

تحلیل فرآیند آهنگری کله زنی قطعات دارای محور تقارن با استفاده از روش حد بالا

کارن ابری نیا

استاد یار گروه مهندسی مکانیک - دانشکده فنی - دانشگاه تهران

اشکان هماوندی

فارغ التحصیل کارشناسی ارشد مهندسی مکانیک - دانشکده فنی - دانشگاه تهران

(تاریخ دریافت ۸۰/۱/۲۶، تاریخ تصویب ۸۰/۱/۰۱)

چکیده

تحلیل فرآیند کله زنی در آهنگری قطعاتی که دارای یک یا چند محور تقارن باشند در این مقاله با استفاده از قضیه حد بالا و به صورت یک روش کلی با کمک کامپیوتر انجام پذیرفته است. محاسبه نیروی لازم و تغییر شکل در حین فرآیند با استفاده از این روش ارائه می گردند. به وسیله برنامه کامپیوتری تدوین شده، تغییر شکل دو بعدی و سه بعدی با در نظر گرفتن گسترش محیطی و پدیده بشکه ای شدن یا شکم دادن در ارتفاع قطعه در مراحل مختلف فرآیند را می توان بدست آورد. در این روش یک میدان سرعت کلی مجاز در نظر گرفته می شود که دارای ضرایب ثابتی است که نهایتاً در بهینه سازی حد بالا بر روی فشار فرآیند مورد استفاده قرار می گیرند. در تحلیل فوق کار سختی مواد قطعه کار در حین آهنگری نیز در فرمولاسیون در نظر گرفته شده است. در این مقاله آهنگری یک میله با مقطع بیضی شکل برای مثال در نظر گرفته شده است. نتایج بدست آمده از این تئوری با نتایج تئوری و تجربی دیگران مقایسه و سازگاری خوبی مشاهده شده است. برتری این روش در سرعت رسیدن به جواب با استفاده از المانهای کمتر و با دقت بالا می باشد.

واژه های کلیدی: کله زنی، حد بالا، بشکه ای شدن، آهنگری

مقدمه

باز و هم در آهنگری قالب بسته حائز اهمیت و دارای نقش عمده است.

کارهای تئوری و تجربی زیادی در این مورد صورت گرفته است. اکثر تحقیقات و مطالعات برای حالت تغییر فرم دو بعدی (تقارن محوری - کرنش مسطح) انجام گرفته است که از معروفترین آنها آزمایش حلقه با رینگ است که بطور گسترده ای برای تعیین شرایط اصطکاکی بین دو قطعه و سطح قالب استفاده می شود. اخیراً تحلیل تغییر شکل سه بعدی برای بلوک ها با مقاطع غیر دایره ای نیز انجام گرفته است. روشهای متعددی برای تخمین نیرو و انرژی لازم برای عملیات آهنگری اعم از تجربی و تئوری ارائه شده است. در روشهای تجربی به کمک آزمایشهای متعدد، روابط و معادلات مربوط به شرایط عملیات آهنگری بدست می آید. اگر چه این روشها سریع و ساده اند و به دلیل سه

ورود به عصر کامپیوتر، توجه بیشتر به مدل‌های ریاضی در شکل دهی فلزات از جمله آهنگری را سبب گردیده است. مزیت عمده کاربرد مدل‌های ریاضی در آهنگری فلزات دستیابی به اطلاعات مورد نیاز، کنترل ضرایب و عوامل مؤثر در فرآیند، بالا رفتن سرعت کار و کاهش مخارج تولید و پائین آمدن اتلاف انرژی می باشد. پیش بینی چگونگی جریان مواد در آهنگری با توجه به اینکه تأثیر مستقیمی روی شکل نهایی، خصوصیات مکانیکی، نقائص سطحی و ... قطعه دارد و نیز برای طراحی قالب های آهنگری قطعه نیز از لحاظ مسائلی از قبیل پر کردن قالب و ... از اهمیت بالایی برخوردار است. کله زنی در عملیات شکل دهی فلزات بعنوان یکی از فرآیندهای آهنگری که در آن جریان ماده عمود بر جهت حرکت سطوح قالب انجام می پذیرد هم در آهنگری قالب

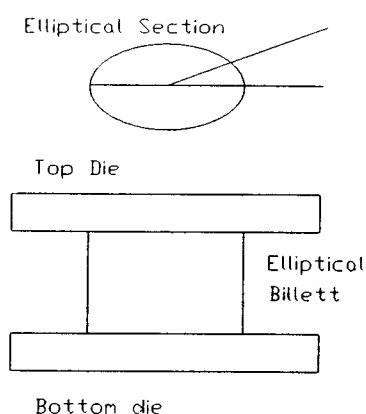
استفاده کردند. در این روش نتایج خوبی حاصل شد و توافق خوبی با نتایج تجربی مشاهده گردید اما مشکل آن زمان زیادی بود که صرف می گردید.

کیم و یانگ [۱۵ و ۱۶ و ۱۷ و ۱۸] با استفاده از المان های دو بعدی اما به تعداد زیاد توانستند که نتایج مشابه مرجع [۱۴] بدست آورده و در ضمن زمان را کاهش دهند.

در مقاله حاضر روش المان بندی مرجع [۱۴] و یک میدان سرعت جدید استفاده گردیده است.

میدان سرعت

با در نظر گرفتن یک نظام مختصات استوانه ای به طوری که مبدأ آن در مرکز سطح پائینی قطعه ($\theta = 0$) و روی یکی از محورهای تقارن قرار دارد، سطح بالائی و پائینی قالب صلب فرض می شوند و سطح بالائی قالب با سرعت u به طرف سطح پائینی که ساکن است حرکت می کند (شکل ۱). به علت وجود اصطکاک یک تغییر شکل غیر یکنواخت بوجود می آید که همزمان با گسترش محیطی در صفحات عمود بر محور تغییر شکل یک حالت بشکه ای در ارتفاع قطعه بوجود می آورد. با توجه به شرایط مرزی و تراکم ناپذیری قطعه، تحلیل تغییر شکل دو بعدی (تقارن محوری) را برای یک سیلندر بدست آورده و آنرا برای تغییر شکل سه بعدی گسترش می دهیم.



شکل ۱: طرح شماتیک آهنگری کله زنی مقطع بیضی.

بعدی و پیچیده بودن فرآیند از لحاظ تحلیل های تنوری، نقش مهمی را در برآورد نیرو و انرژی مورد نیاز ایفا می کنند ولی مهمترین نقطه ضعف آنها هزینه زیاد انجام آزمایش است. روشهای تحلیلی از قبیل تعادل نیرو، میدان خطوط لغزش، حدبالا، المان محدود و ... نیز با توجه به شرایط مرزی پیچیده در مسائل شکل دهی فلزات قابلیت ارائه یک حل دقیق را ندارند و حل های تقریبی را با اعمال فرض هایی جهت ساده سازی مسئله بدست می دهند.

ابتدایی ترین حل برای فشردگی کرنش مسطح یک قطعه بین سطوح موازی و مسطح قالب توسط پرانتل [۱] در سال ۱۹۲۳ ارائه گردید. تنوری خطوط لغزش برای بررسی پدیده بشکه ای شدن در کله زنی توسط هیل [۲] و شاپاییک [۳] بکار گرفته شد. البته با توجه به محدودیت های تنوری خطوط لغزش بخصوص در آن زمان که محدود به حالت های کرنش مسطح می شد، تنوری حد بالا به سرعت گسترش یافت و کوبایاشی [۴]، کودو [۵] و اویترز [۷۶] با استفاده از میدان های سرعت سینماتیکی مجاز حدبالا را برای نیروی تغییر شکل بدست آوردند. در کلیه کارهای مذکور، کار سختی مواد در نظر گرفته نشده بود. البته این کارها منجر به وجود آمدن آزمایش حلقه یا رینگ برای تعیین اصطکاک در مراحل شکل دهی گردید [۸ و ۹ و ۱۰] اما از آنجائیکه جریان فلز برای دیسک ها و بلوک های غیر دایره ای بصورت سه بعدی است و باید معادلات تغییر شکل پلاستیکی غیر خطی حل شوند، لذا تلاش های زیادی برای تحلیل اینگونه مقاطع صورت گرفته است.

جونيجا [۱۱ و ۱۲] میدان های سرعت قابل قبولی را برای تحلیل حدبالا در دیسک هایی با مقاطع چند ضلعی منتظم و مستطیل بدست آورد. این محقق در تحلیل های خود در طول تغییر شکل فقط گسترش محیطی مواد را در نظر گرفته بود. جونيجا در کار بعدی خود [۱۳] پدیده بشکه ای شدن را در تحلیل خود به حساب آورد و توانست نتایج قبلی را بهبود ببخشد.

پارک و کوبایاشی [۱۴] از روش المان محدود برای تحلیل سه بعدی فرآیند کله زنی سود جستند. آنها از یک المان شش وجهی، هشت نقطه ای برای تحلیل فشردگی بلوک

که B و P ضرایب بهینه سازی بوده و F ضریبی است که نشان دهنده حالت خاص مقطع می باشد. بعنوان مثال اگر مقطع بیضی باشد F را باید طوری برگزید که در حالت خاص بیضی که دایره است u_θ برابر صفر شود.

حال با ارضای معادله تراکم ناپذیری و شرایط مرزی

$$[u_r = 0, r = 0]$$
 داریم:

$$\left(\frac{1}{r}\right) \frac{\partial(ru_r)}{\partial r} + \left(\frac{1}{r}\right) \frac{\partial u_\theta}{\partial \theta} + \frac{\partial u_z}{\partial z} = 0 \quad (۸)$$

$$\frac{\partial(ru_r)}{\partial r} = (u_\theta / h)(r + r^p BFN \cos N\theta) f(Z) \quad (۹)$$

$$u_r = (u_\theta / h)(r/2 + BFNr^p / (p+1) \cos N\theta) f(Z) \quad (۱۰)$$

اکنون با داشتن مقادیر u_z, u_θ, u_r نرخ کرنش ها به راحتی محاسبه می شوند:

$$\varepsilon_r = \left(\frac{u_r}{h}\right) \left(\frac{1}{2} + \frac{BFNP}{p+1} r^{p-1} \cos N\theta\right) f(Z) \quad (۱۱)$$

$$\varepsilon_\theta = \left(\frac{u_\theta}{h}\right) \left(\frac{1}{2} - \frac{BFNP}{p+1} r^{p-1} \cos N\theta\right) f(Z) \quad (۱۲)$$

$$\varepsilon_z = -\frac{u_z}{h} f(Z) \quad (۱۳)$$

$$\varepsilon_{r\theta} = \left(\frac{u_r}{2h}\right) r^{p-1} BF \sin N\theta \left[1 - p - \frac{N^2}{p+1}\right] f(Z) \quad (۱۴)$$

$$\varepsilon_{\theta z} = \left(\frac{-2u_z}{h^2}\right) r^p BF \sin N\theta D \left[1 - \frac{2Z}{h}\right] \quad (۱۵)$$

$$\varepsilon_{rz} = \left(\frac{2u_r}{h^2}\right) \left(\frac{r}{2} + BF \frac{Nr^p}{p+1} \cos N\theta\right) D \left[1 - \frac{2Z}{h}\right] \quad (۱۶)$$

تئوری حد بالا

مواد را بصورت ایزوتروپیک، تراکم ناپذیر و صلب - پلاستیک کار سختی پذیر فرض می کنیم. همچنین فرض می کنیم که مواد از قانون میزز تبعیت کرده و تنش برشی اصطکاکی در طول تماس مواد با قالب ثابت در نظر گرفته

تغییر شکل دو بعدی سیلندر

با توجه به تقارن محوری قطعه، سرعت در جهت θ ، (u_θ) و تغییرات سرعت ها در جهت θ ، $\left(\frac{\partial}{\partial \theta}\right)$ برابر صفر می باشد. با فرض اینکه منحنی پدیده بشکه ای شدن بصورت سهمی و ارضای شرایط سرعت در جهت $(u_r = 0, r = 0, u_{r(z=0)} = u_{r(z=h)})$ باشد خواهیم داشت:

$$u_r = (v_0 r / 2h)(A - B(Z - h/2)^2) \quad (۱)$$

با تعیین مقادیر نرخ کرنش و استفاده از معادله تراکم ناپذیری در مختصات استوانه ای و ارضای شرایط مرزی برای سرعت در جهت Z خواهیم داشت:

$$A = 1 + Bh^2 / 12 \quad (۲)$$

با فرض $(Bh^2/4 = D)$ ، $(E = 1/D - 2/3)$ و جایگذاری در روابط (۱۸) و (۱۹) مقادیر سرعت بصورت زیر در می آید:

$$u_r = (u_\theta r / 2h) f(Z) \quad (۳)$$

$$u_z = (-u_\theta / h) \int f(Z) . dZ \quad (۴)$$

$$f(Z) = (1/(E+2/3))(-4Z^2/h^2 + 4Z/h + E) \quad (۵)$$

که E پارامتر بهینه سازی می باشد.

تغییر شکل سه بعدی

با فرض عمود بودن صفحات (ثابت Z) بر محور Z در حین فرآیند کله زنی u_z فقط تابعی از Z بوده و تأثیر پدیده بشکه ای شدن همانند حالت دو بعدی است. حال با توجه به تقارن قطعه نسبت به محورهای تقارن، برای صفحات شامل محورهای تقارن خواهیم داشت:

$$\theta = N\theta_0 \Rightarrow u_\theta = 0, \frac{\partial}{\partial \theta} = 0 \quad (۶)$$

که N تعداد محورهای تقارن و θ_0 زاویه بین محورهای تقارن است. بنابراین u_θ را بصورت زیر در نظر می گیریم:

$$u_\theta = (-u_\theta r^p / h)(BF \sin N\theta) f(Z) \quad (۷)$$

در تغییر شکل سه بعدی برای تعیین مقادیر انرژی داخلی و اصطکاک، کفایت حجم قطعه محدود بین دو صفحه شامل محور تقارن را در نظر گرفته و برای تعیین انرژی کل در 2N ضرب شود. با کمینه کردن معادله انرژی، ضرایب بهینه سازی مشخص شده و بنابراین مقدار نیروی لازم برای تغییر شکل بصورت زیر بدست می آید:

$$F = \frac{J^*}{u_0} \quad (21)$$

بهینه سازی توابع

با توجه به اینکه برای تعیین کمترین نیرو که همان حدبالا بر روی نیرو می باشد معادله (۱۷) را باید نسبت به ضرایب در نظر گرفته شده کمینه کرد، بنابراین چون تابع J^* نسبت به پارامترهای بهینه سازی غیر خطی است لذا نیاز به استفاده از روشهای بهینه سازی غیر خطی مفید نیست. عبارت دیگر باید مقدار بردار $X = \{X_1, X_2, \dots, X_n\}$ را که در آن X_1 ها همان ضرایب بهینه سازی هستند به گونه ای جستجو کرد که تابع هدف $F(x)$ کمینه شود.

کاربرد المان در مسائل کله زنی

با توجه به وجود انتگرال های یک بعدی، دو بعدی و سه بعدی در معادله انرژی، انتگرال گیری به روش مستقیم بسیار پیچیده بود، بنابراین نیاز به استفاده از روشهای عددی انتگرال گیری می باشد و به همین دلیل لازم است تا قطعه المان بندی شود.

بطور کلی سه نوع المان یک بعدی، دو بعدی و سه بعدی در نظر گرفته می شود که برای تغییر شکل دو بعدی از المان های چهار ضلعی چهار نقطه ای دو خطی و برای تغییر شکل سه بعدی از المان های شش وجهی هشت نقطه ای سه خطی استفاده می شود.

المان چهار ضلعی دو خطی

این المان برای تحلیل های دو بعدی می باشد. یک المان چهار ضلعی که توسط مختصات (4) X_a ($a = 1/2, \dots, 4$) در صفحه XY تعریف شده است. با در نظر گرفتن اینکه

می شود.

فرمول اساس تئوری حدبالا بصورت زیر بیان می شود [۶]:

$$J^* = W_i + W_f + W_s + W_t \quad (17)$$

انرژی یا قدرت واقعی مصرفی همیشه از مقدار محاسبه شده از رابطه فوق کمتر می باشد. جمله اول رابطه فوق انرژی لازم برای تغییر شکل داخلی در سراسر حجم قطعه در حال تغییر شکل را بیان می کند که با توجه به میدان نرخ کرنش بصورت زیر بدست می آید:

$$W_i = \int_v \bar{\sigma} \bar{\epsilon} dv$$

$$\bar{\epsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}} \left[\frac{(\epsilon_r^2 + \epsilon_\theta^2 + \epsilon_z^2)/2 + \epsilon_{r\theta}^2 + \epsilon_{\theta z}^2 + \epsilon_{rz}^2}{2} \right]^{1/2} \quad (18)$$

که $\bar{\sigma}$ تنش جریان و $\bar{\epsilon}$ نرخ کرنش مؤثر می باشد. با توجه به رابطه بین تنش و کرنش در کار سختی مواد، کافی است به جای $\bar{\epsilon}$ در $\bar{\sigma} = f(\bar{\epsilon})$ مقدار $\bar{\epsilon} = \int_0^t \dot{\bar{\epsilon}} dt$ را قرار داده که t مدت زمان تغییر شکل است و سپس به جای $\bar{\sigma}$ در معادله انرژی جایگزین می کنیم.

جمله دوم و سوم عبارت (۱۷) انرژی مصرفی روی سطوح انفصال سرعت و انرژی لازم برای غلبه بر اصطکاک در فصل مشترک قطعه و قالب می باشد که با توجه به در نظر گرفتن میدان سرعت برای کل قطعه جمله W_s حذف شده و برای W_f خواهیم داشت:

$$W_f = \frac{m}{\sqrt{3}} \int_s \sigma \left[|\Delta u|_{z=0} + |\Delta u|_{z=h} \right] ds \quad (19)$$

که m همان فاکتور اصطکاک بوده و مقادیر انفصال سرعت بصورت زیر محاسبه می شوند:

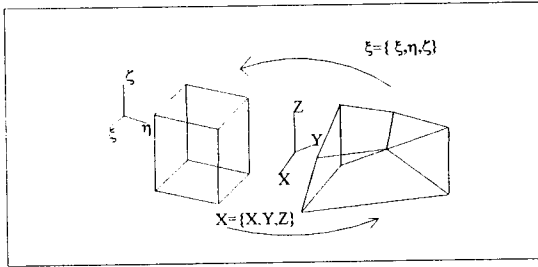
$$|\Delta U|_{z=0} = |\Delta U|_{z=h} = \left[u_r^2 + u_\theta^2 \right]_{z=0}^{z=h} \quad (20)$$

عبارت آخر رابطه (۱۷) که اثر کشش خارجی روی سطح اعمال نیرو می باشد در فرآیند کله زنی برابر با صفر است.

یک مکعب واحد تبدیل می شود (شکل ۳). با در نظر

گرفتن $\bar{X} = \begin{Bmatrix} x \\ y \\ z \end{Bmatrix}, \bar{\xi} = \begin{Bmatrix} \xi \\ \eta \\ \zeta \end{Bmatrix}$ رابطه بین $\bar{X}, \bar{\xi}$ به صورت زیر می باشد:

$$X(\xi, \eta, \zeta) = \sum_{a=1}^8 N_a(\xi, \eta, \zeta) X_a^e \quad (25)$$



شکل ۳: المان شش وجهی سه خطی.

$$Y(\xi, \eta, \zeta) = \sum_{a=1}^8 N_a(\xi, \eta, \zeta) Y_a^e \quad (26)$$

$$\tau(\xi, \eta, \zeta) = \sum_{a=1}^8 N_a(\xi, \eta, \zeta) \tau_a^e \quad (27)$$

$$N_a(\xi, \eta, \zeta) = \frac{1}{8} (1 + \xi_a \xi) (1 - \eta_a \eta) (1 + \zeta_a \zeta)$$

که مقادیر ξ_a, η_a, ζ_a عبارتند از:

α	ξ_a	η_a	ζ_a
+۱	-۱	-۱	-۱
+۲	+۱	-۱	-۱
+۳	+۱	+۱	-۱
+۴	-۱	+۱	-۱
+۵	-۱	-۱	+۱
+۶	+۱	-۱	+۱
+۷	+۱	+۱	+۱
+۸	-۱	+۱	+۱

مختصات نقاط در جهت خلاف عقربه های ساعت شماره گذاری شده است، با تصویر آن نسبت به مختصات محل به یک مربع واحد تبدیل می شود (شکل ۲). با در نظر گرفتن

رابطه بین $\bar{X}, \bar{\xi}$ به صورت زیر در می آید:

$$X(\xi, \eta) = \sum_{a=1}^4 N_a(\xi, \eta) X_a^e \quad (22)$$

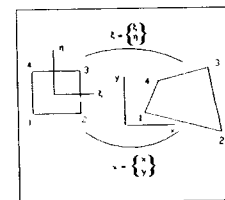
$$Y(\xi, \eta) = \sum_{a=1}^4 N_a(\xi, \eta) Y_a^e \quad (23)$$

که η, ξ مختصات طبیعی نامیده می شوند و N_a به صورت زیر بدست می آید:

$$N_a(\xi, \eta) = \frac{1}{4} (1 + \xi_a \xi) (1 + \eta_a \eta) \quad (24)$$

و مقادیر ξ_a, η_a عبارتند از:

a	ξ_a	η_a
+1	-1	-1
+2	+1	-1
+3	+1	+1
+4	-1	+1



شکل ۲: المان چهار وجهی دو خطی.

المان شش وجهی سه خطی

این المان به صورت یک المان پایه یا نمونه برای تحلیل های سه بعدی می باشد. یک المان شش وجهی که توسط مختصات $\bar{X}_a^e (a=1,2,\dots,8)$ در صفحه XYZ تعریف شده است با تصویر آن نسبت به مختصات محلی به

هیدرولیکی 150ton در دمای اتاق انجام شده و بیلیت تا حدود ۵۰ درصد ارتفاع اولیه بصورت پیوسته فشرده گردیده است.

بحث و بررسی نتایج

با استفاده از تئوری ارائه شده و برنامه کامپیوتری، حدبالا برای نیروی تغییر شکل با تعداد المان های $3 \times 6 \times 4$ در جهت z, θ, r محاسبه گردید. این نتایج در نمودارهای (۴) تا (۶) نمایش داده شده اند. لازم به ذکر است که اگر از روش مرجع [۱۶] که در آن تعداد المانها $3 \times 12 \times 8$ بود استفاده می گردید، تقریباً همین نتایج بدست می آمد ولی زمانی در حدود ۴ برابر زمان فعلی لازم برای محاسبات صرف می شد (برای کامپیوتر PC پنتیوم 133MH در حدود ۴۵ دقیقه زمان لازم است). در شکل (۴) نمودار سمت راست مقایسه بین نیروهای آهنگری برای فولاد AISI 1015 آئیل شده با شرایط اصطکاکی $m=0.1$ بدست آمده از نتایج نویسندگان، مرجع [۱۶] و نتایج تجربی نشان داده شده است. همانطور که مشاهده می شود به طور کلی با افزایش حرکت قالب بالایی، نیروی آهنگری افزایش می یابد. سه منحنی برای نسبت های مختلف محور اصلی به فرعی بیضی رسم شده اند. میزان $\frac{b}{a}$ به این صورت است که a ثابت فرض شده و b کاهش یا افزایش می یابد لذا مشاهده می شود که کاهش $\frac{b}{a}$ از 1 که در واقع نشان دهنده یک بیلت استوانه ای است، تا مقدار $\frac{b}{a} = 0.5$ باعث می شود تا مقدار نیروی آهنگری کاهش یابد چون سطح مقطع کاهش یافته است. بطور کلی توافق خوبی بین هر سه نتیجه وجود دارد. البته برای مقادیر بالاتر $\frac{b}{a}$ جواب های حد بالا از دقت بهتری برخوردار می باشد و برای مقادیر پایین مثل $\frac{b}{a} = 0.5$ جوابهای حد بالا حتی پایین تر از مقادیر تجربی هستند که نشانه خطای جواب های تئوری است. زیرا واضح است که حد بالا بطور ذاتی باید نتایجی بالاتر از جواب های واقعی بدهد. البته بطور کلی باید توجه نمود که میزان این خطاها در بدترین حالت در حدود ۵ درصد است. نکاتی که در اینجا با توجه به منحنی های نمودار (۴) می توان به آنها اشاره کرد اینست که همانطوریکه قبلاً نیز ذکر شد جواب های این تئوری و مرجع [۱۶] مشابه هستند ولی

البته لازم به ذکر است برای کاربرد روابط فوق در مختصات استوانه ای کافی است به جای x, y, z مقادیر r, θ, z را قرار دهیم.

روش انتگرال گیری

با توجه به انتگرال های یک بعدی، دو بعدی و سه بعدی در رابطه (۱۷) برای حل آنها نیاز به استفاده از روش های عددی است که در اینجا از روش انتگرال گیری گوس دو نقطه ای سود می جوئیم. با توجه به غیر یکنواخت بودن تغییر شکل لازم است تا فرایند بصورت گام به گام تحلیل شود. بنابراین لازم است تا در هر مرحله مختصات گره های المان تجدید شده و با توجه به گام مورد نظر (Δh) مراحل فوق تا رسیدن به ارتفاع نهایی مورد نظر ادامه یابد. لذا از روابط زیر برای تجدید مختصات المان استفاد می شود:

$$r^{i+1} = r^i + u_r^i \Delta t \quad (29)$$

$$\theta^{i+1} = \theta^i + u_\theta^i \Delta t / r^i \quad (30)$$

$$z^{i+1} = z^i + u_z^i \Delta t \quad (31)$$

که i به مرحله i ام و Δt زمان بین دو مرحله متوالی تغییر شکل است. برای کمینه کردن معادله انرژی از روش بهینه سازی غیر خطی سیمپلکس [۱۹] استفاده شده است.

شبیه سازی کامپیوتری

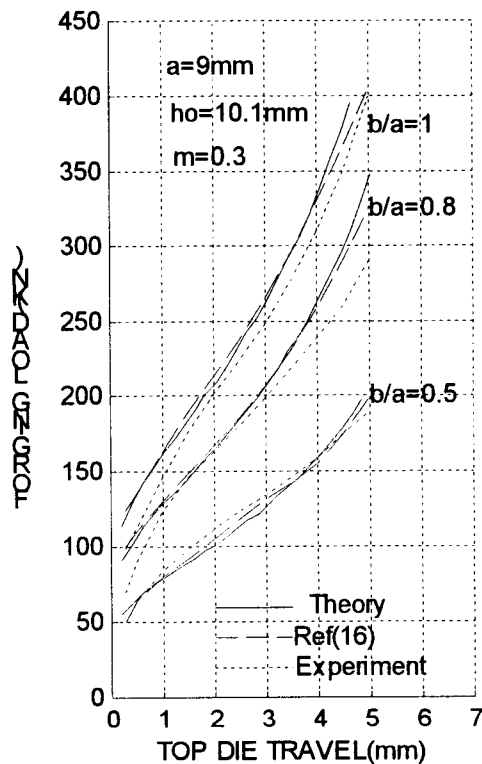
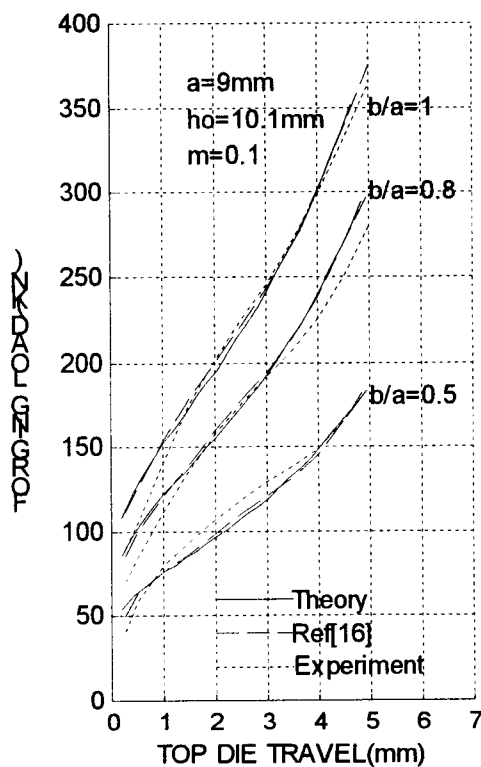
در برنامه کامپیوتری که برای تحلیل فرآیند کله زنی قطعات دارای محور تقارن تدوین شده با توجه به تغییر شکل دو بعدی یا سه بعدی و هندسه اولیه، قطعه المان بندی می شود و سپس برای مقاطع مختلف کلیه مراحل که توضیح داده شد با در نظر گرفتن کاهش ارتفاع و مقدار گام انجام شده و نیروی لازم برای فرآیند و شکل تغییر یافته قطعه در هر مرحله بدست می آید. مواد اولیه بیلت آهنگری شده از فولاد AISI1015 آئیل شده در نظر گرفته شده است. ابعاد این بیلت در جدول (۱) ارائه شده است. نتایج تجربی ارائه شده در این مقاله که از مرجع [۱۶] استخراج گردیده با استفاده از یک پرس

بود، برای اصطکاک بالاتر جواب های حد بالا دارای خطای کمتر بوده و بهبود یافته اند. بنابراین شاید بتوان نتیجه گرفت که مؤلفه انرژی مربوط به اصطکاک در فرمول حد بالا ممکن است منشاء این خطا باشد.

در شکل (۵) نمودارهایی برای شرایط اصطکاک $m = 0.3$ ، $m = 0.1$ ، مقدار ثابت محور اصلی بیضی برابر با $a=9\text{mm}$ محور فرعی برابر با $b/a=0.5$ ، $b/a=0.8$ ، $b/a=1.0$ و درصد کاهش ارتفاع برابر با 46% ، 48% ، 52% ترسیم شده اند.

در عوض تئوری فعلی با $\frac{1}{4}$ زمان لازم برای محاسبات نسبت به مرجع [۱۶] به نتیجه رسیده است.

در شکل (۴) نمودار سمت چپ مشابه نمودار سمت راست شکل (۴) رسم گردیده است با این تفاوت که شرایط اصطکاک را تغییر داده ایم و مقدار m را برابر با 0.3 فرض کرده ایم. مشاهده می گردد که افزایش اصطکاک بطور طبیعی باعث افزایش بار آهنگری می گردد اما برای نسبت های $\frac{b}{a} = 1.0$ و $\frac{b}{a} = 0.8$ مقادیر بدست آمده برای حد بالا دقیق تر می باشند. در واقع نسبت به نمودار شکل (۴) که برای اصطکاک کمتر جوابهای حد بالا با خطا همراه



شکل ۴: مقایسه بین نیروهای آهنگری برای فولاد AISI1015 آنیل شده.

جدول ۱: ابعاد بیلت (mm).

شکل بیلت	محور اصلی $2a$	محور فرعی $2b$	نسبت b/a	ضخامت h_0
دایره	۱۸	۱۸	۱	۱۰/۱
بیضی	۱۸	۱۴/۴	۰/۸	۱۰/۱
بیضی	۱۸	۹	۰/۵	۱۰/۱

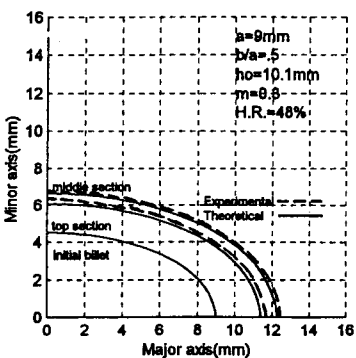
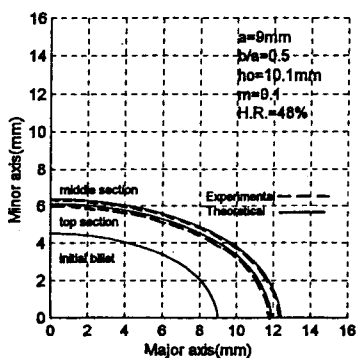
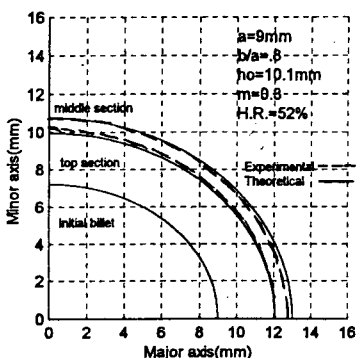
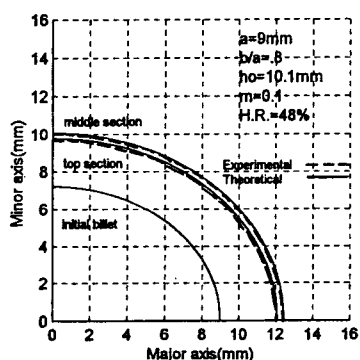
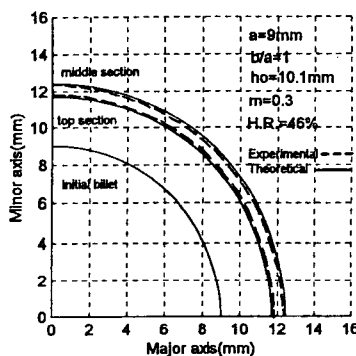
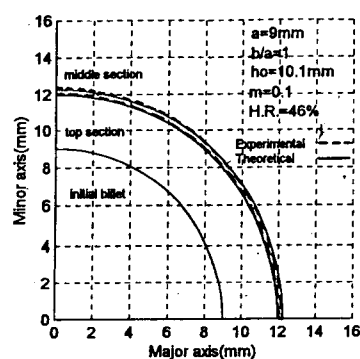
که زنی بیلت دایره ای هستند که در اینجا بصورت حالت خاصی از بیضی آورده شده است.

از نمودارهای فوق همچنین مشاهده می شود که در حالت روانکاری خوب یعنی $m = 0.1$ ، تفاوت بین پروفیل مقطع بالایی و مقطع میانی بسیار کم است. به عبارت دیگر شکم دادن بیلت قابل صرف نظر کردن است. این موضوع با قرار گرفتن منحنی های تجربی و تئوری بر روی هم کاملاً مشهود است.

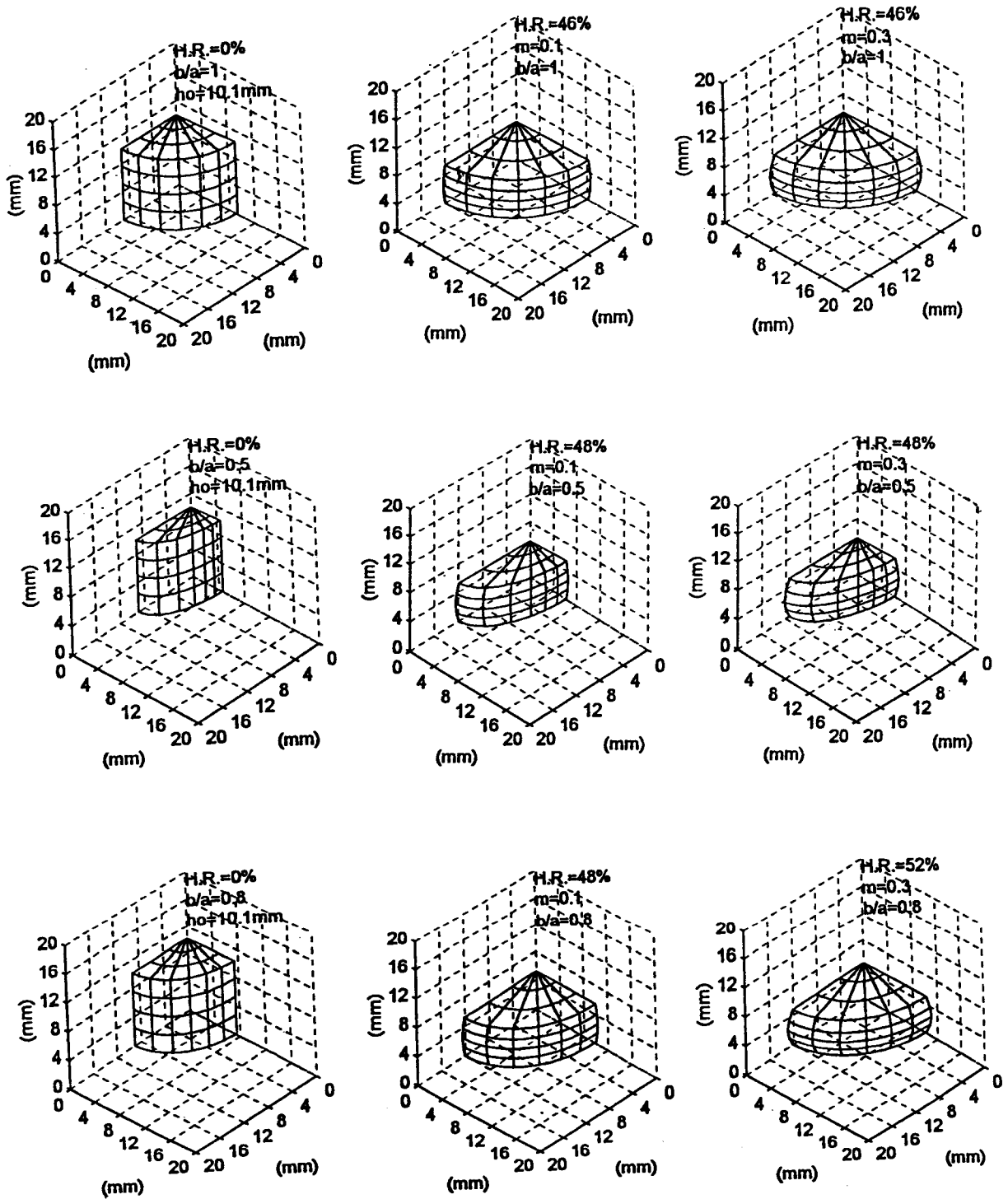
اما در حالتی که اصطکاک بیشتر است ($m = 0.3$) هم پدیده شکم دادن بیلت در هر دو نتایج تجربی و تئوری مشهود است و هم اینکه اختلاف بین نتایج تجربی و

همانطور که ملاحظه می گردد این نمودارها در واقع به خاطر تقارن شکل تنها $\frac{1}{4}$ از بیضی را در بر گرفته اند و نشان دهنده شروع و پایان فرایند هستند. همچنین مقطع وسط بیلت و مقطع بالایی بیلت که با قالب بالایی در تماس است در این نمودارها با منحنی های خط چین برای نتایج تجربی و خط پر برای نتایج تئوری این مقاله نمایش داده شده اند.

ماده مورد استفاده نیز فولاد AISI1015 بوده است. ملاحظه می گردد که به طور کلی توافق خوبی بین نتایج تجربی و تئوری مشاهده می گردد. البته باید متذکر شد که منحنی های مربوط به $\frac{b}{a} = 1.0$ در واقع نشان دهنده



شکل ۵: مقایسه گسترش محیطی بین تئوری (منحنیهای توپر) و تجربی (منحنیهای خط چین) برای مقاطع بیضی از فولاد AISI1015.



شکل ۶ : ساختار سه بعدی تغییر یافته دیسکهای با مقاطع بیضی - $a=9\text{mm}, h_a=10.1$.

۴- با استفاده از تئوری موجود، جریان مواد به خوبی پیش بینی و پدیده بشکه ای شدن نیز کاملاً شبیه سازی گردیده است.

۵- در تئوری موجود پدیده تا خوردن (Fold over) لحاظ نگردیده است و لذا برای بالا بردن دقت در شرایط اصطکاکی بالا باید میدان سرعت پیشنهادی برای کارهای آینده تصحیح گردد.

فهرست علائم

- r, θ, z : مختصات استوانه ای
 h : ارتفاع بیل (ضخامت)
 u_r : سرعت مواد در جهت شعاعی
 u_θ : سرعت مواد در جهت زاویه ای
 u_z : سرعت مواد در جهت زاویه ای
 A, B, D, E, P : اعداد ثابت، ضرایب بهینه سازی
 F : ضریب سطح مقطع
 N : تعداد محور تقارن
 $\bar{\sigma}$: تنش مؤثر
 $\bar{\epsilon}$: کرنش مؤثر
 w : توان
 J^* : حد بالا بر روی انرژی
 ξ, η, ζ : مختصات طبیعی
 m : فاکتور اصطکاک
 a : محور اصلی بیضی
 b : محور فرعی بیضی

تئوری ملاحظه می گردد. علت اختلاف شاید به خاطر پدیده تا خوردن که معمولاً در آهنگری قطعات در شرایط اصطکاکی بالا رخ می دهد، باشد. تئوری حاضر پدیده تا خوردن را لحاظ نکرده است. لذا برای بالا بردن دقت در شرایط اصطکاکی بالا باید میدان سرعت پیشنهادی تصحیح گردد.

تغییر شکل بیلت تحت عملیات کله زنی در طول فرآیند با مقادیر درصد کاهش ارتفاع متفاوت در شکل (۶) با استفاده از تئوری موجود برنامه کامپیوتری تدوین شده شبیه سازی شده اند (سه بعدی). همچنین در این شبیه سازی ها شرایط مختلف اصطکاکی در نظر گرفته شده است. همانطور که ملاحظه می گردد این تئوری قادر است تا جریان مواد را به خوبی پیش بینی نموده و پدیده بشکه ای شدن را شبیه سازی نماید.

نتیجه گیری

- ۱- با استفاده از تئوری ارائه شده نتایج مناسبی برای مقاطع توپر دایره و بیضی بدست آمد که با نتایج تئوری و تجربی دیگران نیز توافق خوبی نشان می دهد؛
- ۲- یک میدان سرعت جدید پیشنهاد گردیده است که جهت استفاده برای تحلیل مقاطع مختلف با استفاده از روش حد بالا بسیار آسان باشد.
- ۳- تئوری موجود نسبت به کارهای انجام شده قبلی دارای سرعت بسیار بالاتری است بطوریکه در ۱/۴ زمان کارهای مشابه قبلی همان نتایج را بدست می دهد.

مراجع

- 1 - Prandtl, L. (1923). "Anwendungsbeispiele Zu eininem henckeschen satz uber das plastische gleichgewicht." *Zeits Angew. Math. U. Mech.*, Vol. 3, PP. 401-406.
- 2 - Hill, R. (1963). "A general method of analysis for metal working processes." *Journal of Mechanics and Physics Solids*, Vol. 11, PP. 305-326.
- 3 - Shabaik, Aly. (1971). "Prediction of geometry changes of the free boundary during upsetting by the slip-line theory." *Journal of Engineering for Industry, Trans ASME*, Vol. 93, P. 586.
- 4 - Kobayashi, S. (1964). "Upper bound solution of axisymmetric forming problems-I." *Trans. ASME*.
- 5 - Kudo, H. (1960). "Some analytical and experimental studies of axisymmetric cold forging and extrusion-I." *Int. J. of Mech. Sci.*, Vol. 2, PP. 102-127.

-
- 6 - Avitzur, B. (1968). *Metal forming processes and analysis*. Mc Graw-Hill, New York.
 - 7 - Avitzur, B. (1968). "Analysis of disk and strip forging." *Int. J. Machine Tool Design and Research*, Vol. 9, PP. 165-195.
 - 8 - Kudo, H. (1955). "An analysis of plastic compressive deformation of lamella between rough plates by energy method." *Proceedings of the 5th Japan National Congress for Applied Mechanics*, P. 75.
 - 9 - Avitzur, B. (1969). *Bulge in hollow disk forging*. Technical report, AFML=TR-69-261.
 - 10 - Lee, C. H. and Altan, T. (1972). "Influence of flow stress and friction upon metal flow in upset forging of rings and cylinders." *Journal of Engineering for Industry, Trans. ASME Series B*, Vol. 94, No.4, P.775.
 - 11 - Juneja, B. L. (1973). "Forging of polygonal discs." *Int. J. Mech. Tool Des. and Res.*, Vol. 13, PP. 17-28.
 - 12 - Juneja, B. L. (1973). "Forging of rectangular plates." *Int. J. Mech. Tool Des. and Res.*, Vol. 13, PP. 141-153.
 - 13 - Juneja, B. L. (1973). "Forging of polygonal discs with barrelling." *Int. J. Mech. Tool Des. and Res.*, Vol. 13, PP. 87-93.
 - 14 - Park, J. J. and Kobayashi, S. (1984). "Three dimensional finite element analysis of block compression." *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 26, PP. 165-176.
 - 15 - Yang, D. Y. and Kim, J. H. (1985). "An analysis of upset forging of square blocks considering the three-dimensional bulging of sides." *Int. J. Mach. Tool. Des. and Res.*, Vol. 25, PP. 327-336.
 - 16 - Yang, D. Y. and Kim, J. H. (1986). "An analysis of upset forging of elliptical disks." *Int. J. Mach. Tool. Des. and Res.*, Vol. 25, PP. 327-336.
 - 17 - Yang, D. Y. and Kim, J. H. (1987). "Upset forging regular polygonal blocks by using the upper bound method." *J. of Eng. For Ind. Trans. ASME*, Vol. 109, PP. 155-160.
 - 18 - Yang, D.Y. and Kim, J. H. (1987). "Analysis of three dimensional upset forging of arbitraryly shaped prismatic blocks." *Int. J. of Mach. Tools Manufact. Eng.*, Vol. 27, PP. 311-323.
 - 19 - Nelder, J. A. and Meed, R. (1965). "A simplex method for function minimization." *Computer Journal*, Vol. 17, No. 4, P. 308.
-