. Антонова (Київ).

Сталь 15Х2МФА досліджували у двох структурних станах після термообробок, що моделюють радіаційне окрихчення матеріалу під дією нейтронного опромінення на середину (15Х2МФА(II)) і кінець (15Х2МФА (III)) терміну експлуатації корпусу атомного реактора.

Напруження сколювання визначали за одновісного розтягу гладких циліндричних зразків при температурі 77 К (діаметр робочої частини 8 і 5 мм, база вимірювання 20 і 10 мм відповідно). Попередньо зразки деформували розтягом (комбінованим) до пластичної деформації $\varepsilon_{pl} = 0,5; 1,0$ і $3,0\%$ у діапазоні температур 293...623 К. Розмах циклічних напружень $\Delta\sigma$ за комбінованого розтягу складав 50, 90, 110, 180 і 220 МПа, частота $f = 25$ Гц.

Попереднє термомеханічне навантаження проводили за позacentрового розтягу компактних зразків товщиною 19 мм за температури 623 К за схемою з повним розвантаженням при $\bar{K} = K_{\text{ПТН}} / K_Q^{5\%} = 0,85$, де $K_{\text{ПТН}}$ – найбільший коефіцієнт інтенсивності напружень (КІН) при термомеханічному перевантаженні; $K_Q^{5\%}$ – КІН, визначений за 5%-ною січною з діаграми руйнування за температури ПТН. Попередньо на всіх зразках вирошували первинні втомні тріщини при коефіцієнті асиметрії циклу навантажування $R = K_{\text{min}} / K_{\text{max}} = 0,1$ і $f = 40$ Гц згідно з рекомендаціями [6]. Відносна довжина первинної тріщини становила $(0,45...0,55)b$ (b – відстань від осі прикладання сили до торця). Придатність зразків для подальших досліджень визначали згідно з [6], де нерівність тріщини на обох поверхнях зразка не перевищувала 5%.

Після ПТН при 293 К на металографічному мікроскопі типу МІМ-10 вимірювали залишкове розкриття берегів тріщини на відстані до 2 мм від її вістря з кроком 0,2 мм.

Залишкове розкриття вістря тріщини δ_{res} після розвантаження при 623 К визначали з діаграми $P - \Delta_1$ і перераховували за формулою [7]

$$\delta_{res} = \frac{0,4(b-l)}{0,4b + 0,6l + r_2} \Delta_1, \quad (1)$$

де r_2 – відстань від осі прикладання сили до лінії вимірювання переміщення Δ_1 ; l – довжина тріщини.

Критичне розкриття вістря тріщини визначали за формулою [8]

$$\delta_f = \Delta_1 \frac{(l_1/r_1 - \Delta_2/\Delta_1)}{l_1/r_1 - 1}, \quad (2)$$

де Δ_1 і Δ_2 – показання датчиків на відстані r_1 і r_2 від вістря тріщини. При вимірюванні забезпечувалась умова: $r_1 = 2-3$ мм; $r_2 \geq 5-6$ мм [6]. Оскільки фронт тріщини у більшості випадків був криволінійний, її середню довжину визначали згідно з [6].

Розрахунки МСЕ виконували з використанням програмного комплексу ANSYS. Для дослідження моделювали компактні зразки товщиною 19 мм, виготовлені зі сталі 15X2МФА(II) ($\sigma_{0,2} = 900$ МПа, $\sigma_B = 1000$ МПа при 293 К). Для розбиття моделі використовували восьмивузловий двовимірний елемент Plane 82, якому надавали властивостей пластичності та великих деформацій. Розрахунки проводили за умови плоскої деформації, враховували ефект кінематичного зміцнення матеріалу та ефект Баушінгера. У вістрі тріщини сітку елементів згущували для збільшення точності розрахунків. Мінімальний розмір елемента дорівнював 25 мкм, що відповідає приблизно чверті розміру зерна сталі 15X2МФА(II). Зусилля прикладали до горизонтальної площадки половини отвору під захоплювач у вигляді еквівалентного зусиллю тиску. У всіх випадках моделювали перенавантаження зразків розтягом та комбінованим розтягом при 623 К.

Результати дослідження та їх обговорення. На рис. 1 показано вплив попередньої пластичної деформації (ППД) розтягом і комбінованим розтягом на напруження сколювання сталі 15X2МФА(II).

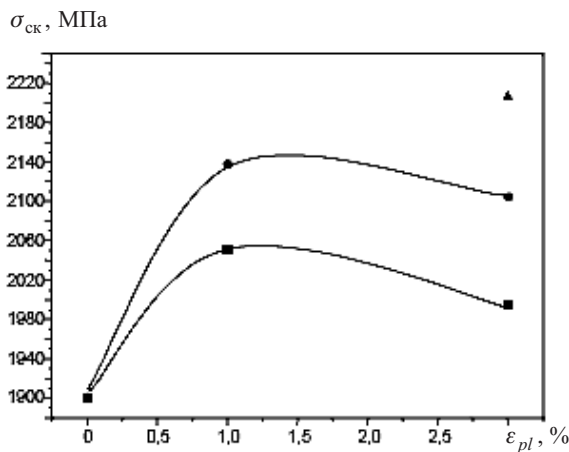


Рис. 1. Залежність напруження сколювання $\sigma_{ск}$ сталі 15X2МФА(II) від ППД розтягом і комбінованим розтягом при 623 К: ■ – $\Delta\sigma = 110$ МПа; ● – $\Delta\sigma = 220$ МПа; ▲ – $\Delta\sigma = 0$.

Виявлено, що зі збільшенням розмаху напружень за комбінованого розтягу і $\varepsilon_{pl} = \text{const}$ напруження сколювання $\sigma_{ск}$ дещо зростають у порівнянні з вихідним станом матеріалу, причому більш суттєво при $\varepsilon_{pl} = 1,0\%$ (рис. 1). Зазначимо, що напруження сколювання при $\varepsilon_{pl} = 3,0\%$ за статичного розтягу більші, аніж за комбінованого [9].

Рис. 2 ілюструє залежність залишкового розкриття вістря тріщини після ПТН від відстані до її вістря. Залишкове $\delta_{res}(r)$ і усереднене залишкове розкриття вістря тріщини на поверхні зразка, виміряне на мікроскопі МІМ-10, залежать від відстані до її вістря. Найбільше значення $\delta_{res}(r)$ відмічається на відстані від вістря тріщини $r = 0,4-0,6$ мм.

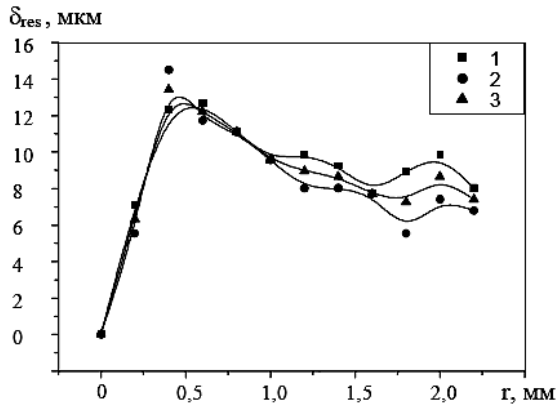


Рис. 2. Залежність $\delta_{res}(r)$ після ПТН за температури 623 К від відстані до вістря тріщини в сталі 15X2MФА: 1, 2 – відповідно лицьова і зворотна поверхня зразка; 3 – усереднені значення.

По мірі подальшого зростання відстані від вістря тріщини спостерігається зменшення залишкового розкриття вістря тріщини. Слід зазначити, що на рис. 2 наведено дані дослідження лише одного зразка після комбінованого ПТН при 623 К і $\bar{K} = 0,85$. Для інших режимів ПТН отримано подібні залежності.

Виявлено, що незалежно від режимів навантаження (статичне чи комбіноване ПТН) і структурного стану сталі в усіх випадках опір крихкому руйнуванню досліджуваної сталі підвищувався у порівнянні з критичним коефіцієнтом інтенсивності напружень (КІН) K_{Ic} .

Після розвантаження зразка, підданого комбінованому ПТН, крива розподілу залишкових стискальних напружень перетинає вісь абсцис на дещо більшій відстані від аналогічної кривої після статичного ПТН.

На рис. 3 представлено криві розподілу нормальних пластичних деформацій у вістрі тріщини за вказаних вище умов статичного та комбінованого ПТН. Очевидно, що при комбінованому ПТН збільшення довжини ділянки пластичних деформацій приблизно на 30% є причиною зростання рівня і довжини ділянки дії залишкових стискальних напружень у вістрі тріщини.

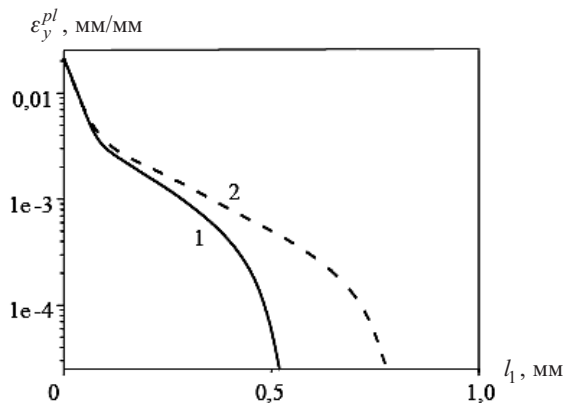


Рис. 3. Розподіл нормальних пластичних деформацій у вістрі тріщини за статичного (1) і комбінованого (2) ПТН при $K_I = 94 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$, $\Delta K = 20 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ і $T = 623 \text{ К}$.

На основі експериментальної залежності напруження сколювання від ППД (рис. 1) і розподілу нормальних пластичних деформацій, отриманого МСЕ (рис. 3), побудовано графік залежності напруження сколювання від відстані до вістря тріщини. Виявлено, що на деякій відстані від вістря тріщини напруження сколювання більші для деформованого матеріалу у порівнянні з недеформованим. Отже, для подальших досліджень необхідно враховувати деформаційне зміцнення у вістрі тріщини.

Експериментально встановлене значення критичного КІН K_{Ic} для сталі 15Х2МФА при 293 К складає $80 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ [10]. Методом скінченних елементів досліджували вплив статичного і комбінованого ПТН на розподіл нормальних напружень σ_y і еквівалентних напружень за Мізесом при $K_I = 94 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$.

Розподіл нормальних напружень σ_y попереду вістря тріщини після статичного і комбінованого ПТН при $K_I = 94 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ представлено на рис. 4,а. Після ПТН і повторного навантаження до $K_I = 80 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ рівень нормальних напружень значно знижується (на рис. 4,а крива 2) порівняно з вихідним станом. Однак найменше значення відмічається після комбінованого ПТН у порівнянні зі статичним (крива 3).

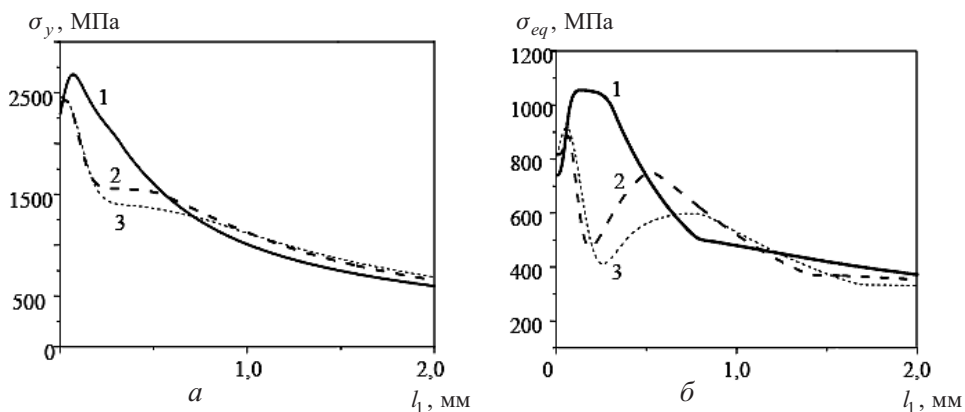


Рис. 4. Розподіл нормальних (а) і еквівалентних напружень за Мізесом (б) у вістрі тріщини: 1 – у вихідному стані при $K_I = 80 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ і 293 К; 2, 3 – після статичного і комбінованого ПТН відповідно.

Аналогічні закономірності мають місце при розподілі еквівалентних напружень за Мізесом σ_{eq} (рис. 4,б). Слід зазначити, що криві розподілу σ_{eq} після ПТН на відміну від вихідного стану мають ділянки зменшення і зростання напружень на деякій відстані від вістря тріщини.

Фрактографічні дослідження показують, що ініціювання руйнування сталі 15Х2МФА відбувається на деякій відстані від фронту тріщини (CID) за механізмом мікросколу. Зазначимо, що таких місць ініціювання руйнування вздовж фронту тріщини може бути декілька, але відстань CID приблизно однакова. Визначено, що середнє значення CID як після ПТН, так і за його відсутності становить близько 300 мкм, або 2-3 розміри зерна сталі 15Х2МФА.

Досліджено, що на відстані $CID = 300 \text{ мкм}$ від вістря тріщини при збільшенні K_I за комбінованого ПТН нормальні напруження та інтенсив-

ність напружень при повторному навантаженні при 293 К суттєво знижуються. Очевидно, що для досягнення рівня напружень, які діяли на відстані CID при $K_I = 80 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ за відсутності ПТН, необхідно збільшити прикладене зусилля. Окрім того, припускаючи, що ініціювання руйнування відбудеться на відстані CID , необхідно враховувати деформаційне зміцнення матеріалу на цій відстані.

Щоб ініціювати руйнування, слід задовольнити таку умову: руйнування почнеться на відстані CID при досягненні нормальними напруженнями σ_y напруження сколювання $\sigma_{ск}$ з урахуванням ППД матеріалу на цій відстані. Із цією метою МСЕ визначали розподіл пластичних деформацій ε_{pl} у напрямку росту втомної тріщини за різних рівнів комбінованого ПТН та після розвантаження зразка. Використовуючи апроксимаційну криву $\sigma_{ск}$ від ε_{pl} після ППД, визначали $\sigma_{ск}$ в залежності від відстані до вістря тріщини на її продовженні. Розрахунки проводили для кожного рівня комбінованого ПТН.

На рис. 5 подано отриманий МСЕ розподіл нормальних напружень у вістрі тріщини після комбінованого ПТН із $K_I = 94 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ при збільшенні максимального КІН K_{max} після ПТН.

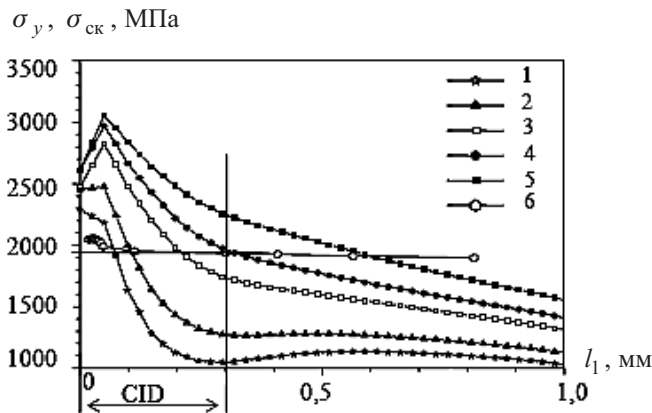


Рис. 5. Розподіл нормальних напружень σ_y (1–5) і напруження сколювання $\sigma_{ск}$ (6) у вістрі тріщини після комбінованого ПТН ($K_I = 94 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$) при $K_{\text{max}} = 70$ (1), 80 (2), 90 (3), 103 (4) і 110 $\text{МПа}\sqrt{\text{м}}$ (5). Вертикальною лінією позначено відстань CID до місця ініціювання руйнування.

Для визначення зусилля руйнування навантаження на зразок ітеративно збільшували до досягнення нормальними напруженнями величини $\sigma_{ск}$ на відстані CID з урахуванням ППД, тобто до $K_{\text{max}} = 103 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$. Таким чином вважали, що це значення і є критичний КІН K_f сталі після комбінованого ПТН при $K_I = 94 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$. Слід відмітити, що результати, отримані методом скінченних елементів, задовільно узгоджуються з експериментальними.

За описаною схемою МСЕ моделювали напружено-деформований стан у вістрі втомної тріщини після комбінованого ПТН при $K_I = 70 \dots 110 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ із дискретністю $10 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$.

Для оцінки впливу комбінованого ПТН на критичний КІН K_f сталі 15Х2МФА (рис. 6) запропоновано залежність

$$\frac{K_f}{K_{Ic}} = 1 + C \left(\frac{K_I}{K_c} \right)^m, \quad (3)$$

де $C = 0,74$, $m = 3,74$ – параметричні коефіцієнти, отримані методом найменших квадратів; K_{Ic} і K_c – в’язкість руйнування (критичний КІН) матеріалу за квазістатичного розтягу при температурі 293 та 623 К відповідно.

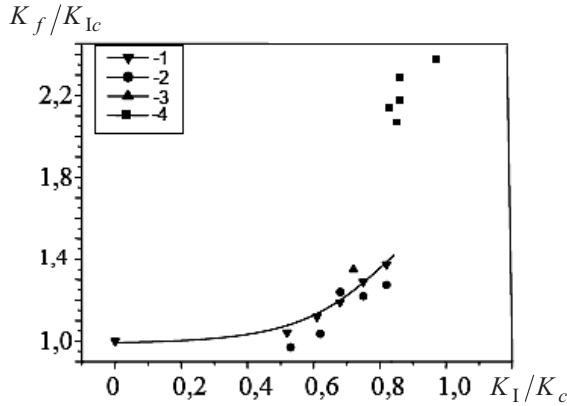


Рис. 6. Залежність критичного КІН K_f сталі 15Х2МФА(II) – I-3 і 15Х2МФА(III) – 4 від перевантаження K_I за комбінованого ПТН: 1 – розрахунки МСЕ; 2, 4 – експеримент; 3 – модель Хогланда-Хана-Розенфільда.

Таким чином, за допомогою формули (3) можна підібрати оптимальні режими ПТН і оцінити його вплив на крихку міцність корпусу атомного реактора.

Висновки

1. Вплив комбінованого попереднього пластичного деформування на напруження сколювання сталі 15Х2МФА(II) залежить як від величини статичної складової розтягу ε_{pl} , так і розмаху напружень циклічної складової $\Delta\sigma$.

2. Досліджено, що в усіх випадках незалежно від режимів навантаження і структурного стану сталі отримано підвищення опору крихкому руйнуванню у порівнянні з K_{Ic} .

3. Із використанням МСЕ встановлено, що накладання циклічної складової за комбінованого ПТН зменшує нормальні напруження у вістрі тріщини та збільшує залишкові стискальні напруження за сталого максимального КІН після розвантаження. Комбіноване ПТН значно знижує нормальні й еквівалентні за Мізесом напруження у вістрі тріщини у порівнянні з ПТН.

4. Розроблено методику оцінки впливу ПТН на опір крихкому руйнуванню теплостійкої сталі, яка базується на аналізі НДС і локальній критерії руйнування, що передбачає досягнення нормальним напруженням критичного значення на певній відстані від вістря тріщини.

Резюме

Предложена методика оценки влияния комбинированного предварительного термомеханического нагружения на вязкость разрушения теплостойкой стали, базирующаяся на анализе напряженно-деформированного состояния методом конечных элементов (в упругопластической постановке) и локальном критерии разрушения.

1. *Reed P. A. S. and Knott J. F.* An investigation of the warm prestressing (WPS) effect in A533B weld metal // *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* – 1992. – **15**, No. 12. – P. 1251 – 1270.
2. *Радиационное повреждение стали корпусов водо-водяных реакторов /* Под. общ. ред. И. В. Горынина. – М.: Энергоиздат, 1981. – 192 с.
3. *Pokrovsky V. V., Troshchenko V. T., Kaplunenko V. G., et al.* A promising method for enhancing resistance of pressure vessels to brittle fracture // *Int. J. Press. Vess. Piping.* – 1994. – **58**. – P. 9 – 24.
4. *Накамура Х., Кобаяши Х., Кодаира Н., Накарама Х.* К влиянию предварительного нагружения на вязкость разрушения стали А533В1: Тр. Междунар. конф. по разрушению (Канн, март–апрель 1981 г.). – М.: НИИИформэнергомаш, 1985. – Вып. 3. – С. 27 – 38.
5. *Покровский В. В., Иванченко А. Г.* Влияние режимов предварительного термомеханического нагружения на повышение сопротивления хрупкому разрушению теплоустойчивых сталей // *Пробл. прочности.* – 1999. – № 2. – С. 126 – 138.
6. *РД-50-345-82.* Методические указания. Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при циклическом нагружении. – М.: Изд-во стандартов, 1983. – 95 с.
7. *Schwalbe K. N.* Basic Engineering Methods of Fracture Mechanics and Fatigue. – GKSS – Forschungszentrum Geesthaht. – November 2001. – 165 p.
8. *Механика разрушения и прочность материалов: Справочное пособие: В 4 т. /* Под ред. В. В. Панасюка. – Т. 3. Характеристики кратковременной трещиностойкости материалов и методы их определения. – Киев: Наук. думка, 1988. – 436 с.
9. *Hutsaylyuk V., Tsyurulnyk O., Okipny I., and Yasniy P.* The effect plastic deformation with hydrogenation on 15Cr2MFA heat-resistant steel cleavage stress // *Int. Conf. "Mechanika 2006"* (Apr. 6–7, 2006, Kaunas). – P. 95 – 98.
10. *Пат. № 23231А Україна, МКВ F16L57/00.* Спосіб підвищення стійкості елементу конструкції до поширення тріщин: П. В. Ясній, В. Ю. Подкользін, Я. О. Ковальчук. – Чинний від. 19.05.98.

Поступила 21. 06. 2009