

В.В. Драгобецкий, д-р техн. наук, В.М. Шмандий, д-р техн. наук, Е.В. Харламова, инж.

ЭКОЛОГИЧЕСКАЯ БЕЗОПАСНОСТЬ И УСТОЙЧИВОСТЬ ПРОЦЕССА ИМПУЛЬСНОГО ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ ЛИСТОВЫХ ДЕТАЛЕЙ ДВС ЗАМКНУТОЙ ФОРМЫ

Введение

Одним из прогрессивных методов изготовления деталей двигателей летательных аппаратов, имеющих сложную геометрическую форму и изготавливаемых из сварных цилиндрических заготовок, является гидровзрывная штамповка. Применение штамповки взрывом на автотракторных предприятиях позволило аннулировать трудоемкий процесс выкатки деталей с нагревом, получить стабильные размеры деталей, увеличить ресурс работы узлов и агрегатов. Но при этом все-таки формируется достаточно высокий уровень экологической опасности, связанный с загрязнением окружающей среды.

При формоизменении тонколистовых заготовок могут возникать местные очаги повышенной деформации. Результаты штамповки во многом зависят от способности материала к пластической разгрузке пиковых напряжений, вызываемых концентраторами [1,2].

Особенности импульсного формоизменения деталей замкнутого контура из труднодеформируемых сплавов, имеющих местные очаги повышенной деформации, изучены недостаточно. Проблема предотвращения и устранения локализации деформаций, связанных с наличием очагов повышенной деформации, является чрезвычайно важной при проектировании и расширении предельных возможностей гидровзрывной штамповки тонколистовых деталей замкнутого контура.

Результаты исследований

В процессах формоизменения сварных цилиндрических заготовок могут возникать неустойчивые состояния, приводящие к появлению сосредоточенных деформаций (шейкообразование, полосы скольжения, вторичные полосы скольжения, волнистость (выпучивание)), недопустимых в готовых изделиях. Поэтому обеспечение отсутствия локализации деформаций в процессе пластического формоизменения является важной задачей, решение которой позволит повысить эксплуатационную надежность получаемых изделий, особенно в усло-

виях действия циклического нагружения, предупредить разрушение в процессе изготовления детали, а также выявить способы формоизменения, обеспечивающие максимальную деформируемость без разрушения.

Для оценки устойчивого деформирования используются следующие критерии:

1) деформация устойчива до момента достижения нагрузкой максимального значения;

2) предельное состояние наступает, если $d\sigma'_i = d\sigma''_i$, где $d\sigma'_i$ - приращение интенсивности напряжений, протекающее за счет изменения размеров тела; $d\sigma''_i$ - приращение интенсивности напряжений, связанное с упрочнением материала. Другими словами, упрочнение материала перестает компенсировать уменьшение площади поперечного сечения;

3) деформирование материала устойчиво в малом, если мощность бесконечно малых приращений обобщенных сил (dFi) на соответствующих бесконечно малых приращениях скоростей обобщенных перемещений неотрицательна:

$$dFi \cdot dVi \geq 0. \quad (1)$$

Оценим величины критических деформаций при взрывной раздаче и при радиально-ротационном профилировании цилиндрической заготовки.

Уравнения движения оболочки при взрывной раздаче имеет вид:

$$\rho \frac{d^2u}{dt^2} = \frac{p(t)}{\delta} - \frac{\sigma_\theta}{R} \quad (2)$$

где $u = R - R_0$ - перемещение оболочки в радиальном направлении; R_0 и R - начальный и текущий радиусы оболочки; ρ - плотность материала оболочки; $\delta = \delta_0 \left(\frac{R_0}{R} \right)^{0,5}$ - текущая толщина; σ_θ - окружное напряжение; t - время.

При радиально-ротационном профилировании уравнение движения оболочки принимает вид:

$$\rho \cdot \omega^2 \cdot (R_0 + u) = \frac{p(t)}{\delta} - \frac{\sigma_\theta}{R}, \quad (3)$$

где ω - угловая скорость вращения оболочки.

Для анализа локализации деформаций при динамическом нагружении материала в условиях сложного напряженного состояния используют постулат устойчивости Друкера с наложенными на него ограничениями. Тогда локализация деформаций при динамическом нагружении будет возможна при выполнении двух условий

$$\left. \begin{aligned} dF_i \cdot dv_i &\leq 0; \\ \frac{d\dot{\varepsilon}_i}{d\varepsilon_i} &\geq 0, \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

где F_i - внутренние обобщенные силы; v_i - скорость.

Рассмотрим процесс взрывной штамповки тонкостенных цилиндрических заготовок. Считаем материал заготовки изотропно упрочняющимся, для которого справедливо условие пластичности Мизеса-Генки и ассоциированный с ним закон пластического течения. При формоизменении деформированная заготовка представляет собой поверхность двойной кривизны. В соответствии с критерием (4) для плоского напряженного состояния при динамическом нагружении локализация деформаций возможна при:

$$\left. \begin{aligned} dF_1 dv_\theta + dF_2 dv_p &\leq 0 \\ \frac{d\dot{\varepsilon}}{d\varepsilon} &\geq 0 \end{aligned} \right\}, \quad (5)$$

где $v_\theta = \dot{\varepsilon}_\theta S_\theta$ и $v_p = \dot{\varepsilon}_p S_p$ - скорости растяжения в соответствующих направлениях;

$\dot{\varepsilon}_\theta = \frac{dS_\theta}{S_\theta dt}$ и $\dot{\varepsilon}_p = \frac{dS_p}{S_p dt}$ - скорости деформаций;

θ и p - криволинейные координаты; S_θ , S_p , δ - размеры элемента поверхности двойной кривизны.

Условие несжимаемости элемента оболочки принимает вид:

$$\frac{dS_\theta}{S_\theta} + \frac{dS_p}{S_p} + \frac{d\delta}{\delta} = 0. \quad (6)$$

Проведем анализ локальной потери устойчивости кольца. Критерий (1) с учетом внешних обобщенных сил имеет вид:

а) для импульсного нагружения с учетом внешних обобщенных сил

$$\{d[p(t) \cdot 2\pi R \cdot h] - d[\delta \rho \dot{R} 2\pi R \cdot h]\} d\dot{R} \geq 0, \quad (7)$$

где h - высота трубы;

б) для вращающейся трубы

$$\{d[p(t) \cdot 2\pi R \cdot h] - d[\delta \rho R \omega 2\pi R \cdot h]\} d\dot{R} \geq 0 \quad (8)$$

Выражение (7) с учетом уравнения движения

(2) и условия несжимаемости $\frac{dR}{R} = -\frac{dh}{h}$ приводит-

ся к виду $dp \cdot d\bar{R} \geq 0$,

где $P = \dot{\sigma}_\theta = f(\varepsilon, \dot{\varepsilon})$

С учетом (6) условие (5) приводится к виду:

$$\begin{aligned} d\sigma_\theta d\dot{\varepsilon}_\theta + d\sigma_\theta d\varepsilon_\theta \cdot \dot{\varepsilon}_\theta - \sigma_\theta d\varepsilon_\theta \cdot d\dot{\varepsilon}_\theta - \\ - \sigma_\theta \cdot d\varepsilon_\theta d\varepsilon_\theta \dot{\varepsilon}_\theta + d\sigma_p d\dot{\varepsilon}_p + d\sigma_p d\varepsilon_p \dot{\varepsilon}_p - \\ \sigma_p d\varepsilon_p d\dot{\varepsilon}_p - \sigma_p d\varepsilon_p d\varepsilon_p \cdot \dot{\varepsilon}_p \leq 0 \end{aligned} \quad (9)$$

Вводя обозначение,

$$\frac{\sigma_p}{\sigma_\theta} = m, \quad (10)$$

интенсивность напряжений запишется в виде

$$\sigma_i = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_p - \sigma_\theta)^2} = \frac{1}{\sqrt{2}} (m - 1) \sigma_\theta, \quad (11)$$

а ассоциированный закон течения

$$\frac{d\varepsilon_p}{d\varepsilon_\theta} = \frac{2\sigma_p - \sigma_\theta}{2\sigma_\theta - \sigma_p} = \frac{m - 2}{2 - m} \quad (12)$$

Подставляя (10) в выражение для интенсивностей деформаций, получим

$$d\varepsilon_i = \sqrt{2} (d\varepsilon_p - d\varepsilon_\theta) = -2\sqrt{2} d\varepsilon_\theta \quad (13)$$

Выражения (11), (12), (13) подставляем в (9) и получаем условие возникновения неустойчивого состояния при импульсном динамическом нагружении

$$\begin{aligned} \left\{ \left[\frac{\sqrt{2} d\sigma_i}{m-1} - \frac{\sigma_i dm}{(m-1)^2} \right] + \frac{\sigma_i \cdot d\dot{\varepsilon}_i}{2(m-1)} \right\} \times \\ \times \left(\frac{\dot{\varepsilon}_i d\varepsilon_i}{8} - \frac{d\dot{\varepsilon}_i}{2\sqrt{2}} \right) + \left(\frac{d\dot{\varepsilon}_i}{2\sqrt{2}} + \frac{\dot{\varepsilon}_i d\varepsilon_i}{8} \right) \times \\ \times \left(\frac{m d\sigma_i}{m-1} - \frac{\sigma_i}{\sqrt{2}(m-1)^2} - \frac{\sigma_i m \cdot d\varepsilon_i}{2(m-1)} \right) \leq 0 \\ \frac{d\dot{\varepsilon}_i}{d\varepsilon_i} \geq 0 \end{aligned} \quad (14)$$

Рассмотрим ряд простейших случаев:

а) одноосное напряженное состояния:

$m = 0$.

Условие устойчивости принимает вид:

$$\frac{d\sigma_i}{d\varepsilon_i \cdot \sigma_i} - 1 \leq 0;$$

$$\frac{d\dot{\varepsilon}_i}{d\varepsilon_i} \geq 0;$$

б) равномерное двухосное растяжение: $m = 1$;

$$\frac{d\sigma_i}{d\varepsilon_i \cdot \sigma_i} - \frac{1}{2} \leq 0$$

$$\frac{d\dot{\varepsilon}_i}{d\varepsilon_i} \geq 0;$$

в) равномерное сжатие: $m = -1$.

В этом случае локализации деформаций не происходит.

Исследование влияния параметров импульсного нагружения, схемы напряженного состояния и механических характеристик проведем на основе анализа процесса раздачи тонкостенных трубных заготовок.

Уравнение движения и условие потери устойчивости деформирования имеют вид:

$$\frac{d^2 r}{dt^2} + \frac{\sigma_i}{\rho r} = \frac{1}{\rho \delta} \cdot P(t), \quad (15)$$

$$\left. \begin{aligned} \frac{d\sigma_i}{\sigma_i d\varepsilon_i} - \frac{\sqrt{3}}{2} &\leq 0 \\ \frac{d\dot{\varepsilon}_i}{d\varepsilon_i} &\geq 0 \end{aligned} \right\}, \quad (16)$$

где r - текущий радиус, ρ - плотность материала, δ - толщина оболочки, σ_i - интенсивность.

Зависимость давления от времени в правой части уравнения можно записать как

$$P(t) = P_m \exp\left(-\frac{t}{\theta}\right), \quad (17)$$

где θ - постоянная времени.

Введем систему безразмерных параметров:

$R = r/r_0$ - безразмерный радиус;

$\tau = vt$ - безразмерное время, где $v = \sqrt{\frac{\sigma_i}{\rho r_0^2}}$,

$V = R$ - безразмерная скорость;

$V_m = \frac{P_m \cdot r_0}{\sigma_i \delta_0} v_0$ - безразмерный комплекс.

Дифференциальное уравнение движения (15) с учетом безразмерных параметров примет вид:

$$R'' + \frac{1}{R} = \frac{V_m}{v\theta} \operatorname{Re} \exp\left(-\frac{\tau}{v\theta}\right), \quad (18)$$

а начальные условия в новых переменных

$$R = 1, V_0 = R'_0 = 0. \quad (19)$$

Так как в начале деформирования $R \approx 1$, уравнение (18) упрощается:

$$P'' + 1 = \frac{V_m}{v\theta} \exp\left(-\frac{\tau}{v\theta}\right), \quad (20)$$

Интегрируя его при начальных условиях (19), получаем асимптотическое решение при малых R :

$$R' = V = V_m \left(1 - \exp\left(-\frac{\tau}{v\theta}\right)\right) - \tau; \quad (21)$$

$$R = 1 + v_m \tau - V_m v\theta \left(1 - \exp\left(-\frac{\tau}{v\theta}\right)\right) - \frac{\tau^2}{2} \quad (22)$$

При достижении максимальной скорости разгона оболочки $R'' = 0$ из (20) следует, что

$$\tau = T = v\theta \ln \frac{V_m}{v\theta}, \quad (23)$$

Подставляя значение T в уравнение (21), получаем

$$R = 1 + v\theta V_m \left(\ln \frac{V_m}{v\theta} - 1\right). \quad (24)$$

Для оценки возможности шейкообразования в процессе деформирования, достаточно совместно решить уравнения (16) и (22).

Анализ полученных результатов

Ниже приведены результаты расчетов по определению величины предельной степени деформации по выражению (24) для стали X18H10T, упругость которой описывается зависимостью

$$\sigma_i = \sigma_s \left[1 + \left(\frac{\varepsilon}{D}\right)^{1/n}\right],$$

при $D = 396 \text{ с}^{-1}$, $n = 7,14$.

Заготовка представляет собой сварные цилиндрические трубы диаметром 160 мм, толщиной 0,8 мм, высотой 108 мм. Масса заряда взрывчатого вещества ТЭНа - 5 г.

Локализация деформации происходила при $t = 96 \text{ мс}$, $\theta = 50 \text{ мс}$ и массе заряда менее 8 г. При $m > 12 \text{ г}$ происходил разрыв заготовки. Использование описанного процесса способствует уменьшению воздействия на окружающую среду, что является одним из элементов управления экологической безопасностью.

Заключение

Таким образом, получено условие возникновения неустойчивого состояния при импульсном нагружении. Существенное влияние на предельную степень деформации оказывают параметры внешней нагрузки. Чем выше давление, тем больше значение V_m , тем меньше склонность заготовки к локализации деформации. Увеличение θ , с использо-

ванием специальных технологических приемов также увеличивает область устойчивого деформирования заготовки. При этом улучшаются показатели экологической безопасности.

ки / В.А. Голенков, С.Ю. Радченко. М.: Машиностроение, 1997. 226 с. 2. Голенков В.А. Специальные технологические процессы и оборудование обработки давлением / В.А. Голенков, А.М. Дмитриев и др. – М.: Машиностроение, 2004. – 464с.

Список литературы:

1. Голенков В.А. Технологические процессы обработки металлов давлением с локальным нагружением заготов-

УДК 621.74.046

Л. С. Золотарь, инж., О. В. Акимов, д-р техн. наук, Б. П. Таран, канд. техн. наук

**МЕТОДОЛОГИЯ СОЗДАНИЯ ЛИТОЙ БИМЕТАЛЛИЧЕСКОЙ КОМПОЗИЦИИ
ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ПОРШНЕЙ ПЕРСПЕКТИВНЫХ ДВС**

Решение проблемы повышения мощности и экономичности двигателя за счет форсирования режима его работы неразрывно связано с повышением качества и долговечности деталей двигателя, в первую очередь поршней, рабочие характеристики которых существенно зависят от свойств материалов, используемых для их изготовления.

До настоящего времени алюминиевые сплавы, в особенности силумины, являются оптимальным поршневым сплавом для двигателей со средним эффективным давлением в пределах 1,2–1,7 МПа. Однако учитывая дальнейший рост эффективного давления двигателей, можно предположить, что алюминиевые поршни не смогут обеспечить требуемую работоспособность из-за недостаточной теплостойкости. Граничные нагрузки поршня могут быть расширены за счет изменения конструкции, а именно применением различного рода износостойких вставок, жаропрочных накладок, армированием поршня, нанесением теплозащитных и противозносных покрытий. Но все это влияет на усложнение конструкции, влечет увеличение массы поршня и затрат на его изготовление.

Применение чугуна в качестве поршневого сплава позволяет значительно увеличить допустимые нагрузки на поршень. Чугун меньше, чем алюминиевые сплавы склонен к усталостному разрушению, превосходит их по таким параметрам как теплостойкость и модуль упругости, имеет меньший коэффициент линейного расширения. Это позволяет использовать его для изготовления монолитных поршней, работающих в режиме средней

степени форсирования, при эффективных давлениях от 1,6 МПа до 2,23 МПа

Особый интерес в этой связи представляет чугун с вермикулярным графитом (ЧВГ), который обладает наиболее благоприятным сочетанием свойств, необходимых для поршня высокофорсированного двигателя. При хорошей комбинации длительной прочности и пластичности он имеет повышенную теплопроводность, что позволяет существенно расширить уровень форсирования ДВС и делает его весьма перспективным при изготовлении поршней высокофорсированных двигателей. Единственным сдерживающим фактором является высокий удельный вес чугуна. Однако при температурах, превышающих 600 °С, чугун утрачивает свою теплостойкость, что приводит поршень к разрушению.

Таким образом, повышение степени форсирования двигателей тормозится из-за недостаточной теплостойкости традиционных поршневых сплавов. Чтобы эти материалы смогли обеспечить ранее недостижимые температурно-силовые параметры работы двигателя они должны обладать следующим комплексом свойств: иметь высокую жаропрочность и стойкость к высокотемпературной газовой коррозии, высокую трещиностойкость, малый удельный вес, низкие значения коэффициента теплопроводности и термического расширения. Этим требованиям наиболее полно удовлетворяют керамика и биметаллические композиции.

В практике мирового двигателестроения известны разработки двигателей нового поколения с привлечением керамики на основе оксидов, карби-