

ВПЛИВ РЕЖИМУ ТЕРМІЧНОГО ОБРОБЛЕННЯ ПРОКАТНИХ ВАЛКІВ З ВИСОКОХРОМИСТОГО ЧАВУНУ НА ПЕРЕРОЗПОДІЛ ХРОМУ В ПОЛІ НАПРУЖЕНЬ

Попова О. Г.¹, Лалазарова Н. О.², Афанасьєва О. В.³

¹Національний аерокосмічний університет ім. М.Є. Жуковського
«Харківський авіаційний інститут»

²Харківський національний автомобільно-дорожній університет

³Харківський національний університет радіоелектроніки

Анотація. Здійснено аналіз термічних напружень, що виникають під час нагрівання та охолодження в процесі термічного оброблення, які разом з досить високими залишковими напруженнями після лиття створюють небезпеку виникнення тріщин. Проаналізовано перерозподіл хрому за перетином робочого шару валка в полі напружень.

Ключові слова: прокатні валки, високохромисті чавуни, термічні напруження, дифузія

Вступ

Термооброблення – важливий етап технології виготовлення прокатних валків з робочим шаром із високохромистого чавуну. Термооброблення таких масивних виливків, як прокатні валки, є складним процесом, тому що термічні напруження, які виникають під час швидкого та нерівномірного нагрівання разом з досить високими залишковими напруженнями після лиття створюють небезпеку виникнення тріщин.

Аналіз публікацій

Основними показниками високої якості високохромистого валка після термооброблення є поєднання високої зносостійкості та міцності. Проблема підвищення якості робочого шару може вирішуватися як оптимізацією хімічного складу сплаву, так і технологічними способами, зокрема варіюванням умов формування робочого шару та режимів наступного термооброблення.

Тому важливо оцінити рівень термічних напружень, що виникають. Причиною виникнення напружень у процесі термооброблення є нерівномірний розподіл температур за перетином валка під час його нагрівання й охолодження [1, 2].

Для забезпечення мінімального перепаду температур між поверхнею і серцевиною необхідно знизити швидкість нагрівання й охолодження, а також збільшити тривалість витримки за заданої температури.

Мета і постановка завдання

Метою дослідження є розроблення режиму термічного оброблення прокатних валків

з робочим шаром з високохромистого чавуну, під час якого зберігається найбільш рівномірний розподіл хрому за перетином робочого шару в полі напружень.

Для досягнення цієї мети необхідно вирішити такі завдання: 1) оцінити рівень термічних напружень, причиною виникнення яких у процесі термооброблення є нерівномірний розподіл температур за перетином валка під час його нагрівання й охолодження; 2) таким самим способом розрахувати профіль розподілу хрому після різноманітних режимів термооброблення й вибрати такий, за якого зберігається найбільш рівномірний розподіл хрому за перетином робочого шару.

Вплив термічного оброблення прокатних валків на рівень температурних напружень та перерозподіл хрому за перетином робочого шару

Розрахунок температурних напружень під час термооброблення ґрунтується на такому фізичному припущенні: у процесі термічного розширення (стиснення) кожену точку валка необхідно перемістити в радіальному та тангенціальному напрямку неоднаково. Має існувати переміщення робота деформації якого буде мінімальною. Якщо під час цього термооброблення виникають тільки пружні термічні напруження, наведений принцип можна записати так [1]:

$$A = \int_v \left[\frac{E\nu}{2(1+\nu)(1-2\nu)} (\varepsilon_r + \varepsilon_t + \varepsilon_z)^2 + G(\varepsilon_r^2 + \varepsilon_t^2 + \varepsilon_z^2) + \frac{G}{2} (\gamma_{rz}^2 + \gamma_{rt}^2 + \gamma_{tz}^2) \right] dv \rightarrow \min, \quad (1)$$

де ε_r – деформація в радіальному напрямку; ε_t – деформація в тангенціальному напрямку; ε_z – поздовжня деформація паралельно осі валка, яка дорівнює нулю; γ_{rz} , γ_{zt} , γ_{tr} – дотичні деформації, відповідні тангенсам зміни кутів співвідносно 90° ; E – модуль пружності (Юнга), що залежить від температури та розрахований за емпіричною залежністю [2], МПа:

$$E = 2,3023 \cdot 10^5 - 3,706 \cdot 10^{-2} T - 8,92 \cdot 10^{-4} T^2, \quad (2)$$

де ν – коефіцієнт Пуассона, що дорівнює 0,4; G – модуль зсуву, що дорівнює

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)},$$

T – температура в точці з координатами t , r , z ; V – об'єм, який дорівнює площі сектора, помноженої на одиничну довжину вздовж осі валка; dV – елемент об'єму.

Інтеграл (1) обчислюється наближено:

$$A = \sum_{i=1}^n \left[\frac{E_i \nu}{2(1+\nu)(1-2\nu)} (\varepsilon_{ri} + \varepsilon_{ti})^2 + G_i (\varepsilon_{ri}^2 + \varepsilon_{ti}^2) + \frac{G_i}{2} (\gamma_{rzi}^2 + \gamma_{zti}^2 + \gamma_{tri}^2) \right] \frac{\alpha}{2} (2r_i h - h^2), \quad (3)$$

де α – кут, що визначає сектор валка; h – крок розбиття радіуса валка на n частин; r_i – радіус i -го елемента; E_i , G_i – модуль пружності та модуль зсуву в i -му елементі;

ε_{ri} , ε_{ti} , γ_{rzi} , γ_{zti} , γ_{tri} – деформації в i -му елементі:

$$\frac{\partial^2 \varepsilon_z}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_y}{\partial z^2} = \frac{\partial^2 \gamma_{yz}}{\partial y \partial z} \quad (4)$$

$$\frac{\partial^2 \varepsilon_x}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_z}{\partial x^2} = \frac{\partial^2 \gamma_{zx}}{\partial z \partial x} \quad (5)$$

$$\frac{\partial^2 \varepsilon_y}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_z}{\partial y^2} = \frac{\partial^2 \gamma_{xy}}{\partial x \partial y} \quad (6)$$

Оскільки в напрямку z похідні дорівнюють нулю і $\varepsilon_z = 0$, то з (4) і (5) випливає, що $\gamma_{yz} = \gamma_{zx} = 0$. Відповідно до (6) через симетрію температурного поля в тангенціальному напрямку отримуємо

$$\frac{\partial^2 \varepsilon_y}{\partial x^2} = \frac{\partial^2 \varepsilon_r}{\partial \alpha^2} = 0 \quad \text{і} \quad \frac{\partial^2 \gamma_{xy}}{\partial x \partial y} = \frac{\partial^2 \gamma_{tr}}{\partial \alpha \partial r} = 0.$$

$$\text{Тому} \quad \frac{\partial^2 \varepsilon_x}{\partial y^2} = \frac{\partial^2 \varepsilon_t}{\partial r^2} = 0$$

Остання умова може виконуватися тільки за умови, якщо ε_t є лінійною функцією щодо r :

$$\varepsilon_{ti} = \frac{\alpha r_i (1 + \beta \Delta T_i) - \alpha r_i^*}{\alpha r_i^*} + \quad (7)$$

$$\varepsilon_{0ti} \approx \frac{r_i - r_i^*}{r_i^*} + \beta \Delta T_i + \varepsilon_{0ti}$$

$$\varepsilon_{ri} = \frac{h \sum_{j=1}^i \beta \Delta T_j}{r_i^*} + \varepsilon_{0ri}, \quad (8)$$

де r_i^* – величина радіуса на i -й частині; r_i – радіус на i -й частині ($r_i = ih$); β – коефіцієнт лінійного розширення; ΔT_i – приріст температури на i -й частині, що обчислюється як різниця між температурою в конкретний момент часу і температурою на попередньому етапі процесу розрахування; ε_{0ri} , ε_{0ti} – залишкові деформації на попередньому етапі процесу розрахування.

Залишкові деформації обчислювали так: якщо за знайдених радіусів r_i^* величина $|\varepsilon_{ri}| < 0,001$, то $\varepsilon_{0ri} = \varepsilon_{ri}$; в іншому випадку

$$\varepsilon_{0ri} = 0,001 \frac{\varepsilon_{ri}}{|\varepsilon_{ri}|}. \quad \text{Аналогічним способом}$$

обчислювали ε_{0ti} . Для тих частин (елементів), у яких інтенсивність деформації

$$\varepsilon_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_{xi} - \varepsilon_{yi})^2 + (\varepsilon_{yi} - \varepsilon_{zi})^2 + (\varepsilon_{zi} - \varepsilon_{xi})^2} + \frac{3}{2} (\varepsilon_{xyi}^2 + \varepsilon_{yzi}^2 + \varepsilon_{zxi}^2) \quad (9)$$

більше ніж 0,001, розрахунок її роботи здійснюється за формулою

$$A_i = \varepsilon_i \sigma_T \frac{\alpha}{2} (2r_i h - h^2). \quad (10)$$

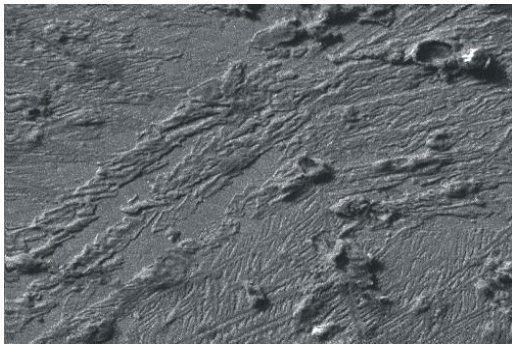
У нашій роботі для чавунів наближено приймали $\sigma_T = 0,001 E(T)$.

Інтенсивність напружень оцінювали як

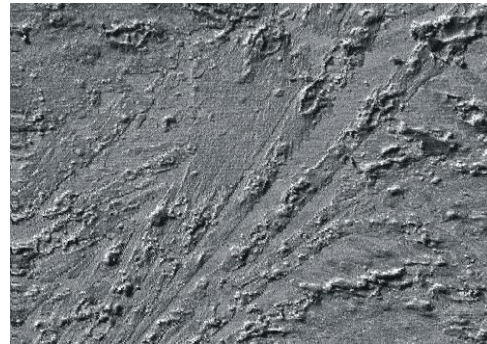
$$S_i = \frac{\sqrt{2}}{2} \sqrt{\sigma_t^2 + \sigma_r^2 + (\sigma_t - \sigma_r)^2}. \quad (11)$$

Під час нагрівання поверхневі шари, що мають більш високу температуру, будуть розтягувати серцевину, а самі вони будуть відчувати стискаючі напруження. Якщо в цьому випадку напруження, що виникають, будуть більше, ніж межа пружності, то отримуємо процес пластичної деформації. Якщо ж температурні напруження перевищують межу міцності сплаву, то це призведе до виникнення тріщин у робочому шарі.

Під час розрахунків визначаємо, що під час нагрівання зі швидкістю ≈ 20 °С/год інтенсивність температурних напружень в робочому шарі досягає 90 – 94 МПа. Під час витримки, коли температури поверхневих шарів і центра валка вирівнюються, напруження помітно знижуються (до 10 МПа).



x3600



x1700

Рис. 1. Мікроструктура високохромистого чавуну в литому стані

Збільшення вмісту хрому в поверхневих шарах обумовлене дифузією хрому в полі неоднорідної пружної деформації. У процесі дифузії визначено такий розподіл концентрації елементів, який є рівноважним у полі чинного градієнта напружень [3, 4].

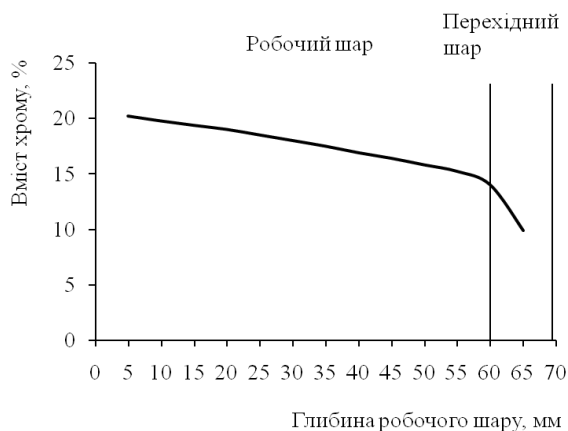


Рис. 2. Розподіл хрому за глибиною робочого шару після термооброблення

Під час охолодження в зовнішніх шарах, що мають більш низьку температуру, будуть виникати напруження розтягування, величина яких залежить від швидкості охолодження. Відповідно до розрахунків, що здійснені за наведеною методикою, зі зменшенням швидкості охолодження від 17 до 3,7 °С/год інтенсивність термічних напружень знижується від 29,0 до 7,0 МПа.

Експериментально методом рентгено-спектрального мікроаналізу визначено перерозподіл хрому за перетином робочого шару валка після термооброблення (в литому стані хром розподілено майже рівномірно) (рис. 1, 2, 3).

Розподіл концентрації у кожен момент часу може бути записати як диференціальне рівняння [3]:

$$\frac{\partial C}{\partial \tau} = B \frac{\partial C}{\partial x}, \quad (12)$$

де τ – час; x – координата, відрахована від поверхні робочого шару; C – концентрація хрому, що залежить від координати та часу; B – рухливість атомів хрому.

Початковою умовою є рівномірний розподіл хрому:

$$C(x, 0) = C_0. \quad (13)$$

Для цього валка вміст хрому дорівнює 17,0 %.

Граничні умови прийняті як

$$\frac{\partial C}{\partial x} = 0 \Big|_{x=0} \quad (14)$$

$$B \frac{\partial C}{\partial x} = -U \Big|_{x=h}, \quad (15)$$

де h – товщина робочого шару; U – кількість, пропорційна потоку на межі (з огляду на знак градієнта напружень).

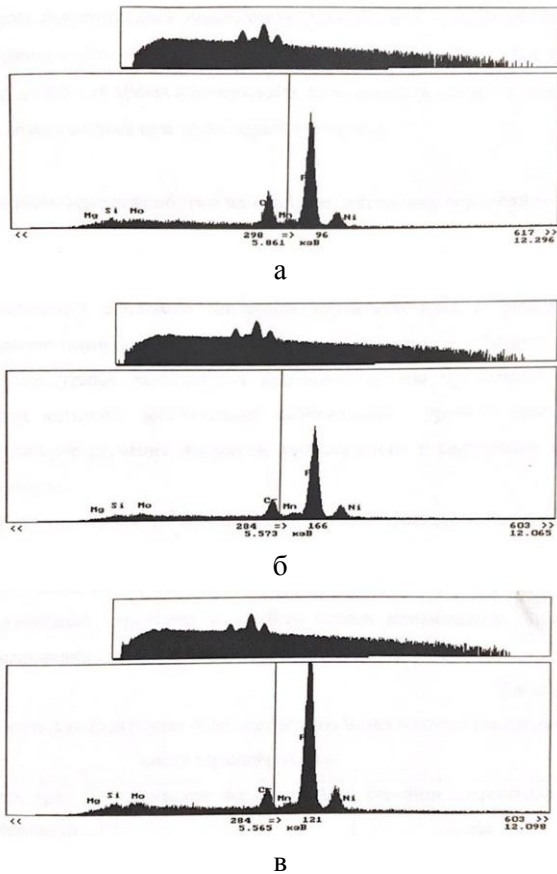


Рис. 3. Розподіл компонентів за глибиною робочого шару: а – на глибині 5 мм; б – на глибині 55 мм; в – у перехідному шарі

У роботі запропонована схема різниць розрахунку, що забезпечує збереження речовини. Рівняння (12) можна записати як

$$\frac{C_{kj+1} - C_{kj}}{\Delta \tau} = B_{kj} \frac{C_{k+1j} - C_{kj}}{\Delta x}, \quad (16)$$

якщо $d_{kj} = \frac{S_{k+1j} - S_{kj}}{\Delta x} > 0$,

або

$$\frac{C_{kj+1} - C_{kj}}{\Delta \tau} = B_{kj} \frac{C_{k-1j} - C_{kj}}{\Delta x}, \quad (17)$$

якщо $d_{kj} = \frac{S_{k+1j} - S_{kj}}{\Delta x} \leq 0$,

де k – номер точки на осі x ; j – номер етапу розрахунку за часом; S_{kj} – інтенсивність на-

пружень у точці k за координатою на j -му етапі за часом; B_{kj} – рухливість атомів хрому.

Умові (13) відповідає

$$C_{k1} = C_0 \quad (18)$$

Умові (14) відповідає

$$\frac{C_{1j} - C_{2j}}{\Delta x} = 0 \quad (19)$$

$$\text{або} \quad C_{1j+1} = C_{2j} \quad (20)$$

Ділянка h можна розподілити на n частин, час τ – на m частин. Для стійкості схеми необхідно, щоб крок за часом $\Delta \tau$ був набагато менше, ніж крок розбиття за координатою

$$\Delta x = \frac{h}{n}.$$

Умові (15) відповідає

$$\frac{C_{n-1j} - C_{nj}}{\Delta x} = -U, \quad (21)$$

Отже:

$$C_{nj} = C_{n-1j} + U \Delta x. \quad (22)$$

Відповідно до умови (16) знаходимо

$$C_{kj+1} = C_{kj} + \frac{B_{kj}(C_{k+1j} - C_{kj})\Delta \tau}{\Delta x}, \quad (23)$$

якщо $d_{kj} > 0$.

Відповідно до умови (17) знаходимо C_{kj+1} :

$$C_{kj+1} = C_{kj} + \frac{B_{kj}(C_{k-1j} - C_{kj})\Delta \tau}{\Delta x}, \quad (24)$$

якщо $d_{kj} \leq 0$.

За заданою C_{kj} у всіх точках k розраховується C_{kj+1} таким способом: для точки $k = 1$ за (20), для точки $k = n$ за (22), для інших точок за (23) або (24) залежно від d_{kj} .

Після розрахунку C_{kj+1} обчислюється середнє:

$$C = \frac{\sum_{k=1}^n C_{kj+1}}{n}. \quad (25)$$

Значення C_{kj+1} у кожній точці k розраховується за формулою

$$C_{kj+1}^l = C_{kj} + C_0 - C. \quad (26)$$

За розробленою методикою здійснено численні розрахунки концентрації хрому за часом під час термооброблення валків. Якщо $U = (2,8 - 4,2) \cdot 10^{-5} \text{ c}^{-1}$ і $B = (5,5 - 6,9) \cdot 10^{-11} \text{ м/с}$, то профіль розподілу концентрації хрому за перетином робочого шару узгоджується з отриманим експериментальним способом.

Отримані результати дозволяють оцінити перерозподіл хрому за перетином робочого шару після різноманітного термооброблення та вибрати такий її режим, за якого неоднорідність розподілу мінімальна.

Розрахунковим способом визначено та підтверджено експериментально, що швидкість нагрівання й охолодження не повинна перевищувати $10\text{--}15 \text{ }^\circ\text{C/год}$, а витримка під час відпалення повинна бути не менше ніж $5\text{--}7$ год. Під час термооброблення масивних валків ($10\text{--}12$ т) використання такої швидкості нагрівання й охолодження може бути ефективним за умови введення додаткових ступенів витримки для вирівнювання температури за перетином валка.

Висновки

Швидкість нагрівання й охолодження в процесі термообробки валків повинна бути строго регламентована. Висока швидкість нагрівання й охолодження може призвести до виникнення великих термічних напружень, зумовлених значними температурними градієнтами за перетином валка. Зменшення швидкості охолодження від 17 до $3,7 \text{ }^\circ\text{C/год}$ дозволяє знизити різницю температур на поверхні та в центрі валка, а також інтенсивність термічних напружень від $29,0$ до $7,0$ МПа.

Розрахунковим способом отриманий профіль розподілу хрому за перетином робочого шару в кожний момент часу під дією градієнта напружень, що виникає під час термооброблення валка. Розроблена методика дозволяє аналітичним способом розрахувати профіль розподілу хрому після різноманітних режимів термооброблення та вибрати такий, за якого зберігається найбільш рівномірний розподіл хрому за перетином робочого шару. За допомогою розрахунків визначено та підтверджено експериментально, що швид-

кість нагрівання й охолодження не повинна перевищувати $10\text{--}15 \text{ }^\circ\text{C/год}$, а витримка під час відпалу повинна бути не менше ніж $5\text{--}7$ год. У процесі термооброблення масивних валків ($10\text{--}12$ т) використання такої швидкості нагрівання й охолодження може бути ефективним за умови введення додаткових ступенів витримки для вирівнювання температури за перетином валка.

Література

1. Курпа Л. В., Лінник Г. Б. Рівняння математичної фізики. Харків: НТУ «ХПІ», 2011. 312 с.
2. Васидзу К. Вариационные методы в теории упругости и пластичности / пер. с англ. Москва: Мир, 1987. 542 с.
3. Попов П. В. Диффузия. Москва: МФТИ, 2016. 94 с.
4. Елманов Г. И., Исаенкова М. Г., Смирнов Е. А. Физические свойства металлов и сплавов. Москва: НИЯУ «МИФИ», 2014. 136 с.

References

1. Kurpa L. V., Linnik G. B. Rivnyannya matematichnoy fiziki (2011) [Equations of mathematical physics] [in Ukrainian].
2. Vasidzu K. Variacionie metodi v teorii uprugosti i plastichnosti (1987) [Variational methods in the theory of elasticity and plasticity] [in Russian].
3. Popov P. V. Diffuziya (2016) [Diffusion] [in Russian].
4. Elmanov G. I., Isaenkova M. G., Smirnov E. A. Fizicheskie svoystva metallov i splavov (2014) [Physics property of metals and alloys] [in Russian].

Попова Олена Георгіївна, канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри композитних конструкцій та авіаційного матеріалознавства, e-mail: o.popova@khai.edu,

Харківський національний аерокосмічний університет ім. М. С. Жуковського «Харківський авіаційний інститут», вул. Чкалова, 17, м. Харків, 61070, Україна,

Лалазарова Наталія Олексіївна, канд. техн. наук, доцент кафедри технології металів та матеріалознавства, тел. (057) 707-37-92,

e-mail: lalaz1932@gmail.com,

Харківський національний автомобільно-дорожній університет, вул. Ярослава Мудрого, 25, Харків, 61002, Україна,

Афанасєва Ольга Валентинівна, канд. техн. наук, доцент кафедри фізичних основ електронної техніки, тел. (+38) 096-525-62-35,

e-mail: 7584839@ukr.net,

Харківський національний університет радіоелектроніки, пр. Науки, 14м. Харків, 61166, Україна.

Effect of the heat treatment mode of high chrome iron rolling mills on chrome redistribution in the stress field

Abstract. Problem. Heat treatment is an important stage in the technology of rolling rolls, due to the fact that the thermal stresses that occur during rapid or uneven heating summing up with the rather high residual stresses after casting, create a risk of cracking. **Goal.** The aim is improving the quality of rolling rolls by varying the modes of heat treatment. Therefore, it is important to assess the level of thermal stress. **Method.** Evaluation of thermal stresses arising in heating and cooling in the heat treatment process that summing up to the relatively high residual stresses after casting, creates the risk of fractures. The profile of the distribution of chromium in the cross section of the working layer at each time under the action of the stress gradient that occurs during heat treatment of the roll is obtained by calculation. **Results** To ensure a minimum temperature difference between the surface and the core, it is necessary to reduce the heating and cooling rate, as well as increase the duration of exposure at a given temperature. Reducing the cooling rate from 17 to 3.7°C/h decreases the temperature difference at the surface and in the center of the roll and the intensity of thermal stresses from 29 to 7 MPa. It is established that the rate of heating and cooling should not exceed 10–15° C/h, and exposure to annealing should be at least 5–7 hours. **Scientific novelty.** The modes of heat treatment of rolling rolls with a high-chromium cast iron working layer are designed by estimating the level of thermal stresses. The profile of

distribution of chromium after various modes of heat treatment is calculated analytically and its mode at which the most uniform distribution of chromium on section of a working layer remains is offered.

Practical significance. The developed technique allows to calculate analytically the profile of distribution of chromium after various modes of heat treatment and to choose such a mode at which the most uniform distribution of chromium remains on the section of a working layer.

Key words: rolling mills, high-chromium cast irons, thermal stresses, diffusion

Popova Olena, PhD, Associate Professor, Department of Composite Structures and Aviation Materials, (057) 788-44-03, e-mail: o.popova@khai.edu, Kharkiv National Aerospace University "Kharkiv Aviation Institute", 17, Chkalov str., Kharkiv, 61070, Ukraine.

Lalazarova Nataliia, PhD, Associate Professor, Department of Technology of Metals and Materials Science, tel. (057) 707-37-92, e-mail: lalaz1932@gmail.com, Kharkiv National Automobile and Highway University, 25, Yaroslava Mudrogo str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

Afanasieva Olga, PhD, Associate Professor, Physical Foundations of Electronic Engineering Department, tel. (+38) 096-525-62-35, e-mail: 7584839@ukr.net, 14, Science Avenue, Kharkiv National University of Radio Electronics, Kharkiv, 61166, Ukraine.
