

Рис. 1. Будова поля ліній ковзання під дією активного конічного інструмента при обробленні високої заготовки

радіальними, так тангенціальними деформаціями в локалізованому осередку.

За умови деяких наближень моделювання деформації у високий заготовці можна звести до випадку миттєвого втискання жорсткого штампа в півпростір та відтворити деформації збудувавши відповідне поле ліній ковзання (рис. 1).

Конічний активний інструмент має незначну кривину робочої поверхні, тоді обґрунтовано розглянути вплив інструмента з такою геометрією на заготовку без врахування впливу сил тертя на будову ліній ковзання, тобто замінити дугу контакту двома прямими хордами. Зокрема, це припущення базується на дослідах з осаджування зразків інструментом з конічною робочою формою, кут нахилу твірної якого відповідає коефіцієнту тертя [1, 7]. При цьому напружений стан під інструментом, який відтворений сіткою з двох ортогональних сімейств прямих, — однорідний. Якраз на цю товщину розповсюджена циліндрична «шляпка», що підтверджує відсутність впливу поверхневого тертя і говорить про однорідність циклових деформацій у цій зоні.

Таким чином, при заміні дугоподібної робочої частини інструмента двома хордами MA та AN можна стверджувати про однаковість середніх умов при проходженні процесу. Наприклад, при осаджуванні обкочуванням інструментом при куті нахилу його осі $\gamma=2^\circ 30'$ та подачі $S=0,5$ мм/об можна вирахувати поточний радіус заготовки (R_H), в якому кут нахилу хорди відповідатиме коефіцієнту тертя, $R_H \approx 25$ мм. Тому можна зробити висновок, що зміною технологічних параметрів обкочування можна впливати на однорідність протікання деформацій.

Висновок про відсутність або неістотний вплив тертя в тангенціальному напрямі впливає також з того, що в локалізованому осередку переважними є радіальні деформації.

За формою робоча поверхня рухомого інструмента при штампуванні обкочуванням є конус з найефективнішим нахилом твірної в межах $\gamma=2^\circ \dots 5^\circ$ [4, 5]. Тому можна вважати, що кожному радіальному перетину в місці взаємодії інструмента і заготовки відповідає певна картина втискання в півпростір пуансона з дуговою поверхнею (яка замінена хордою), як вказано на рис. 1. При цьому радіус кривини робочої поверхні інструмента (r) в

залежності від поточного радіуса розташування (R_H) буде змінюватись від 0 до ∞ . Така модель діятиме тільки в обмеженій центральній зоні.

Аналітичний розрахунок радіуса кривини (r) при 3D моделюванні показав, що при $\gamma=2^\circ 30'$ на інтервалі $R=0 \dots 100$ мм — $2r=0 \dots 1872,63$ мм, або, що на віддалі $R=25$ мм — $2r=290,45$ мм. Зокрема, при подачах до $S=0,5$ мм/об такі радіуси кривини без істотних похибок можна замінити прямою (див. рис. 1) і збудувати лінії ковзання до неї також за умови відсутності впливу тертя.

Ще одним доказом, що підтверджує перелічені припущення, є аналіз форми зламу заготовки на рис. 2, що відповідає змішаному типу руйнування. Злам проходить майже перпендикулярно до торця в місці, де діють максимальні нормальні напруження від дії інструмента (злам відриванням), а після утворення тріщини розвивається вздовж межі ліній ковзання, що відокремлюють пластичну зону (злам зрізуванням).

На рис. 1 подано модель будови ліній ковзання, яка спирається на модель Прандтля [7] з врахуванням перелічених припущень.

Жорсткість недеформованої зони, що охоплює локалізовану область, не абсолютна, що спостерігається у випадку втискання у півпростір, але достатня, щоб вважати її миттєво незмінною. Напружений стан під контактною зоною вважаємо плоским, тобто рівномірним і симетричним у тангенціальному напрямі та рівномірним у радіальному напрямі відповідно до розмірів тангенціальної дуги контакту і глибини осередку деформації

У довільному тангенціальному перерізі плями контакту торцеву поверхню зразка замінюємо нахиленою контактною ділянкою MN (див. рис. 1), яка формується інструментом, поверхня якого замінена хордою. Кут нахилу (Q) прямої MN до горизонту визначається шириною хорди (L), що сформована локальним осередком деформації, та подачею (S). Вільна торцева поверхня також має перепад за висотою (S), але значно довша за хорду, тому відображаємо її горизонтальними лініями праворуч і ліворуч від MN.

За умови відсутності впливу контактного тертя лінії ковзання виходять на робочу поверхню інструмента MN під кутом $\pi/4$, а осередок поля ліній ковзання під MN є однорідним напруженим станом. Лінії ковзання MC та NC обмежують цей осередок. В обидва боки від MN розповсюджується вільна торцева поверхня, на яку лінії ковзання також повинні виходити під кутом $\pi/4$. Кут нахилу (Q) прямої MN настільки малий, що істотно не впливає на заміну вільного торця у вигляді горизонтальних ліній та на інші будови ліній ковзання.

Таким чином, з точок M та N під кутом $\pi/4$ виходять лінії ковзання MM' та NN'. Радіусні дуги CM' та CN' обмежують межі центрованих осередків, що з'єднують області однорідного напруженого стану. З'єднавши M' з M'' та N' з N'' отримаємо M'M'' та N'N'', які виходять на вільні поверхні під кутом $\pi/4$, також отримаємо межу всього поля ліній ковзання MM''M'CN'N''N. В області вільних поверхонь MM'' та NN'' діють головні стискаючі напруження в тангенціальному напрямі, які дорівнюють $2K$. Тоді маємо, що кут повороту ліній ковзання при русі від вільних поверхонь до контактної

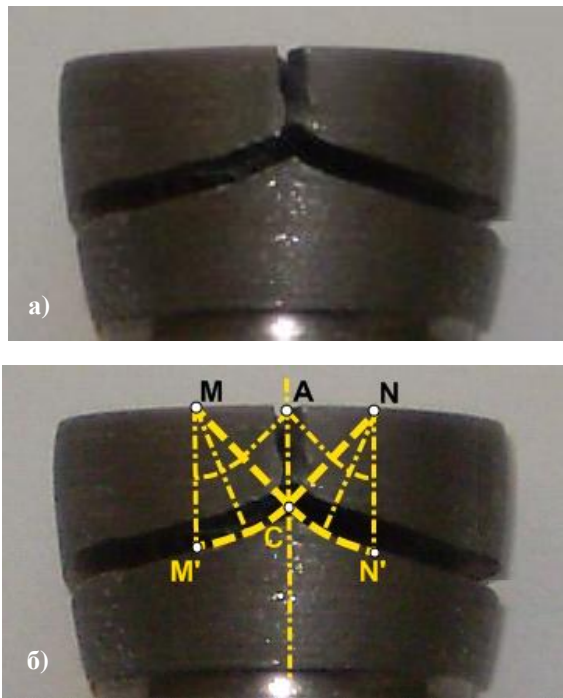


Рис. 2. Зруйнований після висаджування високий зразок (а) і той же зразок з нанесеним полем ліній ковзання (б)

поверхні, зокрема, від точки М до А та від N до А (рис. 2), дорівнюють:

$$\omega_{DA} = \frac{\pi}{2} - Q \approx \frac{\pi}{2}, \quad \omega_{BA} = \frac{\pi}{2} + Q \approx \frac{\pi}{2}.$$

У довільному перерізі таке припущення допустиме, оскільки кут нахилу $Q=1^\circ \dots 2^\circ$.

На вільній поверхні напруження $\sigma_{ZD} = 0$, напруження σ_{XD} — стискаючі і головні. За умовою пластичності $0 - \sigma_{XD} = 2K$. Середні напруження $\sigma_{CP,D} = -K$.

На підставі умов, що зміна середнього напруження пропорційна куту повороту лінії ковзання та $\sigma_{CP,D} > \sigma_{CP,A}$ маємо:

$$\sigma_{CP,D} - \sigma_{CP,A} = 2K\omega_{AB}, \quad (1)$$

Після підстановки середнього значення напружень у точці D $\sigma_{CP,A} = -(K + 2K\omega_{DA})$.

Для точки A

$$\sigma_{XA} - \sigma_{ZA} = 2K; \quad \frac{\sigma_{XA} - \sigma_{ZA}}{2} = \sigma_{CP,A}. \quad (2)$$

Вилучивши в (2) σ_{ZA} , отримуємо

$$\sigma_{CP,A} = \sigma_{ZA} + K. \quad (3)$$

Підставимо (3) в (1):

$$\sigma_{ZA} = -2K(1 + \omega_{BA}).$$

Оскільки $p = -\sigma_{ZA}$, то питоме зусилля на контактній поверхні

$$p_I = 2K(1 + \omega_{AB}) = 2K\left(1 + \frac{\pi}{2}\right) \approx 2,6\sigma_s^*, \quad (4)$$

де $\sigma_s^* = 1,155 \sigma_s = 2K$.

Розглянуту модель можна застосовувати для опису напружень у центральній частині локалізованого осередку (зона I на рис. 3). Периферійна частина має вільну бічну поверхню (зона II на рис. 3).

Скориставшись наведеними вище твердженнями, можна вважати, що середнє питоме зусилля в зоні II

$$p_{II} = 2K\left(1 + \frac{\pi}{4}\right) \approx 1,8\sigma_s^*. \quad (5)$$

Зважаючи на те, що середні питомі зусилля, в залежності від коефіцієнта (μ) та відношення (d/h), досягають для високих заготовок $p_{CP} \approx (2,2 \dots 2,5)\sigma_s$, можна зробити висновок, що площі осередку контакту, які охоплюються зоною I та зоною II, відносяться як 8:2. У такому разі

$$p_{CP} = p_I k + p_{II} (1 - k) = 2,6\sigma_s \times 0,8 + 1,8\sigma_s \times 0,2 = 2,44\sigma_s,$$

де k — коефіцієнт відношення площ зон I та II.

При обробленні високої заготовки впливає ще один чинник, який визначає особливості розвитку осередку деформації за висотою. При обробленні зі сталою швидкістю, згідно з моделлю протікання пластичних деформацій для високої заготовки, висота осередку деформації становить $\approx 0,7$ від довжини дуги контакту. Тобто, призначенням коефіцієнта μ можна визначити і регулювати товщину пластичної зони, а, отже, й висоту «шляпки». Оскільки в початковий момент коефіцієнт μ має максимальні значення, то в цей момент утворюється «шляпка» максимальної висоти. Згодом коефіцієнт μ зменшується, відповідно, зменшується і висота пластичного осередку. Причому поточна висота осередку, як правило, вписується в початкову висоту і так далі.

Моделювання розвитку осередку деформації за висотою подане на рис. 4. Таким чином, за сталої подачі $S = const$ і, відповідно, змінному коефіцієнті μ маємо максимальне значення коефіцієнта μ в початковий момент, яке падає до мінімального в кінці операції. На рис. 4 позначено: 1 — зовнішня форма початкової заготовки та відповідний осередок деформації; 2 та 3 — перехідні

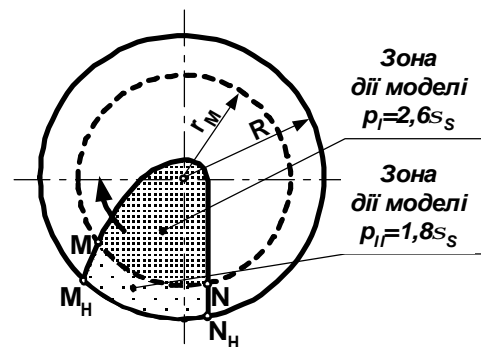


Рис. 3. Розподіл по зонах дії моделі при осаджуванні високого зразка

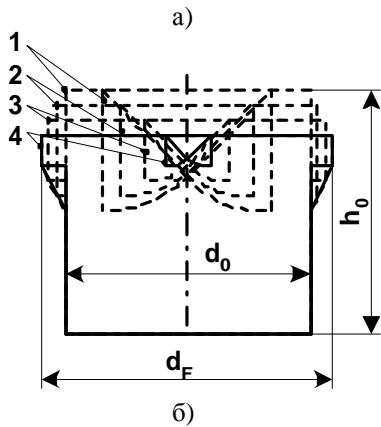


Рис. 4. Модель утворення «шляпки» при осаджуванні високої заготовки: а — фотографія форми «шляпки» на циліндричній деталі; б — моделювання утворення «шляпки»

стадії зміни зовнішньої форми заготовки, збільшення діаметра d_F і відповідне зменшення осередків деформації; 4 — кінцева зовнішня форма та кінцевий осередок деформації.

Запропонований розвиток деформацій пояснює наявність верхньої циліндричної частини «шляпки», висота якої відповідає висоті кінцевого пластичного осередку, який формується при мінімальних значеннях коефіцієнта λ . Конусна частина є сукупною дією попередніх зон деформування і початком конусної ділянки «шляпки», визначається межею дії початкового осередку при максимальних значеннях коефіцієнта λ .

Отже, з однієї сторони, маємо задовільний збіг теоретичних та експериментальних результатів. З другої, можна зробити висновок, що зона II, яка має вільну бічну поверхню, є найвразливішою до периферійного руйнування. Запобігти руйнуванню в цій зоні можна шляхом керування геометричними розмірами осередку деформації, зокрема, якісна рекомендація — така: чим коефіцієнт λ менший, тим видовженіший осередок деформації і менші розміри зони II, а, отже, менше передумов для руйнування.

Слід звернути увагу на те, що розглянуті вид деформування високої заготовки і відповідна модель, з однієї сторони, — поширені технологічні ситуації при виготовленні стрижневих деталей з торцевим фланцем, а з другої — вразливі до умов руйнування більше, ніж інші. Останнє зауваження, не зважаючи на надану рекомендацію, керується складно через несприятливий напружено-деформований стан. Така ситуація виникає в багатьох

випадках і дає можливість зробити поспішний висновок про те, що штампування обкатуванням ефективне лише для тонких заготовок і неефективне для високих.

Річ у тім, що більшість гідравлічних машин для штампування обкатуванням мають безпосередньо насосний привід, що робить значення швидкості робочого ходу сталим. Особливо це небезпечно в початковий період штампування, коли діаметр заготовки мінімальний, що викликає оброблення з максимальним коефіцієнтом λ (з поступовим його зменшенням за рахунок збільшення діаметра заготовки), а, отже, викликає найнесприятливіше навантаження. Запобігти цьому, зокрема, можна використанням гідравлічного приводу з поступовим підвищенням швидкості робочого ходу або наявністю спеціального механізму, які забезпечать рівномірне значення коефіцієнта λ під час всієї технологічної операції.

Література

1. Божидарник В.В., Сулим Г.Т. Елементи теорії пластичності та міцності. У 2 т. — Львів: Світ, 1999. — Т. I. — 532 с. — Т. II. — 417 с.
2. Войцеховский В.А., Наговицин В.В. Производство дисковых фрез торцевой прокаткой // Кузнечно-штамповочное производство. — 1986. — №3. — С. 7.
3. Гожій С.П. Знаходження роботи контактних сил тертя при штампуванні обкочуванням // Вісник двигунобудування. — Запоріжжя, ОАО «Мотор-Січ». — 2006. — №4. — С. 108—111.
4. Гожій С.П. Розвиток моделі пластичних деформацій при осаджуванні циліндричного зразка обкочуванням // Вестник Нац. техн. ун-та Украины «КПИ». Серия «Машиностроение». — 2008. — №52. — С. 359—365.
5. Кривда Л.Т., Гожій С.П. Построение модели пластических течений при осадке обкатыванием цилиндрической заготовки // Прогресивна техніка і технологія машинобудування і зварювального виробництва. Праці Міжнародної конференції, присвяченої 100-річчю механіко-машинобудівного і 50-річчю зварювального факультетів. — Том II. — К.: НТУУ «КПІ». — 1998. — С. 454—458.
6. Кривда Л.Т. Теорія і практика штампування обкочуванням. — Київ, 1998. — 179 с.
7. Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. — М.: Машиностроение, 1977. — 424 с.

Отримана 01.05.09

S. Godziy

Model of plastic flows with making technologic operations the rotary of high cylindrical billet

National Technical University of Ukraine «KPI», Kyiv

The proposed model of plastic flows is based on the physical phenomena of stamping the rotary upsetting of high cylindrical billet into account the real geometry of local hearth of deformation. The article is the result of experimental and theoretical researches which are conducted on the department of mechanics of plasticity of materials and resource-safe processes of the National technical university of Ukraine «KPI».