

УДК 621.73.016

С.П. Гожій, канд.техн.наук, А.В. Кліско, асп.
НТУ України “Київський політехнічний інститут”, м. Київ, Україна

ВИЗНАЧЕННЯ РОБОТИ КОНТАКТНИХ СИЛ ТЕРТЯ ПРИ ШТАМПУВАННІ ОБКОЧУВАННЯМ З ВРАХУВАННЯМ РОЗПОДІЛУ КОНТАКТНИХ НАПРУЖЕНЬ ТА ЗОНИ ПРИСТАВАННЯ

Статья посвящена усовершенствованию аналитических подходов для определения затрат на преодоления сил трения при штамповке с обкатыванием. На основе экспериментальных результатов заданы характерные особенности очага контактной деформации и распределение удельных усилий. Обоснованы выводы об энергетической эффективности способа и возможности обработки деталей с повышенной степенью деформации.

Article is devoted improvement of analytical approaches for definition of expenses on overcoming of forces of a friction at punching with rotary die forming. On the basis of experimental results prominent features of the centre of contact deformation and distribution of specific efforts are set. Substantiated conclusions about power efficiency of a way and possibility of processing of details with the raised degree of deformation.

При виконанні операцій формоутворення штампуванням обкочуванням особливу роль відіграють контактні сили тертя. Необхідність визначення роботи на здолення сил тертя полягає в тому, що ця характеристика процесу штампування обкочуванням є складовою витратної частини балансу робіт.

Складності визначення останнього пов'язані з тим, що контактна поверхня охоплює лише частину деформованої поверхні і є рухомою, а в загальному балансі витрат ще треба враховувати наявність позаконтактного осередку деформації.

В роботах [1, 2, 3] запропоновано визначити роботу сил тертя як частку витрат традиційного осаджування, яка відповідає пропорційному зменшенню площі контактної поверхні традиційного осаджування. Такий підхід дає завищений результат, так як не враховує якісних моментів, які виникають при деформуванні з локалізованим рухомим осередком деформації. В [4] запропонована методика розрахунку роботи на здолення контактних сил тертя виходячи з пріоритетних напрямів течії металу в локальному осередку, але при його спрощеній геометрії.

Основним завданням, яке вирішується надалі, є розвиток загальної методики [4] знаходження роботи сил тертя, яка базується на результатах експериментальних досліджень, і отримання достовірних розрахункових залежностей для визначення питомих зусиль штампування обкочуванням та інших енергосилових параметрів, які необхідні при розв'язанні технологічних і конструкторських задач.

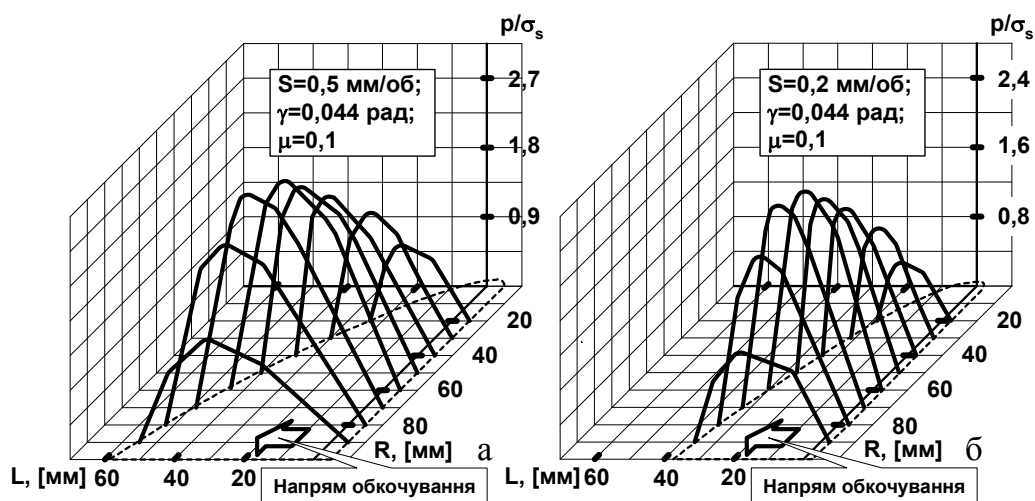


Рис.1. Експериментальні епюри розподілу контактних напружень (а – при осьовій подачі $S=0,5$ мм/об; б – при $S=0,2$ мм/об; L – спрямлена бічна поверхня)

За результатами експериментального аналізу розподілу контактних напружень, який виконаний за допомогою 4-х та 12-ти точкових блоків кінцевого інструменту для вимірювання питомих зусиль [5] побудовані відповідні епюри, які показані на рис.1. В залежності від параметрів протікання процесу максимальні значення питомих зусиль

досягають на відстані $(0,7...0,8)R$ від центру деталі. При цьому максимальний вплив чинить коефіцієнт λ (співвідношення площі контактної поверхні F_K до площі торця F). Максимальні значення питомих зусиль при обробці відносно тонких заготовок ($2R/h \geq 4$, де: R – радіус заготовки; h – висота заготовки) знаходяться в межах $(2,5...3,7)\sigma_s$ (де: σ_s – межа пластичності). Контактні напруження зростають при збільшенні коефіцієнту тертя (μ), відносно контактної площі (λ), співвідношення $(h/2R)$. Зареєстрований розподіл контактних напружень має виражену згладжену центральну ділянку, що вказує на наявність зони з зменшеними поверхневими переміщеннями або ділянки приставання.

Епюру розподілу контактних напружень можна побудувати виходячи з того, що максимальних значень питомі зусилля досягають в місцях розділу течії металу, максимальне значення напружень буде розташоване в місці перетину поверхонь розділу, яке відповідає точці O_1 (див. рис.2). Розташування точки O_1 знаходиться в межах $\rho_o=(0,7...0,8)R$ від центру в залежності від коефіцієнту λ . Вказаний інтервал (ρ_o) розташування точки O_1 в залежності від коефіцієнту λ можна замінити апроксимованою функцією $\rho_o = (1 - 2\lambda)R$.

Якщо запропонувати лінійний розподіл зростання контактних напружень від значення σ_s на границі контуру до максимуму p_{MAX} в точці O_1 можна побудувати спрощену теоретичну епюру розподілу питомих зусиль (див. рис.2,а). Максимальне значення p_{MAX} визначаємо із умови рівності об'ємів фігур при рівномірному розподілі середніх питомих зусиль (p_{CP}) та фігури на рис.2,а. З рівності $p_{CP}\lambda\pi R^2 = \lambda\pi R^2[\frac{1}{3}(p_{MAX} - \sigma_s) + \sigma_s]$ отримуємо, що при $p_{CP}=(1,3...1,9)\sigma_s$ інтервал максимальних питомих зусиль становить $p_{MAX}=(2,5...3,7)\sigma_s$, або використовуючи апроксимовану функцію можна вираховувати останній показник як $p'_{MAX} = 14,9\sigma_s\lambda^{2/3}$.

З розподілу питомих зусиль на контактній поверхні на епюрах рис.1 видно, що максимальних значень питомі зусилля набувають не в точці O_1 (див. рис.2,а), а в точці O_2 (див. рис.2,б), що розташована на радіусі, який проходить під кутом $\approx 0,8\alpha$, причому ця залежність відповідає всьому діапазону проведених експериментів. Такий зсув точки O_1 в точку O_2 та наявність ще двох перегинів пояснюється наявністю більш складного механізму пластичних течій в зоні контакту. А саме наявністю зони приставання, яка має місце при прокатуванні [6], якій відповідає область максимальних напружень на епюрі, а також зон тертя або ковзання, проекція одного боку границі між ними співпадає з лівим згином кривої розподілу питомих зусиль, а другого з правим згином цієї кривої (див. рис.1).

Виходячи з умови рівності об'ємів фігур епюр контактних напружень можна побудувати кореговану теоретичну епюру з врахування зони приставання і отримати вираз для знаходження максимальних контактних напружень, який відповідає експериментальним даним $p_{MAX} = 13,25\sigma_s\lambda^{2/3}$ (див. рис.2,б).

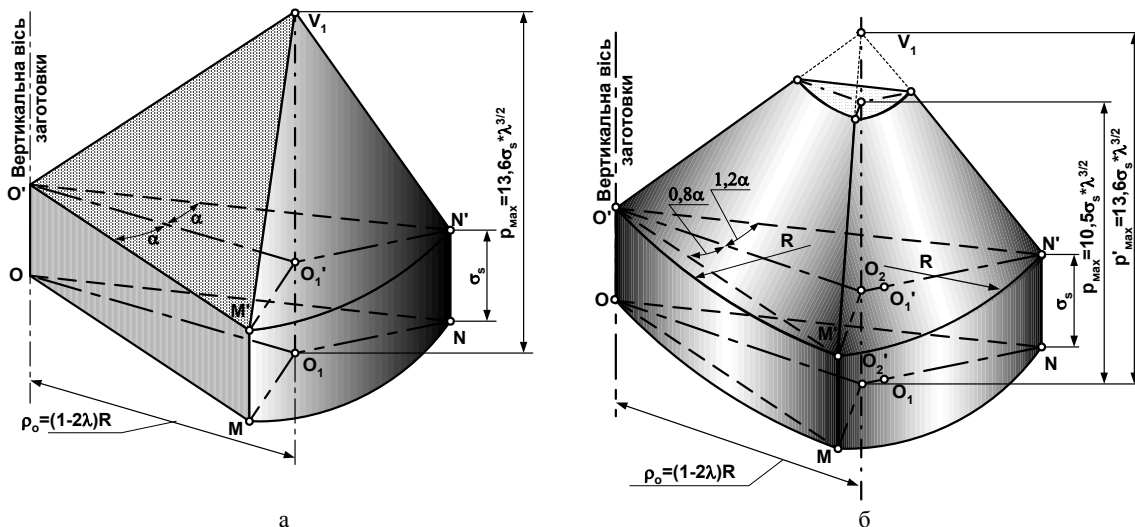


Рис.2. Спрощена теоретична епюра розподілу контактних напружень (а) та її корекція у відповідності до наявності зони приставання (б)

Використовуючи загальну методику визначення роботи сил тертя A_T [7] при штампуванні обкочуванням також можна записати, що

$$A_T = \iint_F (X * U_X + Y * U_Y + Z * U_Z) dF,$$

де: X, Y, Z - проекція сили тертя, що діє по поверхні dF , на осі координат;

U_X, U_Y, U_Z - проекції переміщень.

Складові роботи A_T знайдемо з наступних міркувань.

Реальну контактну поверхню замінюємо на геометрично рівновелику за площею F_K фігурою (див. рис.3,а), яка обмежена прямою та двома радіусними дугами, що дорівнюють поточному радіусу деталі R , тобто осередком максимально наближеним до реального. При цьому вважаємо, що поточна висота заготовки h достатньо замала і пластичні деформації під інструментом рівномірно розподілені по її висоті, критерієм рівномірності деформації

вважаємо експериментальні залежності $\sqrt{MN} > h$ [8] та $2R/h < 4$ [9]. За такої постановки умови тертя на верхньому і нижньому торцях тонкої заготовки вважаємо однаковими. Випадок, коли зона пластичної деформації рівномірно охоплює всю заготовку по висоті є найбільш енерговитратним для традиційних способів обробки за рахунок змикання зон деформацій [7] і найбільш виграним для штампування обкочуванням. Тому саме при обробці деталей з такою геометрією штампування обкочуванням є енергетично найбільш ефективним.

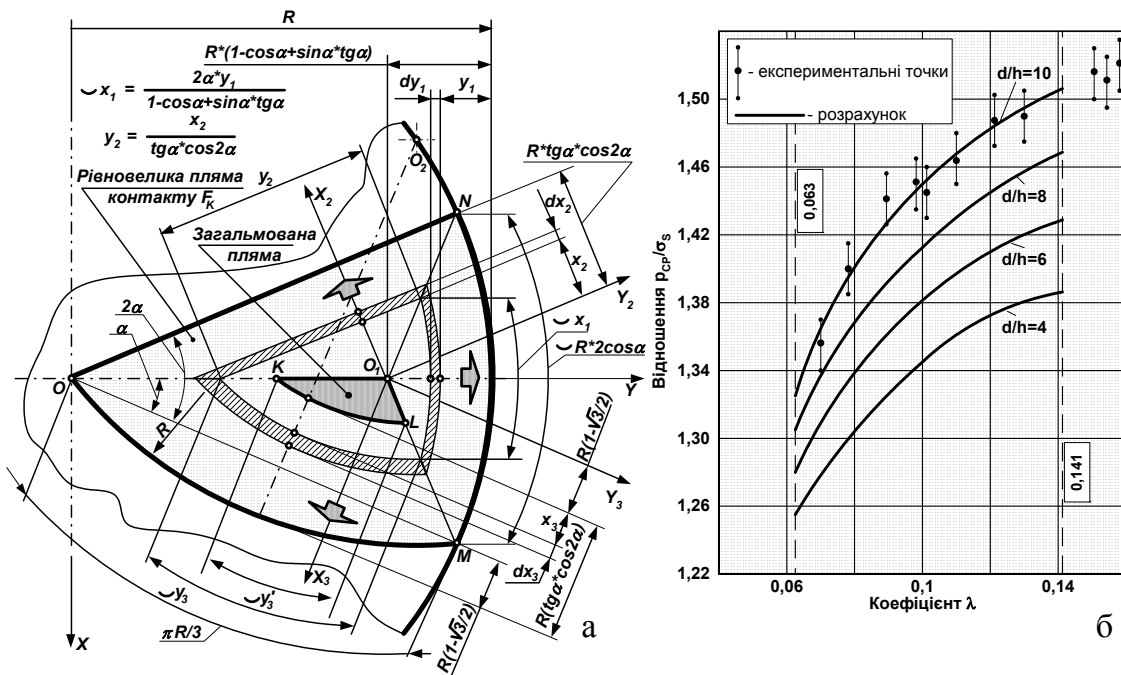


Рис.3. Геометрична модель переміщень на контактній поверхні (а) та залежності відносних питомих зусиль при штампуванні обкочуванням від коефіцієнту λ (б)

На рис.3,а зображена проекція плями контактної припустимої поверхні. Виходячи з того, при осадці обкочування форма поперечного перетину заготовки не змінюється то, також, не змінюю буде і форма плями. В такому випадку течія металу в виділеному осередку буде проходити по найкоротшим нормалям до периметру перетину. Тому у відповідності до принципу найменшого опору, розіб'ємо пляму контакту OMN площинами розділу течії металу на трикутник OO_1N і сектори OO_1M та O_1MN , а також виділяємо контактну загальмовану зону O_1KL . При цьому радіальні проекції сил тертя та граничні умови трикутника OO_1N і сектора OO_1M симетричні. Дотичні напруження на контактній поверхні (окрім зони приставання) вважаємо постійними і рівними $\tau_k = \mu^* p_{CP}$ (де: μ^* - коефіцієнт тертя; p_{CP} - середнє питоме зусилля на контактній поверхні).

Розглянемо деформацію елемента OO_1N в системі координат X_2Y_2Z (координата Z направлена вертикально з точки O_1).

Геометричні переміщення металу тут проходить в напрямку осі X_2 і елементарні сили тертя також направлені в цьому напрямі, а сили тертя вздовж Y_2 дорівнюють нулю. При цьому допускаємо, що в зоні контакту поверхня інструменту – плоска. Оскільки з боку позаконтактної зони деформації [8] по лінії ON будуть діяти вздовж осі X_2 стискаючі напруження $\sigma_{X2} = -2K$ (знак – означає стискання), тоді середні питомі зусилля на поверхні ΔOO_1M дорівнюють $p \approx 2,0\sigma_S$, а $\tau_k = 2,0\mu\sigma_S$ (для тонкої циліндричної заготовки). Оскільки прийняті максимальні значення середнього питомого зусилля, то й робота сил тертя буде мати максимальні значення.

В рівнянні сталості об'єму

$$\varepsilon_{X2} + \varepsilon_{Y2} + \varepsilon_Z = 0,$$

де: ε_{X2} , ε_{Y2} , ε_Z - компоненти деформацій за напрямками.

$$\varepsilon_Z = \frac{dU_{X2}}{dz} = const = -\frac{S}{h},$$

де: S - осове переміщення активного інструменту за оборот;

h - поточна висота заготовки.

Так як ε_Z не залежить від координати Z та постійна по всьому об'єму заготовки, а $\varepsilon_{X2} = \varepsilon_{Y2}$, то

$$\varepsilon_{X2} = \frac{dU_{X2}}{dx_2}; \varepsilon_{Y2} = \frac{U_{X2}}{x_2}.$$

Тоді, після перетворень, робота сил тертя в області трикутника OO_1M дорівнюється

$$A_{T1} = -\iint_{F_2} X_2 U_{X2} dF_2 = -2,0\mu\sigma_S \frac{S}{2h} \frac{1}{\operatorname{tg}\alpha \cos 2\alpha} \int_{-R \operatorname{tg}\alpha \cos 2\alpha}^0 X_2^2 dx_2.$$

Після інтегрування, підстановки $\alpha = \pi\lambda$ та заміни $\operatorname{tg}\alpha = \alpha + \alpha^3/3$ і $\cos 2\alpha = 1 - 2\alpha^2$, маємо

$$A_{T1} = -\frac{2,0\pi^2\lambda^2\sigma_s\mu SR^3}{6h}\left(1 - \frac{5}{3}\pi^2\lambda^2\right). \quad (1)$$

Далі визначаємо роботу сил тертя в секторі O_1NM (див. рис.3,а). Тут має місце переміщення металу в напрямку осі Y в системі координат XYZ , в цьому напрямі діють елементарні сили тертя. В напрямку осі X дотичні напруження дорівнюють нулю.

Дуга сектора \widehat{MN} співпадає з вільною поверхнею заготовки, тому на радіусній поверхні сектора діють питомі зусилля $p = \sigma_s$. Переміщення в цьому напрямі дорівнюють

$$U_Y = \frac{1}{2} \frac{S}{2h} y.$$

Робота сил тертя на поверхні сектора

$$A_{T2} = -\iint_{F1} Y U_Y dF_1 = -\mu\sigma_s \frac{S}{2h} \frac{2\alpha}{1 - \cos\alpha + \operatorname{tg}\alpha \sin\alpha} \int_{-R(1 - \cos\alpha + \operatorname{tg}\alpha \sin 2\alpha)}^0 Y^2 dy.$$

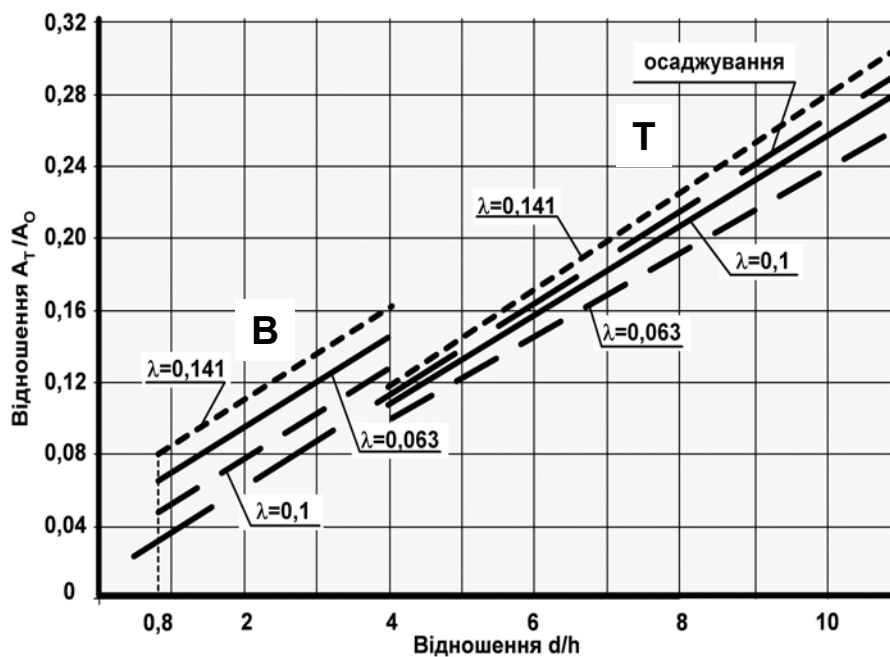


Рис. 4. Порівняння залежностей коефіцієнту χ від співвідношення d/h при осаджуванні та штампуванні обкочуванням для високого (В) і тонкого (Т) зразка

Інтегруючи та підставляючи $\alpha = \pi\lambda$, $\operatorname{tg}\alpha = \alpha + \alpha^3/3$ і $\sin\alpha = \alpha - \alpha^3/6$, маємо

$$A_{T2} = -\frac{\pi^2\lambda^2\sigma_s\mu SR^3}{3h} \frac{9}{4} \pi^3 \lambda^3. \quad (2)$$

Роботу сил тертя для частини OO_1M , що залишилась, визначимо з врахуванням загальмованої зони O_1KL . Вважаємо, що проекція висоти зони O_1KL на вісь X_3 дорівнюється висоті проекції дуги OM . Тоді маємо, що висота проекції фігури $OKLM$ на вісь X_3 така ж як для трикутника OO_1N і дорівнюється $R(\operatorname{tg}\alpha \cos 2\alpha)$ (див. рис.3,а). Така будова течій в фронтальному осередку відповідає початковим вимогам, що стосуються рівності радіальних проекцій сил та рівності тангенціальних деформацій. Значення роботи сил тертя для цієї зони має вигляд

$$A_{T3} = -\frac{2,1\pi^2\lambda^2\sigma_s\mu SR^3}{6h}\left(1 - \frac{5}{3}\pi^2\lambda^2\right). \quad (3)$$

Тоді повна миттєва робота контактних сил тертя на верхній і нижній контактних поверхнях заготовки дорівнюється сумі (1), (2) та (3)

$$A_T = -\pi^2\lambda^2\sigma_s\mu S \frac{2R^3}{3h} (2,05 - 42,8\lambda^2 + 69,7\lambda^3). \quad (4)$$

При ефективному коефіцієнті $\lambda_E = 0,1$ для холодного деформування вираз (4) спрощується

$$A_{TE} = -0,011\sigma_s S \frac{R^3}{h}.$$

Робота сил тертя зростає у відповідності до коефіцієнту λ , який заданий в межах існування моделі осаджування тонкої заготовки (від $\lambda=0,063$ до $\lambda=0,141$) [8].

За методикою [3, 4] з рівняння балансу робіт, яке складене з врахуванням виразу (4) для знаходження роботи контактних сил тертя, визначене теоретичне питоме зусилля на контактній поверхні p_{CP}

$$p_{CP} = \sigma_S \left(1 + \lambda^2 \pi \mu \frac{2R}{3h} (2,1 - 42,8\lambda^2 + 69,7\lambda^3) + \lambda(4,2 - 14,3\lambda) \right). \quad (5)$$

При значенні коефіцієнту контактного тертя $\mu=0,1$ та ефективному коефіцієнту $\lambda_E=0,1$ (5) має вигляд

$$p_{CPE} = \sigma_S (1,277 + 0,035 \frac{d}{h}). \quad (6)$$

Залежності (5) для різних співвідношень d/h надані на рис.3,б. Для підтвердження при $d/h=10$ нанесені експериментальні значення p_{CP}/σ_S , порівняння результатів теоретичних та експериментальних досліджень показує, що їх максимальна різниця для енергосилових параметрів не перевершує 10%. За такою методикою можна визначити роботу сил тертя та середні питомі зусилля при обробці відносно високого зразка ($1,25 \leq 2R/h \leq 4$).

З (5) можна виділити складову частку p_{CP}^{TP} в p_{CP} , що відповідає витратам на подолання контактних сил тертя. Загальна робота при осаджуванні обкочуванням лінійно залежить від p_{CP} , а робота сил тертя лінійно залежить від p_{CP}^{TP} . Тому співвідношення робіт контактних сил тертя і загальної роботи деформування можна визначити з співвідношення відповідних часток p_{CP}^{TP} та p_{CP} , тобто $\chi = A_T/A_O = p_{CP}^{TP}/p_{CPO}$.

Співвідношення $\chi = p_{CP}^{TP}/p_{CPO}$ для традиційного осаджування визначимо за допомогою [7].

З графіку на рис.4 видно, що за рахунок зміни умов жорсткості, і це експериментально підтверджено, осаджування обкочуванням високих циліндричних зразків має можливість підвищення граничної ступені деформування в порівнянні з традиційним осаджуванням на 15...20%. При обробці відносно тонких заготовок цей показник для периферійної частини збільшується, що відкриває можливість виготовлення деталей штампуванням обкочуванням з надтонкими елементами конструкції.

Отримані результати підтверджуються розрахунками граничних деформацій за критерієм пластичності [9] при умові розгляду штампування обкочуванням як двоетапного деформування в контактній та позаконтактній зонах. Слід розглядати дві різновидності двоетапного деформування тонкої заготовки: перший, при якому відбувається зміна знаку компонент деформацій та показника η (де: η - коефіцієнт жорсткості напруженого стану) від $\eta=-1$...-2 (завдяки впливу сил тертя) в периферійній частині контактної осередку до $\eta=-1$ в стиснутій ділянці позаконтактної осередку; другий, при якому відбувається зміна знаку компонент деформацій та показника η від $\eta=-2$...-4 в центральній частині контактної осередку до $\eta=1$ в розтягнутій центральній ділянці позаконтактної осередку [8].

Значенням коефіцієнту жорсткості η при обробці тонкого зразка можна керувати як кінематичними параметрами процесу, що визначають геометричні розміри осередку деформації, так і силами контактної тертя. Впливати на поліпшення технологічних характеристик, що пов'язані з руйнуванням центральної зони можливо лише шляхом зміни конструкції деталі (стовщенням центральної частини, в якій діють напруження розтягування) та обробкою активним інструментом у вигляді усіченого конусу.

Список літератури

1. Богоявленский К.Н., Лапин В.В. Развитие процессов раскатки и сферодвижной штамповки. // Кузнечно-штамповочное производство. – 1981. - №8. – С.24-27.
2. Пшенищнюк А.С., Кривда Л.Т. Определение среднего удельного усилия при осадке обкатыванием. // Известие вузов. Машиностроение. – 1983. - № 8. – С. 54-57.
3. Кривда Л.Т., Гожій С.П., Абієв А.О. Вплив обкочування на середнє питоме зусилля при осаджуванні. // Вестник Национального технического университета Украины «Киевский политехнический институт». Серия «Машиностроение». –2003. №44. с. 41-43.
4. Гожій С.П. Знаходження роботи контактних сил тертя при штампуванні обкочуванням. // Вісник двигунобудування. Запоріжжя, ОАО "Мотор-Січ". – 2006, № 4. - С. 108-111.
5. Пшенищнюк А.С., Кривда Л.Т. Экспериментальное установление величины средних удельных усилий при осадке обкатыванием. // Вестник Киев. политехн. ин-та. Машиностроение. – 1985. - № 22. – С. 77-81.
6. Смирнов В.С. Теория прокатки. – М.: Металлургия, 1979. – 460 с.
7. Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. – М.: Машиностроение, 1977. – 424 с.
8. Гожій С.П. Розвиток моделі пластичних деформацій при осаджуванні циліндричного зразка обкочуванням. Вестник Национального технического университета Украины «Киевский политехнический институт». Серия «Машиностроение». – 2008. № 52. с. 359-365.
9. Матвийчук В.А., Алиев И.С. Совершенствование процессов локальной ротационной обработки давлением на основе анализа деформируемости металлов. Монография. – Краматорск : ДГИА, 2009. – 268 с.