



## تحلیل تئوری و عددی فرآیند کشش عمیق داغ کلاهک ضخیم نیمکروی

مهدی وحدتی<sup>۱\*</sup>، محمد علی رسولی<sup>۲</sup> و مهدی گردویی<sup>۱</sup>

<sup>۱</sup> استادیار، دانشکده مهندسی مکانیک و مکاترونیک، دانشگاه صنعتی شاهرود، شاهرود، ایران

<sup>۲</sup> استادیار، مجتمع دانشگاهی مکانیک، دانشگاه صنعتی مالک اشتر، شاهین شهر، ایران

مقاله مستقل، تاریخ دریافت: ۱۳۹۸/۰۷/۰۵؛ تاریخ بازنگری: ۱۳۹۹/۰۱/۱۷؛ تاریخ پذیرش: ۱۳۹۹/۰۴/۱۵

### چکیده

در مقاله پیش‌رو، تحلیل تئوری و عددی ساخت کلاهک ضخیم نیمکروی از ورقی به ضخامت ۶۳/۵ میلی‌متر و از جنس فولاد آلیاژی HY-100 با بکارگیری فرآیند کشش عمیق داغ با استفاده از ورق‌گیر، ارائه می‌شود. در این پژوهش از مدل ساختاری جانسون-کوک برای توصیف رفتار سیلان ماده و از مدل آسیب نرم جانسون-کوک برای پیش‌بینی احتمال وقوع شکست، استفاده می‌شود. فرض می‌شود که فرآیند به صورت هم‌دما انجام شود و نرخ کرنش، ثابت باشد. نتایج تحلیل تئوری نشان داد که نیروی لازم برای کشش کلاهک با افزایش دمای بلنک، کاهش اصطکاک و افزایش شعاع انحنای ماتریس، کاهش می‌یابد. از سوی دیگر، نتایج تحلیل عددی نشان داد که کلاهک به صورت موفقیت‌آمیز و عاری از هرگونه پارگی، شکل‌دهی شده است؛ همچنین، در ناحیه فلنج، هیچ‌گونه اثری از چین‌خوردگی ظاهر نمی‌شود و بیشترین کاهش ضخامت در نواحی نزدیک به رأس نیمکره رخ می‌دهد؛ در حالی که ضخامت نواحی نزدیک به فلنج، افزایش می‌یابد. مقایسه مقادیر نیروی شکل‌دهی نشان داد که مقادیر نیروی کشش حاصل از تحلیل تئوری و عددی تحت شرایط مختلف دمایی و اصطکاکی، حداکثر به میزان ۱۰ درصد اختلاف دارد.

**کلمات کلیدی:** تحلیل تئوری؛ تحلیل المان محدود؛ کلاهک نیمکروی؛ کشش عمیق؛ جانسون-کوک

## Theoretical and Numerical Analysis of Hot Deep Drawing of Hemispherical Thick Head

M. Vahdati<sup>1,\*</sup>, M.A. Rasooli<sup>2</sup>, M. Gerdooei<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Faculty of Mechanical and Mechatronics Engineering, Shahrood University of Technology, Shahrood, Iran.

<sup>2</sup> Faculty of Mechanical Engineering, Malek-Ashtar University of Technology, Shahin Shahr, Iran.

### Abstract

In the present paper, theoretical and numerical analysis of the manufacture of a hemispherical thick head made of HY-100 alloy steel with a sheet thickness of 63.5 mm using hot deep drawing process with a blank-holder is presented. In this study, the Johnson-Cook constitutive model is used to describe the flow behavior of the material and the Johnson-Cook damage model is used to predict the probability of failure. It is assumed that the process is carried out isothermal and the strain rate is constant. The results of theoretical analysis showed that the drawing force decreases with increasing temperature, decreasing friction, and increasing the radius of the die curvature. On the other hand, the results of the numerical analysis showed that the head was successfully formed. Also, no trace of wrinkling appeared in the flange and the greatest thickness reduction occurred in areas near the top of hemisphere. On the other hand, the thickness of areas close to the flange, increases. The comparison between forces showed that drawing force values obtained from theoretical and numerical analysis under different temperatures and friction conditions differed by a maximum of 10%.

**Keywords:** Theoretical Analysis; Finite Element Analysis; Hemispherical Head; Deep Drawing; Johnson-Cook

## ۱- مقدمه

فرآیند جوشکاری به عنوان یکی از فرآیندهای متداول برای ساخت کلاهک نیمکره‌ای مخازن کروی و استوانه‌ای تحت فشار، معرفی شده است. در این فرآیند با مونتاژ ورق‌های از پیش شکل‌دهی شده، اتصال‌دهی اجزاء به صورت تاج و گلبرگ انجام می‌شود و کلاهک نیمکره‌ای به صورت چند پارچه تولید می‌شود [۱]. محصول تولیدی حاصل از این فرآیند، به دلیل خطای ناشی از تنظیمات مرحله مونتاژ و همچنین معایب متالورژیکی و ضعف استحکام مکانیکی در منطقه اتصال، از کیفیت هندسی، ابعادی و مکانیکی مناسبی برخوردار نیست [۲]. از این‌رو، محصول تولیدی در مواجهه با اعمال بارهای ضربه‌ای به ویژه در دماهای پایین و در معرض محیط‌های خوردنده، با محدودیت کاربرد و کاهش عمر سرویس‌دهی روبرو می‌شود. از این‌رو در این مقاله به منظور رفع معایب و محدودیت‌های فوق‌الذکر و در راستای تولید کلاهک ضخیم نیمکره‌ای به صورت یکپارچه، فرآیند کشش عمیق داغ به عنوان روش جایگزین مناسب، معرفی شده و مورد بررسی قرار می‌گیرد.

مطالعه اویانگ و همکاران [۳] نشان داد که افزایش نیروی ورق‌گیر، تأثیر قابل ملاحظه‌ای بر تغییرات ضخامت، نرخ نازک‌شدگی و کرنش موثر ورق‌های نازک فولادی در طی فرآیند شکل‌دهی دارد. گُتکاندی و همکاران [۴]، قابلیت شکل‌پذیری ورق آلیاژی Ti-6Al-4V در فرآیند شکل‌دهی گرم مورد مطالعه قرار دادند. نتایج نشان داد که قابلیت شکل‌پذیری ورق در زیر دمای ۱۵۰ درجه سانتیگراد بسیار ناچیز است؛ همچنین، به منظور بهینه‌سازی قطر بلنک و دمای فرآیند جهت دستیابی به توزیع یکنواختی از ضخامت محصول نهایی، از تکنیک شبکه عصبی مصنوعی و الگوریتم ژنتیک استفاده شد. ما و همکاران [۵]، تأثیر ضریب اصطکاک بر کشش عمیق آلیاژ آلومینیم گرید AA6111 را در دماهای بالا به صورت عددی و تجربی، مورد مطالعه قرار دادند. نتایج نشان داد که ضریب اصطکاک و شرایط روانکاری به صورت ویژه‌ای بر مود شکست و مینیمم ضخامت محصول نهایی، تأثیر می‌گذارد. ژبائو و همکاران [۶]، مطالعات عددی و تجربی روی فرآیند کشش عمیق داغ انجام دادند. هدف از انجام این پژوهش، مطالعه تأثیر پارامترهای فرآیند روی قابلیت شکل‌پذیری و خواص مکانیکی آلیاژ آلومینیم گرید

T6-7075 بود. آن‌ها دریافتند که یکنواختی ضخامت محصول نهایی با کاهش پارامترهایی همچون: دمای بلنک، نیروی ورق‌گیر و ضریب اصطکاک، بهبود می‌یابد. ما و همکاران [۷]، تأثیر پارامترهای فرآیند کشش عمیق داغ روی خواص مکانیکی آلیاژ آلومینیم گرید AA6082 را به صورت تجربی مورد مطالعه قرار دادند. آن‌ها مدل جدیدی برای توصیف استحکام بخشی جنس ورق و ارتباط آن با پارامترهای فرآیند، ارائه کردند. وانگ و همکاران [۸]، سیلان فلز در فرآیند کشش عمیق داغ ظروف مربعی شکل را به صورت عددی و تجربی، مورد بررسی قرار دادند. در این مطالعه، با استفاده از ورق با ضخامت متغیر و کنترل اصطکاک در سطوح مشترک، بهینه‌سازی سیلان ورق انجام شد. جنس بلنک از آلیاژ آلومینیم گرید ۲۰۲۴ است که به صورت موضعی و در یک مسیر معین مربعی شکل با افزایش ضخامت به میزان معین، طراحی و تولید شده بود.

مائو و همکاران [۹]، فرآیند کشش عمیق داغ ورق آلیاژی تیتانیوم گرید Ti-6Al-4V را با تکنیک گرمایش هدایتی موضعی و به کمک رینگ داغ فولادی انجام دادند. نتایج تجربی نشان داد که حد نسبت کشش در این وضعیت در مقایسه با گرمایش کامل بلنک، بهبود می‌یابد. سوزوکی و همکاران [۱۰]، به کمک تکنیک خنک‌کاری موضعی در طی فرآیند انتقال بلنک داغ از کوره به زیر پرس توانستند، قابلیت شکل‌پذیری ورق را بهبود دهند. جنس ماده مورد استفاده، ورق فولادی پوشش‌دار گرید 22MnB5 بود. ناکاگاو و همکاران [۱۱]، رفتار تغییر شکل و قابلیت کوئنچ ورق‌های ضخیم فولادی گرید 22MnB5 در فرآیند کشش عمیق داغ را مورد مطالعه قرار دادند. ضخامت ورق‌های فولادی مورد استفاده در آزمون‌های تجربی، برابر با ۱/۶، ۲/۴ و ۳/۲ میلی‌متر بود. نتایج تجربی نشان داد که با افزایش ضخامت ورق، زمان نگهداشت قطعه کار در زیر پرس به منظور دستیابی به سخت‌شوندگی مناسبی از محصول، افزایش می‌یابد. آتا و همکاران [۱۲]، به منظور بهبود قابلیت شکل‌پذیری ورق در فرآیند کشش عمیق داغ، روشی برای طراحی فرآیند مبتنی بر CAE<sup>۱</sup> توسعه دادند. ورق مورد استفاده، ورق فولادی گرید 22MnB5 بود. در این روش، با

<sup>۱</sup> Computer Aided Engineering

در این فرآیند، تعیین نیروی لازم برای کشش کلاhek نیمکروی به منظور تخمین تناژ تجهیزات شکل‌دهی، توزیع ضخامت در دیواره کلاhek و ارزیابی کیفی محصول شکل‌دهی شده است که در این مقاله بر اساس بهره‌گیری از مدل ساختاری جانسون- کوک برای توصیف رفتار سیلان ماده و استفاده از مدل آسیب نرم جانسون- کوک برای پیش‌بینی احتمال وقوع شکست، مورد مطالعه و بررسی قرار می‌گیرد.

## ۲- تحلیل تئوری فرآیند شکل‌دهی کلاhek نیمکروی

یکی از موضوعات مورد توجه در عملیات شکل‌دهی فلزات، تعیین نیروهای خارجی مورد نیاز برای ایجاد سیلان در ماده و تبدیل آن به هندسه مورد نظر است. در این بخش، معادله تحلیلی مناسب به منظور محاسبه نیروی لازم برای شکل‌دهی کلاhek ضخیم نیمکروی در فرآیند کشش عمیق داغ، ارائه و استخراج می‌شود.

۲-۱- استخراج معادله تعادل و تحلیل تنش در پوسته بسیاری از فرآیندهای شکل‌دهی ورق می‌توانند به صورت تغییر شکل پوسته‌های دایروی (پوسته‌های متقارن محوری) مدل‌سازی شوند و در صورتی که در مدل‌های تحلیلی تقریبی، مفروضات ساده کننده و مطمئنی در نظر گرفته شود، اطلاعات مفیدی درباره نیروهای شکل‌دهی، استخراج خواهد شد. مطابق شکل ۱، تنش‌های اصلی اعمال شده بر المان ناحیه فلنج و المان دیواره قطعه‌کار عبارتند از:  $\sigma_\theta$  در جهت محیطی و  $\sigma_\phi$  در راستای شعاعی (مستقر در ناحیه فلنج) که در ادامه لغزش بلنک روی ماتریس، در راستای نصف النهاری (مستقر در دیواره قطعه‌کار) قرار می‌گیرد. مقدار تنش ضخامتی (مستقر در ناحیه فلنج) که در ادامه لغزش بلنک روی ماتریس، به تنش شعاعی (عمود بر المان دیواره قطعه‌کار) تبدیل می‌شود، کوچک در نظر گرفته شده است و فرض می‌شود که تغییر شکل المان در وضعیت تنش صفحه-ای، رخ دهد. از این رو، معادله دیفرانسیلی تعادل تنش با صرف‌نظر نمودن از تغییرات ضخامت ورق، به صورت رابطه (۱) استخراج می‌شود [۱۵]:

توجه به هندسه محصول و با استفاده از شبیه سازی دقت شکل‌دهی، توزیع دمایی اولیه مورد محاسبه قرار می‌گیرد. دقت شکل‌دهی بر اساس دیاگرام حد شکل‌دهی در دمای بالا و تنش سیلان وابسته به دما، تحت ارزیابی قرار گرفت. با بکارگیری این تکنیک، تغییر شکل موضعی کاهش یافت و محصول نهایی عاری از هرگونه ترک خوردگی، شکل‌دهی شد. نیومن و همکاران [۱۳]، فرآیند کشش عمیق داغ ورق فولادی گرید 22MnB5 را به صورت عددی و تجربی مورد مطالعه قرار دادند. در این پژوهش، با استفاده از مدل دو مقیاسه ترمومکانیکی، تأثیر پارامترهای فرآیند همچون: دمای بلنک، مدت زمان گرمایش بلنک در کوره، نرخ تغییر شکل و زمان نگهداشت قطعه کار در زیر پرس روی شکل نهایی محصول و وضعیت تنش‌های پسماند، مورد بررسی قرار گرفت. نتایج تجربی نشان داد که زمان نگهداشت قطعه کار در زیر پرس، بیشترین تأثیر را روی خواص مکانیکی محصول نهایی دارد.

همان‌طور که ملاحظه می‌شود، اکثر تحقیقات عددی و تجربی انجام شده در حوزه فرآیند کشش عمیق گرم و داغ مبتنی بر شکل‌دهی ورق‌های نازک فلزی با هندسه و ابعاد کوچک است و اکثر این تحقیقات در مقیاس آزمایشگاهی انجام شده است؛ همچنین با وجود آنکه فرآیند کشش عمیق داغ برای شکل‌دهی صفحات ضخیم در ساخت مخازن کروی و استوانه‌ای تحت فشار، مورد استفاده قرار می‌گیرد، تاکنون در رابطه با تحلیل جوانب فنی آن، گزارشی ارائه نشده است. از این‌رو در این مقاله، تحلیل تئوری و عددی فرآیند ساخت کلاhek ضخیم نیمکروی از ورقی به ضخامت  $63/5$  میلی‌متر و از جنس فولاد آلیاژی HY-100 بر مبنای بکارگیری فرآیند کشش عمیق داغ با استفاده از ورقگیر، ارائه می‌شود. فولاد HY-100 از جمله فولادهای کوئچ و تمپر است که به همراه فولادهای HSLA در گروه فولادهای کم آلیاژ قرار دارد. سختی و استحکام این فولاد در طی عملیات خنک کاری سریع حاصل می‌شود و پس از عملیات تمپرینگ، انعطاف پذیری لازم را به دست می‌آورد. حضور نیکل در این ماده، باعث افزایش چقرمگی می‌شود و دمای تبدیل نرمی به تردی فولاد را کاهش می‌دهد [۱۴]. لازم به ذکر است که کلاhek ضخیم نیمکروی در صنایع دریایی، دفاعی، گاز و پتروشیمی کاربرد ویژه ای دارد. از جمله چالش‌های موجود

$$\sigma_{\theta} = Y \left[ \ln \left( \frac{r_{b'}}{r} \right) - 1 \right] \quad (5)$$

در مدل‌های تحلیلی، معمولاً معیار تسلیم فون مایرز به جای معیار تسلیم ترسکا استفاده می‌شود. در طی فرآیند کشش عمیق، این دو معیار تنها در یک موقعیت، مطابقت دارند. در سایر نقاط، معیار ترسکا مقادیر مربوطه را به طور میانگین، به میزان ۱۰ درصد، کمتر پیش‌بینی می‌کند. از این رو، به منظور آن که قابلیت استفاده از فرم ساده معادله ترسکا کماکان وجود داشته باشد، یک ضریب تصحیح به میزان ۱/۱ استفاده می‌شود [۱۶]؛ بنابراین، فرم اصلاح شده تنش‌های  $\sigma_{\theta}$  و  $\sigma_{\phi}$  به صورت زیر بازنویسی می‌شوند:

$$\sigma_{\phi} = 1.1 Y \ln \left( \frac{r_{b'}}{r} \right) \quad (6)$$

$$\sigma_{\theta} = 1.1 Y \left[ \ln \left( \frac{r_{b'}}{r} \right) - 1 \right] \quad (7)$$

## ۲-۲- مدل‌سازی تنش سیلان

در این پژوهش از مدل ساختاری جانسون-کوک برای توصیف رفتار سیلان ماده استفاده می‌شود [۱۷]. مدل اصلی جانسون-کوک توسط معادله زیر بیان می‌شود:

$$\bar{\sigma} = [A + B \bar{\epsilon}^n] [1 + C \ln \dot{\epsilon}^*] [1 - T^{*m}] \quad (8)$$

در این پژوهش، فرض می‌شود که فرآیند کشش عمیق داغ به صورت هم‌دما انجام شود و نرخ کرنش در طی فرآیند، ثابت باشد. از این رو، مقادیر عبارات موجود در براکت‌های دوم و سوم به صورت ثابت در نظر گرفته می‌شوند؛ بنابراین، مدل ساختاری ماده به صورت معادله (۹) نوشته می‌شود:

$$\bar{\sigma} = K_1 K_2 [A + B \bar{\epsilon}^n] \quad (9)$$

از سوی دیگر، مطابق معیار ترسکا، کرنش موثر برابر است با مقدار مطلق بزرگترین کرنش اصلی [۱۸]. از آن جایی که در طی فرآیند کشش عمیق، بزرگترین کرنش از نوع کرنش محیطی بوده و در لبه بالای قطعه کار رخ می‌دهد [۱۶]، کرنش موثر از رابطه (۱۰) حاصل می‌شود:

$$\bar{\epsilon} = |\epsilon_{max}| = |\epsilon_{\theta}| = \left| \ln \left( \frac{r_{b'}}{r_{b_0}} \right) \right| \quad (10)$$

بنابراین با جایگذاری رابطه (۱۰) در معادله (۹)، تنش سیلان ماده، محاسبه می‌شود:

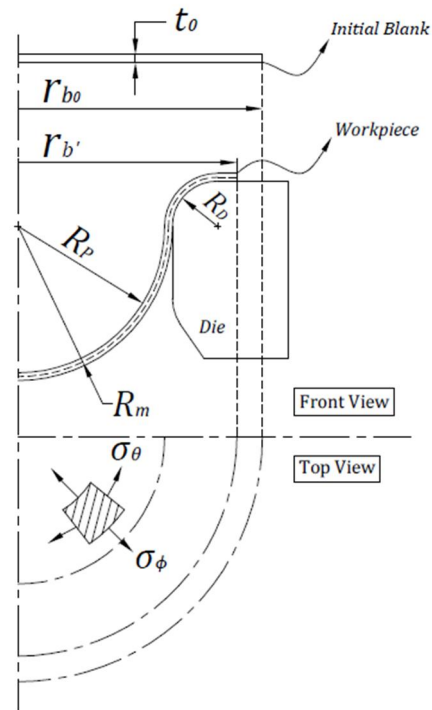
$$Y = K_1 K_2 \left[ A + B \left( \left| \ln \left( \frac{r_{b'}}{r_{b_0}} \right) \right| \right)^n \right] \quad (11)$$

با توجه به هندسه نیمگروی محصول نهایی، تنش نصف - النهاری ( $\sigma_{\phi_0}$ ) و تنش محیطی ( $\sigma_{\theta_0}$ ) در شرایط ایده آل

$$\frac{d\sigma_{\phi}}{dr} - \frac{\sigma_{\theta} - \sigma_{\phi}}{r} = 0 \quad (1)$$

به عنوان یک اصل کلی، مقدار تنش روی سطح آزاد با صرفنظر کردن از فشار هوا، برابر صفر است [۱۵]؛ بنابراین، تنش شعاعی در موقعیت سطح آزاد ناحیه فلنج، برابر صفر است و شرط مرزی لازم به صورت رابطه (۲) نوشته می‌شود:

$$r = r_{b'} \Rightarrow \sigma_{\phi} = 0 \quad (2)$$



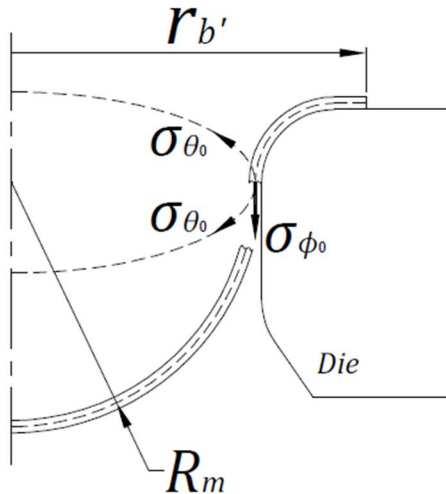
شکل ۱- مشخصات هندسی و ابعادی بلنک اولیه و قطعه کار در طی فرآیند شکل‌دهی

در این پژوهش، از معیار تسلیم ترسکا تحت شرایط تنش صفحه‌ای، استفاده می‌شود؛ بنابراین بر اساس قانون ترسکا، جریان مومسان یا تسلیم، زمانی آغاز می‌شود که تفاوت تنش اصلی بیشینه و تنش اصلی کمینه، مساوی تنش سیلان گردد:

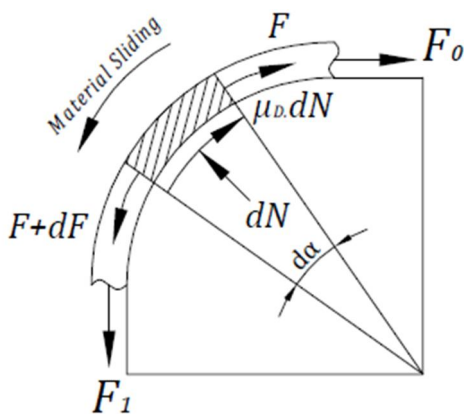
$$\sigma_{\phi} - \sigma_{\theta} = Y \quad (3)$$

با جایگذاری رابطه (۳) در معادله (۱) و با اعمال شرط مرزی (۲)، تنش‌های نصف النهاری و محیطی به صورت زیر، محاسبه می‌شوند [۱۵]:

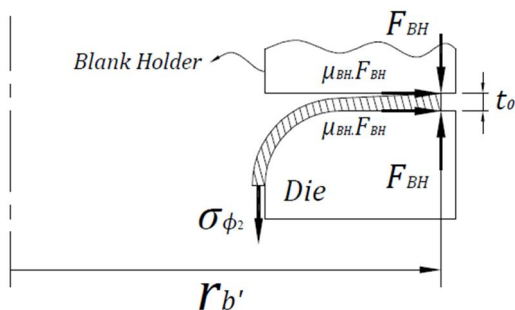
$$\sigma_{\phi} = Y \ln \left( \frac{r_{b'}}{r} \right) \quad (4)$$



شکل ۲- موقعیت تنش‌های نصف‌النهاری و محیطی در وضعیت ایده‌آل



شکل ۳- لغزش ماده روی انحنا ماتریس



شکل ۴- کلمپ ناحیه فلنج میان ورقگیر و ماتریس

(صرفنظر از شرایط اصطکاکی در سطوح مشترک و تأثیرات خم‌شدگی و بازشدگی خم در منطقه انحنای ماتریس) و در موقعیت شعاع متوسط قطعه‌کار ( $r = R_m$ ) به صورت زیر محاسبه می‌شود (شکل ۲).

$$\sigma_{\phi_0} = 1.1 Y \ln\left(\frac{r_{b'}}{R_m}\right) \quad (12)$$

$$\sigma_{\theta_0} = 1.1 Y \left[ \ln\left(\frac{r_{b'}}{R_m}\right) - 1 \right] \quad (13)$$

$$R_m = R_p + \frac{t_0}{2} \quad (14)$$

### ۲-۳- تأثیر اصطکاک انحنای ماتریس

هنگامی که ورق فلزی روی انحنا ماتریس در حال لغزش است، تنش کششی (تنش نصف‌النهاری ایده‌آل) به علت تنش اصطکاکی، افزایش می‌یابد. این تنش وابسته به ضریب اصطکاک و فشار تماس است (شکل ۳).

اگر از تغییرات ضخامت ورق، چشم‌پوشی شود، نیروی کششی افزایش یافته با برقراری موازنه نیرو، قابل محاسبه است. از آن جایی که شعاع انحنای ماتریس ( $R_D$ ) در مقایسه با قطر متوسط قطعه‌کار ( $2R_m$ ) بسیار کوچک است، تنش کششی افزایش یافته ناشی از اصطکاک به ازای  $\alpha = \frac{\pi}{2}$  از رابطه (۱۵) محاسبه می‌شود [۱۶]:

$$\sigma_{\phi_1} = \sigma_{\phi_0} \cdot \exp\left(\frac{\mu_D \pi}{2}\right) \quad (15)$$

بنابراین تنش نصف‌النهاری ایده‌آل (رابطه ۱۲) با اعمال تأثیر اصطکاک انحنای ماتریس، به رابطه (۱۶) تبدیل می‌شود:

$$\sigma_{\phi_1} = 1.1 Y \ln\left(\frac{r_{b'}}{R_m}\right) \cdot \exp\left(\frac{\mu_D \pi}{2}\right) \quad (16)$$

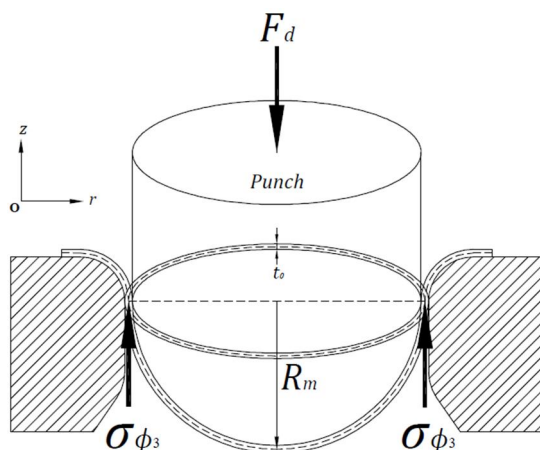
### ۲-۴- تأثیر اصطکاک ورقگیر

در طی فرآیند تغییر شکل، ضخامت ورق به سمت لبه بیرونی فلنج افزایش می‌یابد، در حالی که ضخامت بخش مرکزی فلنج که نزدیک به شعاع انحنای ماتریس است، نازک‌تر می‌شود. از این‌رو، فرض می‌شود که نیروی ورقگیر بر لبه بیرونی فلنج اعمال می‌شود (شکل ۴).

با صرفنظر نمودن از تغییرات ضخامت ورق، افزایش تنش ناشی از اصطکاک سطوح "ماتریس-فلنج" و "فلنج-ورقگیر" با تقسیم مجموع جفت نیروی اصطکاک بر مساحت رینگ بیرونی ورق، به صورت رابطه (۱۷) محاسبه می‌شود [۱۶]:

$$\Delta\sigma_{\phi_{BH}} = \frac{2\mu_{BH} \cdot F_{BH}}{2\pi r_{b'} t_0} = \frac{\mu_{BH} \cdot F_{BH}}{\pi r_{b'} t_0} \quad (17)$$

بنابراین تنش نصف‌النهاری مندرج در رابطه (۱۶)، با اعمال تأثیر اصطکاک ورقگیر، به صورت (۱۸) توسعه می‌یابد:



شکل ۵- موازنه نیرو میان نیروی اعمالی به سنبه و نیروی کشش اعمالی به ورق

در نتیجه، رابطه نهایی برای محاسبه نیروی کشش از معادله زیر حاصل می‌شود:

$$F_d = 2\pi R_m t_0 \left[ 1.1 Y \ln \left( \frac{r_{b'}}{R_m} \right) \cdot \exp \left( \frac{\mu_D \pi}{2} \right) + \frac{\mu_{BH} \cdot F_{BH}}{\pi r_{b'} t_0} + \frac{Y t_0}{2 R_D} \right] \quad (24)$$

## ۲-۷- محاسبه پارامترهای فنی فرآیند

در این بخش، به منظور استخراج نتایج تحلیل تئوری و مدل‌سازی اجزای فرآیند شکل‌دهی در نرم افزار المان محدود، پارامترهای فنی فرآیند کشش عمیق در وضعیت "با ورقگیر"، محاسبه می‌شوند.

### ۲-۷-۱- ابعاد بلنک

با برقراری تساوی میان حجم بلنک و حجم محصول نهایی، ابعاد بلنک محاسبه می‌شود. در اکثر محاسبات فرض می‌شود که ضخامت بلنک در طی فرآیند کشش عمیق، ثابت می‌ماند. از این‌رو، شرایط "حجم ثابت" به شرایط "سطح ثابت" تبدیل می‌شود؛ بنابراین، قطر بلنک دایروی برای تولید هندسه نیمگروی کلاهک از رابطه زیر به دست می‌آید:

$$D_{b_0} = \sqrt{2} d \quad (25)$$

در این رابطه،  $d$ ، معرف قطر خارجی کلاهک نیمگروی و برابر با ۲۴۰۰ میلی‌متر است [۱۹]. از این‌رو، قطر اولیه بلنک ( $D_{b_0}$ ) برابر با ۳۳۹۴ میلی‌متر محاسبه شد.

$$\begin{aligned} \sigma_{\phi_2} &= \sigma_{\phi_1} + \Delta \sigma_{\phi_{BH}} \\ &= 1.1 Y \ln \left( \frac{r_{b'}}{R_m} \right) \cdot \exp \left( \frac{\mu_D \pi}{2} \right) + \frac{\mu_{BH} \cdot F_{BH}}{\pi r_{b'} t_0} \quad (18) \end{aligned}$$

## ۲-۵- تأثیر خم‌شدگی و بازشدگی خم روی انحنای ماتریس

در منطقه انحنای ماتریس، ورق در معرض خم‌کاری دوگانه قرار می‌گیرد. محور مرکزی ورق (تار خنثی) هنگام ورود به ماتریس با شعاع  $(R_D + t_0/2)$  خم می‌شود و سپس در خروج از این منطقه، خم اعمالی، باز می‌شود. نیروی کلی مورد نیاز برای فرآیند "خم‌کاری- بازشدگی خم" [۱۶]، عبارت است از:

$$F_b = \frac{Y b t_0^2}{2 R_D} \quad (19)$$

با جایگذاری عرض معادل ورق ( $b = 2\pi R_m$ ) در بلنک دایروی، رابطه (۱۹) به صورت (۲۰) حاصل می‌شود:

$$F_b = \frac{\pi Y R_m t_0^2}{R_D} \quad (20)$$

با تقسیم رابطه (۲۰) بر مساحت رینگ ناحیه خم‌کاری ( $2\pi R_m t_0$ )، افزایش تنش کششی ناشی از فرآیند "خم‌کاری- بازشدگی خم" محاسبه می‌شود:

$$\Delta \sigma_{\phi_{B-U}} = \frac{Y t_0}{2 R_D} \quad (21)$$

بنابراین تنش کششی مندرج در رابطه (۱۸)، با اعمال تأثیر تنش کششی افزایش یافته ناشی از فرآیند "خم‌کاری- بازشدگی خم"، به صورت رابطه (۲۲) توسعه می‌یابد:

$$\begin{aligned} \sigma_{\phi_3} &= \sigma_{\phi_2} + \Delta \sigma_{B-U} \\ &= 1.1 Y \ln \left( \frac{r_{b'}}{R_m} \right) \cdot \exp \left( \frac{\mu_D \pi}{2} \right) + \frac{\mu_{BH} \cdot F_{BH}}{\pi r_{b'} t_0} + \frac{Y t_0}{2 R_D} \quad (22) \end{aligned}$$

## ۲-۶- محاسبه نیروی کشش

با برقراری موازنه نیرو در راستای حرکت عمودی سنبه (شکل ۵)، نیروی لازم برای کشش عمیق هندسه نیمگروی از حاصل ضرب تنش کششی توسعه یافته ( $\sigma_{\phi_3}$ ) و مساحت رینگ تحت کشش ( $2\pi R_m t_0$ )، محاسبه می‌شود.

$$\sum F_z = 0 \Rightarrow F_d = 2\pi R_m t_0 \sigma_{\phi_3} \quad (23)$$

ساخت مخازن تحت فشار، تجهیزات سنگین و سازه‌های فولادی بزرگ اشاره کرد. استحکام کششی بالا شامل، استحکام تسلیم و استحکام نهایی کشش، شکل‌پذیری خوب، مقاومت خوردگی و جوش‌پذیری از جمله ویژگی‌های این فولاد است. جدول ۱، خواص فیزیکی و مکانیکی فولاد HY-100 را نشان می‌دهد.

جدول ۱- خواص فیزیکی و مکانیکی فولاد HY-100 [۱۷]

| مقدار                                 | خاصیت             |
|---------------------------------------|-------------------|
| $\rho = 7746 \text{ (kg/m}^3\text{)}$ | چگالی             |
| $T_m = 1520 \text{ }^\circ\text{C}$   | دمای ذوب          |
| $\sigma_y = 721 \text{ MPa}$          | تنش تسلیم         |
| $\sigma_{uts} = 816 \text{ MPa}$      | استحکام نهایی کشش |
| $E = 207 \text{ GPa}$                 | مدول الاستیسیته   |
| $\nu = 0.3$                           | ضریب پواسون       |
| $e = 18.6 \%$                         | درصد ازدیاد طول   |

به منظور استخراج نتایج حاصل از تحلیل تئوری، مقادیر پارامترهای فنی فرآیند، مشخصات ابعادی کلاهک نیم‌کروی، مقادیر خواص مکانیکی جنس ماده و ثوابت مدل ساختاری جانسون- کوک مطابق جدول ۲، مورد استفاده قرار گرفتند.

#### ۲-۸-۱- مقایسه نیروی لازم برای کشش کلاهک نیم‌کروی در دمای اتاق و در دمای داغ

در صورتی که نیروهای بسیار بزرگ در فرآیند شکل‌دهی در دمای اتاق (CDD)<sup>۱</sup>، منجر به شکست ابزار یا استهلاک ماشین شود و یا استحکام ماده مانع از اعمال تغییر شکل مورد نظر شود، فرآیند شکل‌دهی داغ (HDD)<sup>۲</sup> مورد استفاده قرار می‌گیرد. شکل ۶، مقایسه روشنی از مقادیر نیروی لازم برای کشش عمیق کلاهک نیم‌کروی در دو وضعیت سرد و

#### ۲-۷-۲- لقی اجزای قالب

لقى میان سنبه و ماتریس (c) از معادله تجربی زیر محاسبه می‌شود که توسط اهلر و کایزر [۲۰] پیشنهاد شده است:

$$c = t_0 + 0.07\sqrt{10 t_0} \quad (26)$$

در این رابطه،  $t_0$  ضخامت اولیه بلنک و برابر با ۶۳/۵ میلی‌متر است. از این‌رو، میزان لقی میان اجزای قالب برابر با ۶۵/۳ میلی‌متر حاصل شد. در صورتی که قطر حفره ماتریس بر مبنای قطر خارجی کلاهک نیم‌کروی، سایز شود و لقی روی سنبه اعمال شود، قطر سنبه برابر با ۲۲۶۹/۵ میلی‌متر محاسبه می‌شود.

#### ۲-۷-۳- حد نسبت کشش

حد نسبت کشش ( $\beta$ ) برای شناسایی حد تغییر شکل و تعیین تعداد مراحل مورد نیاز برای کشش محصول، استفاده می‌شود. حد نسبت کشش برای فرآیند کشش تک مرحله‌ای برابر است با نسبت قطر اولیه بلنک به قطر سنبه که از رابطه زیر محاسبه می‌شود [۲۱]:

$$\beta = \frac{D_{b0}}{D_p} \quad (27)$$

بنابراین با توجه به قطر اولیه بلنک (۳۳۹۴ میلی‌متر) و قطر سنبه (۲۲۶۹/۵ میلی‌متر)، حد نسبت کشش برابر با ۱/۴۹۵ به دست آمد.

#### ۲-۷-۴- شعاع انحنای ماتریس

شعاع انحنای ماتریس به ابعاد قطعه کار و ضخامت آن، بستگی دارد. به منظور کاهش نیروی کشش و افزایش حد نسبت کشش، شعاع انحنای بزرگتری انتخاب می‌شود. معادله زیر توسط سلین [۲۲] برای بیان رابطه میان شعاع انحنای ماتریس و ضخامت بلنک، ارائه شد:

$$R_D = (5 - 10) \times t_0 \quad (28)$$

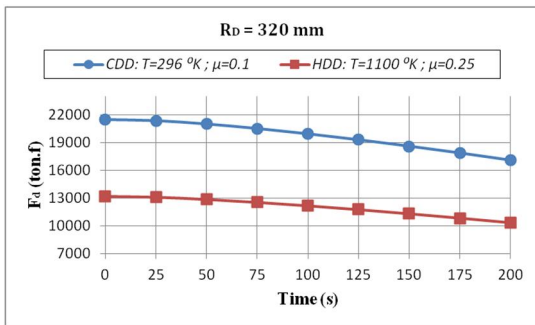
بنابراین با توجه به ضخامت اولیه بلنک (۶۳/۵ میلی‌متر)، اندازه شعاع انحنای ماتریس می‌تواند در بازه ۳۱۷/۵ تا ۶۳۵ میلی‌متر قرار گیرد.

#### ۲-۸-۲- نتایج تحلیل تئوری

جنس کلاهک نیم‌کروی از فولاد HY-100 است که به عنوان فولاد کم‌کربن کوئنچ و تمپر شده شناخته می‌شود [۲۳]. از جمله موارد استعمال این فولاد، می‌توان به کاربرد آن در

<sup>1</sup> Cold Deep Drawing

<sup>2</sup> Hot Deep Drawing



شکل ۶- مقایسه نیروی لازم برای کشش کلاهدک نیمگرونی در دو وضعیت HDD و CDD

### ۲-۸-۲- تأثیر دمای بلنک

با افزایش دمای بلنک، شکل‌پذیری افزایش یافته و استحکام تسلیم کاهش می‌یابد. بولت و همکاران [۲۴]، نشان دادند که افزایش دما، قابلیت شکل‌پذیری را افزایش می‌دهد و منتج به افزایش قابلیت کشش و افزایش عمق‌پذیری محصول پیش از شکست می‌شود. محدوده مجاز برای اجرای کار داغ عبارت است از:  $0.5 T_m \leq T \leq 0.75 T_m$  [۲۱]. با توجه به دمای ذوب جنس ماده (۱۷۹۳ درجه کلونین)، محدوده دمایی مناسب برای اجرای فرآیند کشش عمیق داغ فولاد HY-100 در بازه ۸۵۰ الی ۱۳۵۰ درجه کلونین، انتخاب شد. همان‌طور که در شکل ۷ مشاهده می‌شود، افزایش دمای بلنک از ۸۵۰ الی ۱۳۵۰ درجه کلونین، مقادیر نیروی لازم برای کشش کلاهدک نیمگرونی را به میزان ۵۱/۵ درصد کاهش می‌دهد.

### ۲-۸-۳- تأثیر شعاع انحناى ماتریس

مقدار شعاع انحناى ماتریس به ابعاد قطعه‌کار و ضخامت ورق بستگی دارد. برای دستیابی به ماکزیمم نسبت کشش و مینیمم نیروی کشش، شعاع انحناى قالب بایستی بزرگ باشد. همان‌گونه که در شکل ۸ مشاهده می‌شود، افزایش شعاع انحناى ماتریس از ۳۲۰ الی ۶۲۰ میلی‌متر، مقادیر نیروی لازم برای کشش کلاهدک نیمگرونی را به میزان ۸/۳ درصد کاهش می‌دهد.

### ۲-۸-۴- تأثیر ضریب اصطکاک

به منظور حفظ کیفیت قطعه کار و افزایش عمر اجزای قالب، سیستم روانکار بایستی بتواند انتقال حرارت به اجزای قالب و مقادیر تنش‌های برشی در سطوح تماس را کاهش دهد.

داغ ارائه می‌کند. همان‌طور که مشاهده می‌شود، افزایش دمای بلنک با وجود تشدید شرایط اصطکاکى در سطوح تماس، منتج به کاهش قابل ملاحظه نیروی کشش می‌شود.

### جدول ۲- مقادیر پارامترهای مورد استفاده در تحلیل تئوری

| مقدار                | توصیف متغیر                             | متغیر              |
|----------------------|---|--------------------|
| 758 (MPa)            | ثابت مدل جانسون- کوک [۱۷]               | A                  |
| 402 (MPa)            | ثابت مدل جانسون- کوک [۱۷]               | B                  |
| 0.011                | ثابت مدل جانسون- کوک [۱۷]               | C                  |
| 3394 (mm)            | قطر اولیه بلنک                          | $D_{b_0}$          |
| 2269.5 (mm)          | قطر سنبه                                | $D_p$              |
| 1.13                 | ثابت مدل جانسون- کوک [۱۷]               | m                  |
| 0.26                 | ثابت مدل جانسون- کوک [۱۷]               | n                  |
| 320 (mm)             | شعاع انحناى ماتریس                      | $R_D$              |
| 1166.5 (mm)          | شعاع متوسط قطعه‌کار                     | $R_m$              |
| 1134.7 (mm)          | شعاع سنبه                               | $R_p$              |
| 1697 (mm)            | شعاع اولیه بلنک                         | $r_{b_0}$          |
| 1100 ( $^{\circ}$ K) | دمای کنونی ماده                         | T                  |
| 1793 ( $^{\circ}$ K) | دمای ذوب ماده                           | $T_m$              |
| 296 ( $^{\circ}$ K)  | دمای مرجع (دمای اتاق)                   | $T_{ref}$          |
| 63.5 (mm)            | ضخامت اولیه بلنک                        | $t_0$              |
| $\pi/2$              | زاویه خم انحناى ماتریس                  | $\alpha$           |
| 1.495                | حد نسبت کشش                             | $\beta$            |
| 0.001                | نرخ کرنش [۱۷]                           | $\dot{\epsilon}$   |
| 1 (1/s)              | نرخ کرنش مرجع [۱۷]                      | $\dot{\epsilon}_0$ |
| 0.001                | نرخ کرنش بدون بُعد [۱۷]                 | $\dot{\epsilon}^*$ |
| 0.25                 | ضریب اصطکاک سطوح "ماتریس- فلنج- ورقگیر" | $\mu_{BH}$         |
| 0.25                 | ضریب اصطکاک سطوح "ورق- انحناى ماتریس"   | $\mu_D$            |

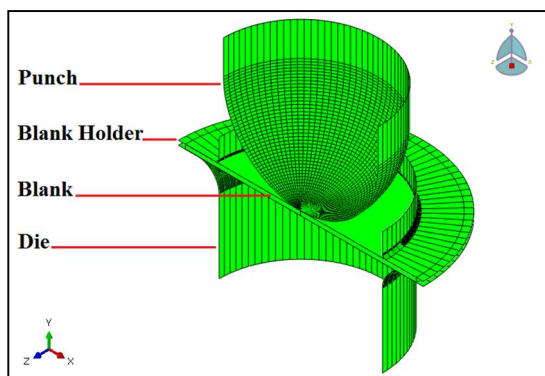


### ۳- تحلیل عددی فرآیند شکل‌دهی کلاهک نیم‌کروی

در این پژوهش از نرم‌افزار المان محدود ABAQUS 6.14 [۲۵] برای شبیه‌سازی فرآیند شکل‌دهی، استفاده شد. تحلیل المان محدود با استفاده از روش صریح<sup>۱</sup> انجام شد.

#### ۳-۱- مدل‌سازی و مش‌بندی

با توجه به تقارن محوری بلنک و اجزای قالب، مدل‌سازی المان محدود به صورت متقارن محوری<sup>۲</sup> و بر اساس هندسه و ابعاد اجزای فرآیند، انجام می‌شود. مدل المان محدود شامل، یک سنبه سرنیم‌کروی به شعاع ۱۱۳۴/۷ میلی‌متر، یک ورق‌گیر با حفره‌ای به شعاع ۱۲۰۰ میلی‌متر، یک بلنک دایروی به شعاع ۱۶۹۷ میلی‌متر و با ضخامت ۶۳/۵ میلی‌متر و یک ماتریس با حفره‌ای به شعاع ۱۲۰۰ میلی‌متر و با شعاع انحنای ورودی ۳۲۰ میلی‌متر است. لقی میان اجزای قالب به میزان ۶۵/۳ میلی‌متر، تنظیم و اعمال می‌شود. با توجه به اینکه جنس اجزای قالب در مقایسه با جنس بلنک فلزی سخت‌تر است، مدل سنبه، ورق‌گیر و ماتریس به صورت پوسته صلب<sup>۳</sup> تحلیلی<sup>۴</sup>، در نظر گرفته شد (شکل ۱۰).



شکل ۱۰- چیدمان اجزای فرآیند کشش عمیق

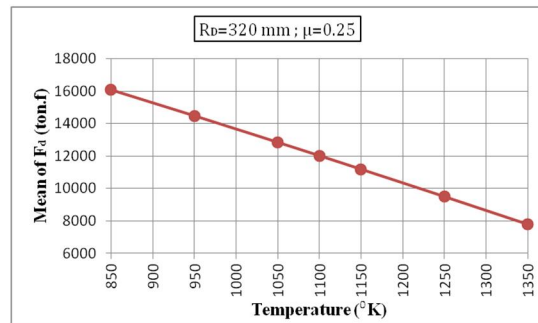
از سوی دیگر، مدل بلنک به صورت پوسته مسطح<sup>۴</sup> و تغییرشکل‌پذیر در نظر گرفته می‌شود. بلنک با استفاده از

<sup>۱</sup> Explicit Procedure

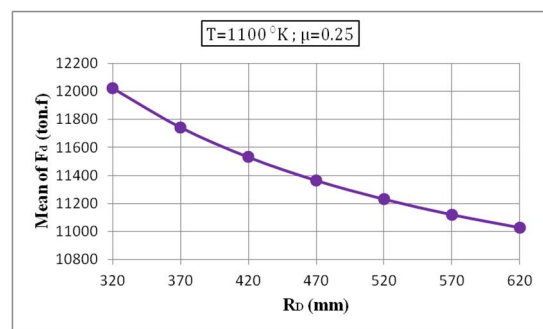
<sup>۲</sup> Axisymmetric

<sup>۳</sup> Analytical Rigid Shell

<sup>۴</sup> Shell Planar

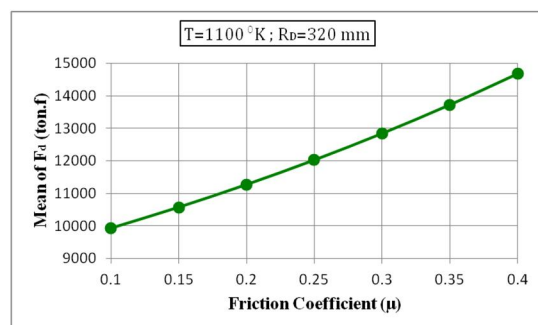


شکل ۷- تأثیر افزایش دمای بلنک بر نیروی کشش



شکل ۸- تأثیر افزایش شعاع انحنای ماتریس بر نیروی کشش

اعمال درجه حرارت‌های بالا در فرآیند شکل‌دهی داغ، باعث سوختن سیستم‌های روانکاری با پایه آلی و ذوب روانکارهای با پایه صابونی می‌شود. همان‌طور که در شکل ۹ ملاحظه می‌شود، با افزایش ضریب اصطکاک از ۰/۱ الی ۰/۴ و تشدید شرایط اصطکاکی، نیروی عملی از سوی سنبه برای شکل‌دهی کلاهک نیم‌کروی به میزان ۴۷/۸ درصد، افزایش می‌یابد.



شکل ۹- تأثیر افزایش ضریب اصطکاک بر نیروی کشش

در این پژوهش، فرض می‌شود که فرآیند کشش عمیق داغ به صورت همدمای انجام شود و نرخ کرنش در طی فرآیند، ثابت باشد. پارامترهای مدل ساختاری جانسون-کوک برای توصیف رفتار سیلان ماده مطابق مسیر زیر در نرم افزار آباکوس تعریف می‌شوند:

Module: Property: Create Material: Mechanical: Plasticity: Plastic: Hardening: Johnson-Cook

از سوی دیگر، به کارگیری مدل آسیب به منظور پیش-بینی احتمال وقوع شکست در محصول حاصل از فرآیند شکل‌دهی، ضروری است. در این میان، مدل آسیب جانسون-کوک [۲۶]، به عنوان یکی از مدل‌های معتبر آسیب نرم، شناخته شده است. در این مدل، کرنش شکست ماده به صورت تابعی از تنش سه محوره، نرخ کرنش و دما در نظر گرفته می‌شود. با استفاده از مدل آسیب جانسون-کوک، امکان ارزیابی کمی نقاط و نحوه رشد آسیب نرم بر اساس تنش‌های اعمالی، نرخ کرنش و دما، فراهم می‌شود. کرنش شکست یا مقدار کرنشی که ماده تا لحظه شکست، قادر به تحمل آن است، توسط معادله زیر محاسبه می‌شود:

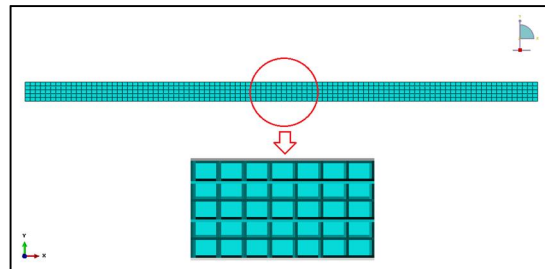
$$\varepsilon_f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)][1 + D_4 \ln \varepsilon^*][1 + D_5 T^*] \quad (30)$$

در این معادله،  $\sigma^*$ : تنش سه محوره اعمالی بر ماده،  $\varepsilon^*$ : نرخ کرنش بدون بُعد و  $T^*$ : دمای معادل است. پارامترهای  $D_1$ ،  $D_2$ ،  $D_3$  و  $D_4$  به عنوان ضرایب ثابت مدل آسیب می-باشند که به جنس ماده وابسته هستند و از طریق آزمون‌های تجربی استاندارد، استخراج و تعیین می‌شوند. مقادیر پارامترهای آسیب جنس ماده مطابق جدول ۳، در نرم افزار المان محدود وارد می‌شوند.

جدول ۳- مقادیر پارامترهای آسیب فولاد HY-100 [۱۷]

| مقدار | نماد پارامتر آسیب |
|-------|-------------------|
| 0.61  | $D_1$             |
| 2.07  | $D_2$             |
| -0.5  | $D_3$             |
| 0.01  | $D_4$             |
| 0     | $D_5$             |

المان مستطیلی متقارن محوری با چهار گره<sup>۱</sup> (CAX4R) و با تعداد ۵۰۰ المان، مش‌بندی می‌شود. اندازه مناسب المان بر اساس همگرایی حداکثر تنش فون مایز، انتخاب شد. بدین منظور، پس از مش‌بندی ورق و دستیابی به نظم مناسبی در هندسه و ظاهر مش، حل مسئله انجام شد. جهت دستیابی به ابعاد مناسب و تعداد مطلوبی از المان‌های ورق، حداکثر تنش فون مایز به عنوان پارامتر اصلی و معیار کنترل همگرایی مش، انتخاب گردید. در گام بعدی، اندازه المان‌های بُعد طولی ورق (به طول ۱۶۹۷ میلی‌متر) نصف شد و اندازه بُعد عرضی ورق (به ضخامت ۶۳/۵ میلی‌متر) به اجزاء کوچکتری تقسیم گردید و سپس حل مسئله تکرار شد تا تأثیر فرآیند ریز کردن مش بر پارامتر اصلی، ارزیابی شود. با تداوم و تکرار روند کاهش ابعاد المان‌های ورق، در میزان حداکثر تنش فون مایز ناشی از دو حل متوالی، خطایی کمتر از ۱۰ درصد به دست آمد؛ بنابراین، همگرایی نتایج تحلیل عددی برقرار شد. از این‌رو، شعاع بلنک (طول مدل) با اندازه المان ۱۶/۹۷ میلی‌متر و ضخامت بلنک (عرض مدل) با اندازه المان ۱۲/۷ میلی‌متر، مش‌بندی شد (شکل ۱۱).



شکل ۱۱- مش‌بندی مدل بلنک

### ۳-۲- تعریف رفتار ماده

همان‌طور که پیش از این در بخش (۱-۲) ذکر شد، در این پژوهش از مدل ساختاری جانسون-کوک برای توصیف رفتار سیلان HY-100 استفاده می‌شود:

$$\bar{\sigma} = [758 + 402\bar{\varepsilon}^{0.26}][1 + 0.011 \ln \varepsilon^*][1 - T^{*1.13}] \quad (29)$$

<sup>۱</sup> 4-Node Bilinear Axisymmetric Quadrilateral, Reduced Integration, and Hourglass Control Element

تحت شرایط شکل‌دهی داغ و با توجه به روانکار پایه گرافیتی، میانگین عامل برشی ( $m$ ) مساوی ۰/۳ در نظر گرفته می‌شود. از این‌رو، با توجه به مقادیر خواص مکانیکی ماده (جدول ۱)، ماکزیمم تنش برشی قابل حصول توسط قانون کولمب برابر با ۱۳۳ مگاپاسکال، محاسبه و تعریف شد.

### ۳-۴- تعریف مراحل حل و اعمال شرایط مرزی

روش حل به صورت دینامیک و از نوع صریح انتخاب شد. سه مرحله شامل "اعمال نیروی ورقگیر به بلنک"، "حرکت عمودی سنبه برای اجرای فرآیند شکل‌دهی" و "بازگشت سنبه به موقعیت اولیه" تعریف شد. زمان بهینه برای اجرای عملیات شکل‌دهی (مرحله دوم)، بزرگتر یا معادل دوره تناوب کوچکترین مود بلنک است که پس از اجرای یک تحلیل فرکانسی و استخراج کمترین مقدار فرکانس طبیعی<sup>۳</sup> بلنک، استخراج و تعیین شد. توابع جابجایی ورقگیر و سنبه نسبت به زمان، به صورت هموار<sup>۴</sup> تعریف شد. درجات آزادی ماتریس با استفاده از شرط مرزی ENCASTRE، قیدگذاری شد. با توجه به تقارن محوری بلنک، اجازه جابجایی عمودی به ضلع سمت چپ بلنک داده شد. دمای بلنک با توجه به شرایط ایزوترمال فرآیند، مساوی ۱۱۰۰ درجه کلوین به صورت ثابت در طی فرآیند شکل‌دهی، در نظر گرفته شد.

### ۳-۵- نتایج تحلیل عددی

در این بخش، نتایج حاصل از تحلیل عددی فرآیند شکل‌دهی کلاهک نیمکروی به صورت مجزا، استخراج شده و مورد تجزیه و تحلیل قرار می‌گیرد.

### ۳-۵-۱- شبیه‌سازی فرآیند کشش عمیق داغ

پس از اجرای مراحل مقدماتی و انجام تنظیمات تکمیلی در نرم افزار المان محدود، شبیه‌سازی فرآیند کشش عمیق داغ انجام شد. شکل ۱۲، نمای برشی و نمای کامل از کلاهک نیمکروی شکل‌دهی شده را نشان می‌دهد.

پارامترهای مدل آسیب نرم جانسون- کوک مطابق مسیر زیر در نرم افزار آباکوس تعریف می‌شوند:

Module: Property: Create Material: Mechanical: Damage for Ductile Metals: Johnson-Cook Damage  
خواص حرارتی جنس ماده نیز مطابق مقادیر مندرج در جدول ۴، در نرم افزار وارد شدند.

جدول ۴- خواص حرارتی فولاد HY-100 [۱۷]

| مقدار                                      | خاصیت            |
|--|------------------|
| $k = 34 (W/m^{\circ}K)$                    | ضریب هدایت       |
| $\alpha = 14 \times 10^{-6} (1/^{\circ}K)$ | ضریب انبساط حجمی |
| $c = 502 (J/kg^{\circ}K)$                  | گرمای ویژه       |

### ۳-۳- تعریف تماس سطوح مشترک

برای تعریف رفتار اصطکاکی میان سطوح مشترک اجزای فرآیند، مدل کولمب با ضریب اصطکاک ثابت<sup>۱</sup>، مطابق رابطه زیر در نظر گرفته شد:

$$\tau = \mu \sigma_n \quad (31)$$

رابطه فوق نشان می‌دهد که ضریب اصطکاک ( $\mu$ ) برابر است با نسبت تنش برشی اصطکاکی ( $\tau$ ) به تنش عمودی ( $\sigma_n$ ). تماس سطوح مشترک "سنبه- بلنک"، "ورقگیر- بلنک" و "بلنک- ماتریس" به صورت سطح به سطح<sup>۲</sup>، تعریف شد. در صورتی که از روانکار پایه گرافیتی در سطوح تماسی استفاده شود، مقدار ضریب اصطکاک مساوی ۰/۲۵ در نظر گرفته می‌شود [۲۷]؛ بنابراین، مدل المان محدود در طی فرآیند شبیه‌سازی از این مقدار معین برای تعریف ضریب اصطکاک در سطوح مشترک، استفاده می‌کند. از سوی دیگر، رابطه خطی تعریف شده توسط قانون کولمب در همه تنش‌های عمودی صادق نیست؛ زیرا تنش برشی نمی‌تواند از استحکام برشی ماده تجاوز نماید؛ بنابراین، ماکزیمم تنش برشی با استفاده از قانون اصطکاک برشی تعیین می‌شود [۲۸]:

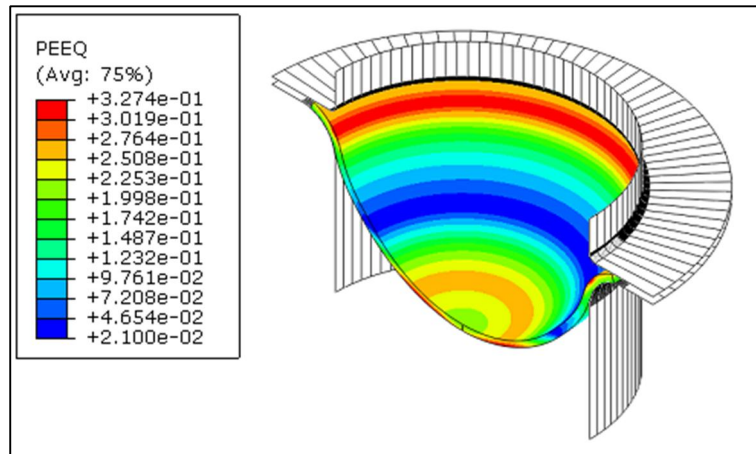
$$\tau = \frac{m}{\sqrt{3}} \bar{\sigma} = \frac{m (\sigma_y + \sigma_{uts})}{2\sqrt{3}} \quad (32)$$

<sup>3</sup> Natural Frequency

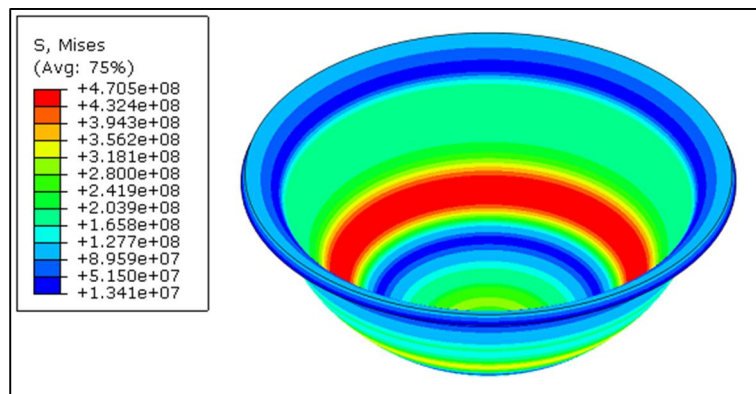
<sup>4</sup> Smooth Step

<sup>1</sup> Penalty Method

<sup>2</sup> Surface to Surface Contact



(الف) نمای برشی کلاهک (توزیع کرنش موثر پلاستیک)

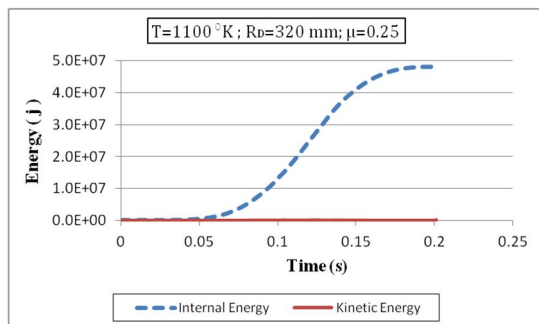


(ب) نمای کامل کلاهک (توزیع تنش موثر فون مایزز)

شکل ۱۲- کلاهک نیمگروی شکل دهی شده در فرآیند HDD

$$T = 1100 \text{ }^\circ\text{K}; \mu = 0.25; R_D = 32 \text{ (mm)}$$

نمودار انرژی جنبشی، صحت تحلیل شبه استاتیک مورد تأیید قرار می‌گیرد. از این‌رو، نتایج حاصل از شبیه‌سازی دارای دقت قابل قبولی است.



شکل ۱۳- تاریخچه انرژی جنبشی و انرژی داخلی سیستم در طی فرآیند شبیه سازی

### ۳-۵-۲- بررسی صحت تحلیل المان محدود

در صورتی که فرآیند شبیه سازی به صورت شبه استاتیک انجام شده باشد، کار انجام شده توسط نیروهای خارجی تقریباً مساوی انرژی داخلی سیستم است؛ همچنین، انرژی جنبشی ماده تغییر شکل پذیر بایستی در محدوده ۵ الی ۱۰ درصد از انرژی داخلی آن در حین فرآیند، قرار گیرد. از این‌رو، در نرم افزار ABAQUS/Explicit از این قانون برای بررسی صحت تحلیل شبه استاتیک استفاده می‌شود. شکل ۱۳، تاریخچه انرژی جنبشی و انرژی داخلی سیستم در طی فرآیند شبیه سازی را نشان می‌دهد.

همان طور که مشاهده می‌شود، نسبت انرژی جنبشی به انرژی داخلی ماده از محدوده ۵ الی ۱۰ درصد، تجاوز نمی‌کند؛ همچنین، با توجه به عدم ظهور نوسانات بزرگ در

### ۳-۵-۳- معیار شروع آسیب

متداولترین نوع آسیب در طی فرآیندهای شکل‌دهی، آسیب نرم است. در این نوع از آسیب، رشد و جوانه‌زنی ریز حفره‌ها توأم با کرنش پلاستیک زیاد و در طی بارگذاری استاتیکی یا دینامیکی، رخ می‌دهد. تشکیل و رشد این آسیب، منجر به پارگی و شکست<sup>۱</sup> ماده می‌شود. منظور از شکست ماده، از دست دادن ظرفیت تحمل بار است که در اثر تخریب تدریجی سفتی<sup>۲</sup> ماده ایجاد می‌شود و مدل‌سازی آن با استفاده از تئوری مکانیک شکست، امکان‌پذیر است.

شکل ۱۴، منحنی "تنش-کرنش" یک ماده را در دو حالت سالم (abcd) و دارای نقص (abcd') نشان می‌دهد. رفتار ماده در ابتدا به صورت الاستیک است (مسیر a-b). سپس رفتار ماده با یکی از مدل‌های "الاستیک-پلاستیک" بیان می‌شود (مسیر b-c). پس از نقطه c، در حالتی که ماده دارای نقص است، کاهش قابل توجهی در ظرفیت تحمل بار آن مشاهده می‌شود که در نهایت منجر به شکست ماده خواهد شد (مسیر c-d). تغییر شکل در این مرحله، آخرین قسمت از تغییر شکل موضعی<sup>۳</sup> در ناحیه نقص ماده است. در نتیجه، نقطه c را می‌توان به عنوان نقطه شروع آسیب معرفی کرد [۲۹].

مدل‌سازی شکست ماده با ترکیبی از مکانیزم‌های متعدد شکست، در نرم‌افزار آباکوس امکان‌پذیر است. در این نرم‌افزار، مراحل معرفی مکانیزم شکست از چهار گام زیر تشکیل شده است [۲۵]:

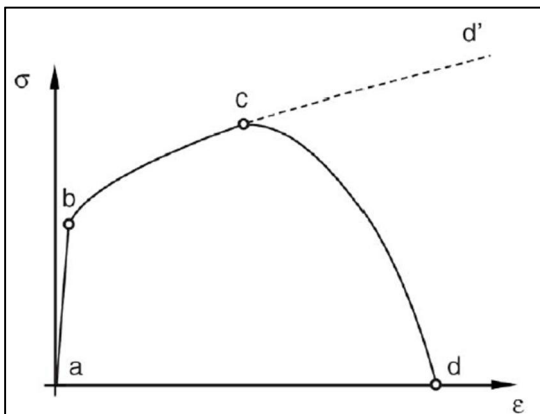
- تعریف رفتار ماده سالم (بدون نقص).
- تعیین معیار شروع آسیب (مثال: نقطه c).
- تعریف قانون رشد آسیب (مثال: مسیر c-d).
- حذف المان: زمانی که سفتی ماده به طور کامل تخریب شد، المان‌ها از محاسبات حذف می‌شوند (مثال: نقطه d).

همچنین این نرم‌افزار برای فلزات نرم، انواع مختلفی از معیارهای شروع آسیب را ارائه می‌دهد که هر یک از آنها با توجه به نوع شکست ماده، انتخاب می‌شوند.

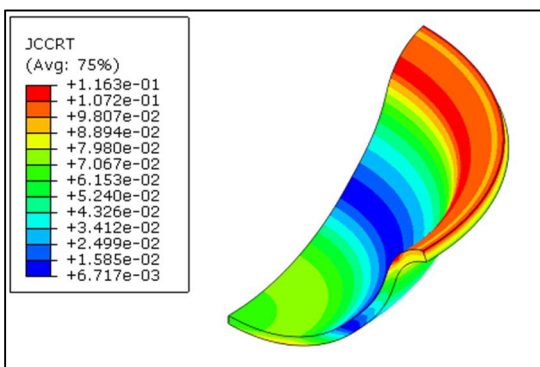
بر این اساس، شکل ۱۵، توزیع معیار شروع آسیب در کلاهک نیم‌کروی را نشان می‌دهد.

مقادیر معیار شروع آسیب در بازه صفر الی یک قرار می‌گیرند. مقدار "صفر" به معنای عدم وجود آسیب در المان مربوطه و مقدار "یک" به معنای گسستگی کامل ماده از المان مربوطه است.

همان گونه که مشاهده می‌شود، منطقه بحرانی شروع آسیب در ناحیه نزدیک به فلنج واقع شده است و ماکزیمم معیار شروع آسیب در کلاهک نیم‌کروی برابر با ۰/۱۱۶۳ است؛ بنابراین، فاصله ایمن و مطمئنی تا شروع پدیده گلوبی شدن و ناپایداری پلاستیک (JCCRT = 1) وجود دارد. از این‌رو، کلاهک نیم‌کروی در طی فرآیند شیشه‌سازی به صورت سالم و عاری از هر گونه علائم پارگی و شکست، شکل‌دهی شده است.

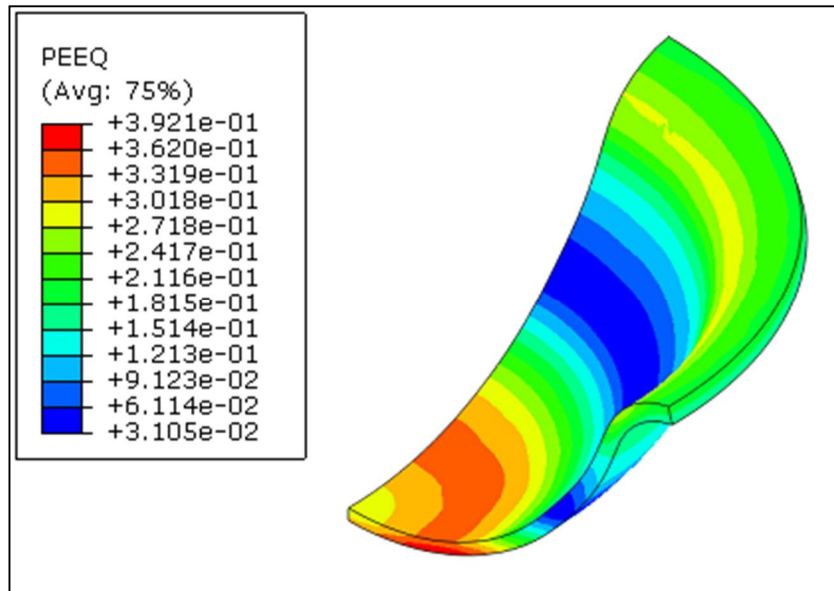


شکل ۱۴- منحنی "تنش-کرنش" ماده [۲۹]

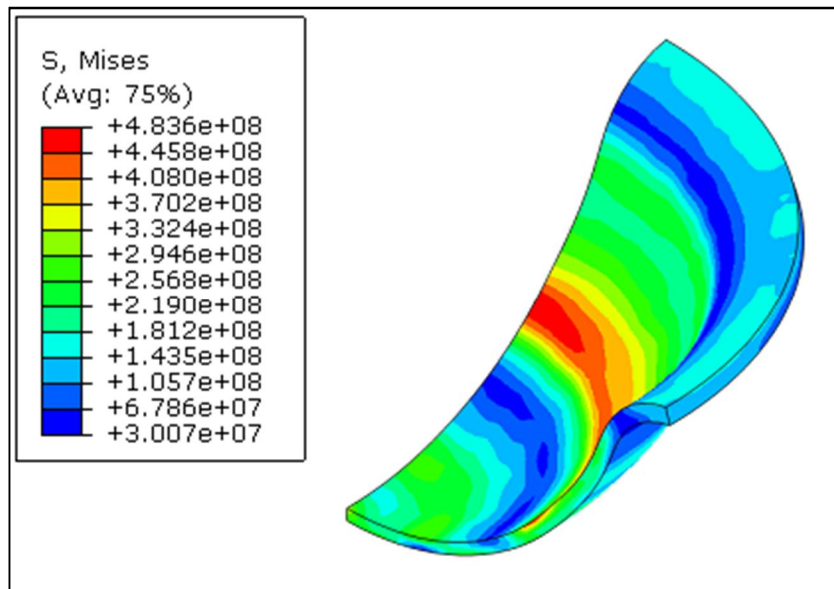


شکل ۱۵- توزیع معیار شروع آسیب در کلاهک نیم‌کروی

<sup>1</sup> Failure  
<sup>2</sup> Stiffness  
<sup>3</sup> Localized



(الف) توزیع کرنش موثر پلاستیک



(ب) توزیع تنش موثر فون مایزز

شکل ۱۶- یک چهارم از کلاهک نیمگروی شکل‌دهی شده در فرآیند HDD  
 $T = 1100 \text{ }^\circ\text{K}$ ;  $\mu = 0.25$ ;  $R_D = 3 \text{ } 2(\text{mm})$

محوری بلنک، یک چهارم از بلنک مدل‌سازی شد. بلنک با استفاده از المان  $C3D8R^1$  مش‌بندی می‌شود. اندازه مناسب

<sup>1</sup> An 8-Node Linear Brick, Reduced Integration, Hourglass Control

### ۳-۵-۴- چروکیدگی

ناحیه فلنج تحت تأثیر تنش‌های فشاری محیطی، تمایل به کماتش دارد. برای بررسی وقوع چروکیدگی در ناحیه فلنج، مدل‌سازی المان محدود به صورت سه بُعدی و بر اساس هندسه و ابعاد اجزای فرآیند، انجام می‌شود. با توجه به تقارن

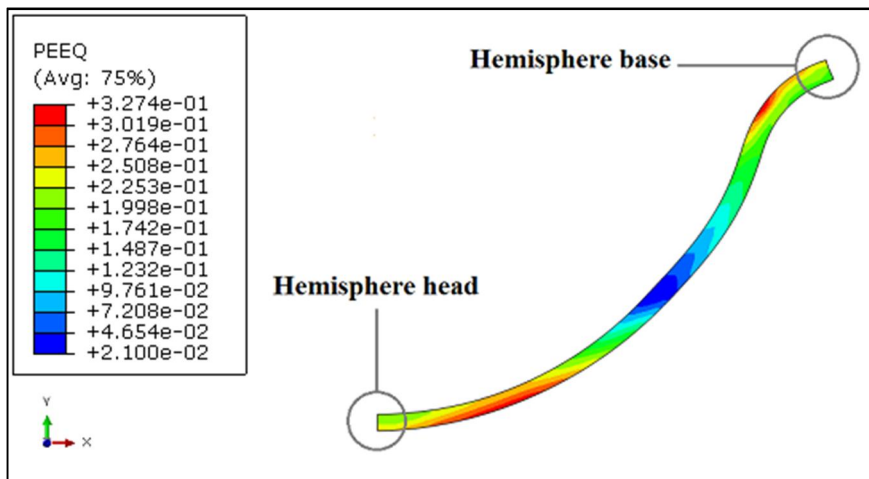
### ۳-۵-۵- توزیع ضخامت در دیواره کلاهک

به منظور مطالعه تغییرات ضخامت کلاهک شکل‌دهی شده و بررسی میزان انحراف آن نسبت به ضخامت اولیه بلنک (۶۳/۵ میلی‌متر)، ضخامت دیواره محصول از رأس نیمکره به سمت قاعده آن، تحت اندازه‌گیری قرار گرفت (شکل ۱۷).

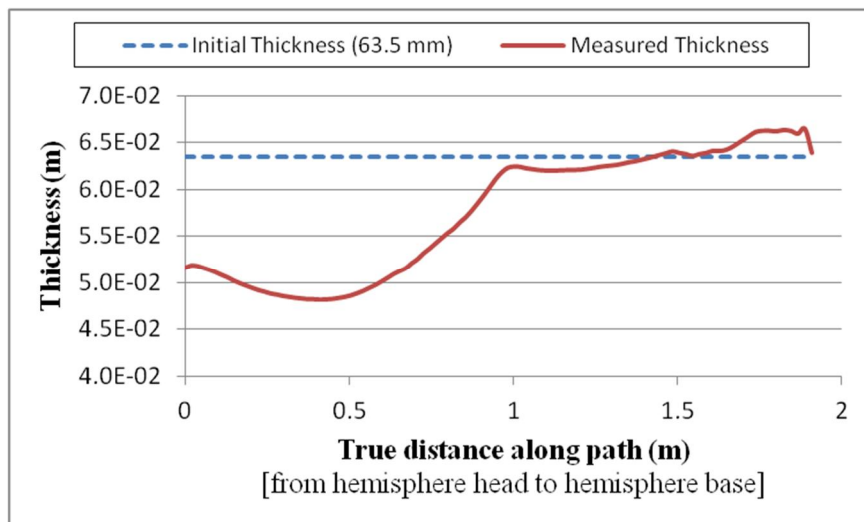
شکل ۱۸، تغییرات ضخامت اندازه‌گیری شده در دیواره کلاهک را نسبت به ضخامت اولیه بلنک در طی مسیر مشخص شده، نشان می‌دهد. درصد کاهش ضخامت کلاهک به طور میانگین برابر با ۹/۷۶ درصد محاسبه شد.

المان بر اساس همگرایی حداکثر تنش فون مایز، انتخاب شد. پس از اجرای مراحل مقدماتی و انجام تنظیمات تکمیلی در نرم افزار، شبیه سازی فرآیند کشش عمیق داغ به صورت سه بُعدی انجام شد. شکل ۱۶، یک چهارم از کلاهک نیمکره‌ای شکل‌دهی شده را نشان می‌دهد.

همان طور که مشاهده می‌شود، در ناحیه فلنج از کلاهک شکل‌دهی شده، هیچ گونه اثری از چین‌خوردگی ظاهر نشد؛ بنابراین با اعمال فشار کافی از سوی ورقگیر به ورق، از بروز کماتش و تشکیل چین‌خوردگی در ناحیه فلنج، جلوگیری به عمل آمد و کلاهک به صورت سالم، شکل‌دهی شد.

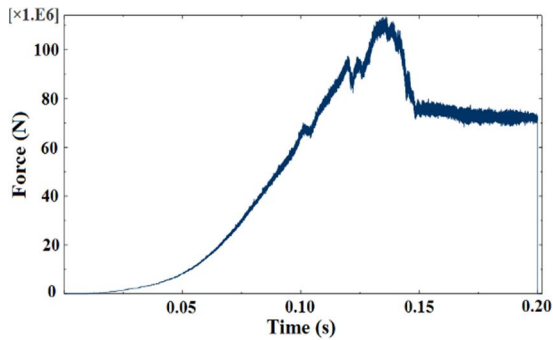


شکل ۱۷- مسیر اندازه‌گیری ضخامت دیواره کلاهک نیمکره‌ای

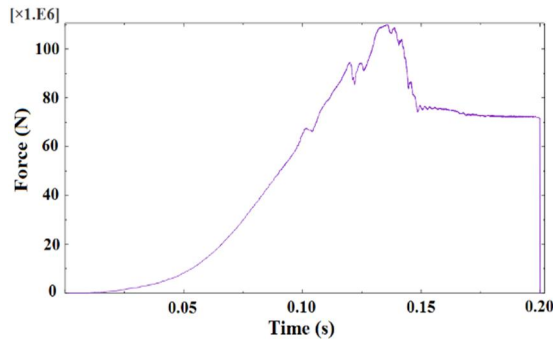


شکل ۱۸- تغییرات ضخامت اندازه‌گیری شده در دیواره کلاهک

$$T = 1100 \text{ }^\circ\text{K}; \mu = 0.25; R_D = 3 \text{ 2}(\text{mm})$$

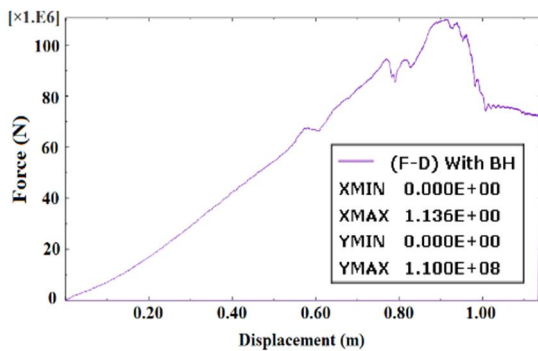


الف) رفتار نوسانی نیرو



ب) هموارسازی رفتار نیرو

شکل ۱۹- نمودار (نیرو- زمان) در طی فرآیند HDD  
 $T = 1100 \text{ }^\circ\text{K}$ ;  $\mu = 0.25$ ;  $R_D = 3 \text{ } 2(\text{mm})$



شکل ۲۰- نمودار (نیروی کشش- جابجایی سنبه)  
 $T = 1100 \text{ }^\circ\text{K}$ ;  $\mu = 0.25$ ;  $R_D = 320 \text{ mm}$

بر نیروی کشش است؛ همچنین، با افزایش شعاع انحنای ماتریس، عملاً سطح موثری به عنوان تکیه گاه برای قرارگیری بلنک روی ماتریس، در دسترس نیست؛ لذا در این بخش، با تثبیت شعاع انحنای ماتریس، تأثیر تغییرات دمای بلنک و ضریب اصطکاک سطوح مشترک بر نیروی کشش حاصل از تحلیل تئوری و عددی، مورد بررسی و مقایسه قرار

همان طور که مشاهده می شود، بیشترین کاهش ضخامت در نواحی نزدیک به رأس نیمکره رخ می دهد (۴۸/۱ میلی متر معادل با ۲۴/۲۵ درصد کاهش ضخامت دیواره). این در حالی است که ضخامت نواحی نزدیک به منطقه فلنج، افزایش یافته است (۶۶/۴ میلی متر معادل با ۴/۵۷ درصد افزایش ضخامت دیواره).

لازم به ذکر است، با توجه به ضخیم بودن ورق در تحلیل عددی فرآیند، حالت تنش کاملاً سه محوری است؛ بنابراین در این شرایط، نازک شدگی ضخامت، تنها عامل تعیین کننده برای شناسایی منطقه بحرانی مستعد شروع شکست، نیست. از این رو، در لبه های فلنج به علت افزایش تنش های فشاری (محیطی و ضخامتی) و تنش های کششی شعاعی، عامل شکست<sup>۱</sup> JC نیز رشد می نماید.

### ۳-۵-۶- نیروی لازم برای کشش کلاهک نیمگروی

رفتار نیرو در طی فرآیند کشش عمیق داغ، نوسانی است. از این رو، نمودار (نیرو- زمان) با استفاده از یک تابع هموارسازی<sup>۲</sup> در نرم افزار آباکوس، محاسبه و استخراج شد. این تابع از الگوریتم میانگین متحرک<sup>۳</sup> برای محاسبه مقادیر جدید نیرو، استفاده می کند. به عبارت دیگر، هر نیروی جدید برابر با مقدار میانگین بدون وزنی است که توسط تعدادی از نقاط همسایگی نیرو محاسبه شده است (شکل ۱۹).

شکل ۲۰، نمودار (نیروی کشش- جابجایی سنبه) را در طی فرآیند کشش عمیق داغ، نشان می دهد. همان طور که ملاحظه می شود، ماکزیمم نیروی کشش مورد نیاز برای شکل دهی کلاهک نیمگروی با استفاده از ورقگیر، مساوی ۱۱۰۰۰ تن است.

### ۴- مقایسه و بررسی مقادیر نیروی کشش حاصل از تحلیل تئوری و عددی

نتایج تحلیل تئوری نشان داد که از میان سه پارامتر: دمای بلنک، شعاع انحنای ماتریس و ضریب اصطکاک سطوح مشترک، تغییرات شعاع انحنای ماتریس دارای کمترین تأثیر

<sup>۱</sup> Johnson-Cook Damage Initiation Criterion

<sup>۲</sup> Smooth Function

<sup>۳</sup> Moving Average Algorithm



### ۵- نتیجه‌گیری و جمع‌بندی

در این مقاله، تحلیل تئوری و عددی فرآیند کشش عمیق داغ کلاhek ضخیم نیم‌کروی از جنس فولاد آلیاژی HY-100، ارائه شد. فرآیند کشش عمیق داغ در شرایط همدما و تحت نرخ کرنش ثابت، در نظر گرفته شد؛ همچنین برای توصیف رفتار سیلان ماده از مدل ساختاری جانسون- کوک استفاده شد. مهمترین نتایج حاصل از این پژوهش به صورت زیر جمع بندی می‌شوند:

(الف) تحلیل تئوری فرآیند کشش عمیق داغ با استفاده از ورق‌گیر، نشان داد که:

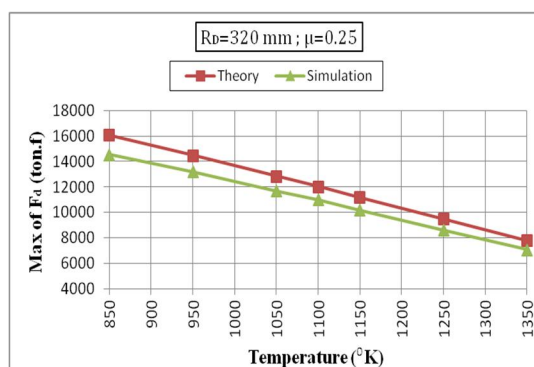
- افزایش دمای بلنک با وجود تشدید شرایط اصطکاکی در سطوح تماس، منتج به کاهش قابل ملاحظه نیروی کشش می‌شود. به طوری که افزایش دمای بلنک از ۸۵۰ الی ۱۳۵۰ درجه کلون، میانگین نیروی لازم برای کشش کلاhek نیم‌کروی را به میزان ۵۱/۵ درصد کاهش می‌دهد.
- افزایش شعاع انحنای ماتریس از ۳۲۰ الی ۶۲۰ میلی‌متر، میانگین نیروی لازم برای کشش کلاhek نیم‌کروی را به میزان ۸/۳ درصد کاهش می‌دهد.
- با افزایش ضریب اصطکاک از ۰/۱ الی ۰/۴ و تشدید شرایط اصطکاکی، میانگین نیروی اعمالی از سوی سنبه برای شکل‌دهی کلاhek نیم‌کروی به میزان ۴۷/۸ درصد، افزایش می‌یابد.
- مهمترین عوامل موثر بر کاهش نیروی کشش به ترتیب اثرگذاری عبارتند از: افزایش دمای بلنک، کاهش ضریب اصطکاک و افزایش شعاع انحنای ماتریس.

(ب) تحلیل عددی فرآیند کشش عمیق داغ با استفاده از ورق‌گیر، نشان داد که:

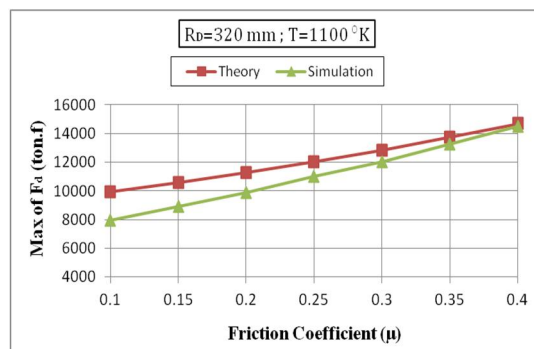
- بر مبنای مدل آسیب نرم جانسون- کوک و بررسی معیار شروع آسیب، کلاhek نیم‌کروی در طی فرآیند شبیه‌سازی به صورت سالم و عاری از هر گونه علائم پارگی و شکست، شکل‌دهی می‌شود.
- در ناحیه فلنج از کلاhek شکل‌دهی شده، هیچ گونه اثری از چین‌خوردگی ظاهر نمی‌شود؛ بنابراین با اعمال فشار کافی از سوی ورق‌گیر به

می‌گیرد ( $R_D = 320 \text{ mm}$ ). شکل ۲۱، تأثیر افزایش دمای بلنک بر ماکزیمم نیروی کشش حاصل از تحلیل تئوری و عددی را نشان می‌دهد. همان‌طور که ملاحظه می‌شود، مقادیر تئوری و عددی نیروی کشش با اختلاف ۹/۲ درصد از مطابقت خوبی برخوردار می‌باشند.

شکل ۲۲، تأثیر افزایش ضریب اصطکاک سطوح مشترک بر ماکزیمم نیروی کشش حاصل از تحلیل تئوری و عددی را نشان می‌دهد. همان‌طور که ملاحظه می‌شود، مقادیر تئوری و عددی نیروی کشش با اختلاف ۹/۷ درصد از مطابقت خوبی برخوردار می‌باشند؛ همچنین، همگرایی نتایج تئوری و عددی در شرایط اصطکاکی سخت، بهتر است. منابع ایجاد اختلاف میان نتایج تئوری و عددی می‌تواند ناشی از مفروضات اولیه تحلیل، تفاوت در موضع اندازه‌گیری نیرو و تفاوت در مقادیر عواملی مانند: گام زمانی تحلیل، سرعت لغزش بلنک روی ماتریس و نیروی ورق‌گیر باشد.



شکل ۲۱- تأثیر افزایش دمای بلنک بر نیروی کشش حاصل از تحلیل تئوری و عددی



شکل ۲۲- تأثیر افزایش ضریب اصطکاک بر نیروی کشش حاصل از تحلیل تئوری و عددی

|   |   |  |
|---|---|--|
| <p>"ضریب" معادل با عبارت وابسته به نرخ کرنش در مدل جانسون- کوک</p> <p>"ضریب" معادل با عبارت وابسته به دما در مدل جانسون- کوک</p> <p>نیروی عمودیِ عملی به فصل مشترک "ورق- انحنای ماتریس"</p> <p>مختصات شعاعی بلنک</p> <p>شعاع لحظه‌ای بلنک</p> <p>استحکام کششی نهایی</p> <p>دمای معادل</p> <p>تنش سیلان ماده</p>   | <p><math>K_1</math></p> <p><math>K_2</math></p> <p><math>N</math></p> <p><math>r</math></p> <p><math>r_{b'}</math></p> <p><math>S_u</math></p> <p><math>T^*</math></p> <p><math>\gamma</math></p>   | <p>ورق، از بروز کمانش و تشکیل چین‌خوردگی در ناحیه فلنج، جلوگیری به عمل می‌آید و کلاهدک به صورت سالم، شکل‌دهی می‌شود.</p> <p>• درصد کاهش ضخامت کلاهدک به طور میانگین برابر با ۹/۷۶ درصد است. از سوی دیگر، بیشترین کاهش ضخامت در نواحی نزدیک به رأس نیمگروه رخ می‌دهد. این در حالی است که ضخامت نواحی نزدیک به منطقه فلنج، افزایش یافته است.</p> <p>(ج) مقایسه و بررسی نیروی کشش حاصل از تحلیل تئوری و عددی نشان داد که مقادیر تئوری و عددی نیروی کشش تحت تأثیر افزایش دمای بلنک و افزایش ضریب اصطکاک سطوح مشترک، به ترتیب و با اختلاف ۹/۷ و ۹/۷ درصد از مطابقت خوبی برخوردار می‌باشند.</p> <p>(د) نتایج تحلیل عددی نشان داد که نرم‌افزار آباکوس می‌تواند به عنوان یک ابزار قدرتمند و قابل اعتماد به منظور پیش‌بینی مقدار نیروی کشش مورد نیاز برای شکل‌دهی کلاهدک نیمگروی، به کار گرفته شود.</p> |
| <b>۶- فهرست علائم</b>   |   |  |
| <b>نمادهای لاتین</b>  |   |  |
| <p>تنش کششی افزایش یافته ناشی از اصطکاک سطوح "ماتریس- فلنج" و "فلنج- ورقگیر"</p> <p>تنش کششی افزایش یافته ناشی از فرآیند "خم- کاری- بازشدگی خم"</p> <p>بزرگترین کرنش اصلی</p> <p>کرنش محیطی</p> <p>کرنش پلاستیک موثر</p> <p>تنش عملی بر المان ناحیه فلنج (فشاری) و المان دیواره قطعه‌کار (کششی) در جهت محیطی</p> <p>تنش محیطی ایده‌آل</p> <p>تنش کششی عملی بر المان ناحیه فلنج در راستای شعاعی</p> <p>تنش کششی ایده‌آل</p> <p>تنش کششی افزایش یافته ناشی از اصطکاک انحنای ماتریس</p> <p>تنش کششی با اعمال تأثیر اصطکاک ورقگیر</p> | <p><math>\Delta\sigma_{\phi_{BH}}</math></p> <p><math>\Delta\sigma_{\phi_{B-U}}</math></p> <p><math>\varepsilon_{max}</math></p> <p><math>\varepsilon_{\theta}</math></p> <p><math>\bar{\varepsilon}</math></p> <p><math>\sigma_{\theta}</math></p> <p><math>\sigma_{\theta_0}</math></p> <p><math>\sigma_{\phi}</math></p> <p><math>\sigma_{\phi_0}</math></p> <p><math>\sigma_{\phi_1}</math></p> <p><math>\sigma_{\phi_2}</math></p> | <p>عرض ورق در ناحیه خم‌کاری</p> <p>نیروی کشش عملی به ورق</p> <p>نیروی کشش ایده‌آل</p> <p>نیروی کشش افزایش یافته ناشی از اصطکاک انحنای ماتریس</p> <p>نیروی کلی مورد نیاز برای فرآیند "خم‌کاری- بازشدگی خم"</p> <p>نیروی مورد نیاز برای کشش عمیق کلاهدک نیمگروی</p> <p>مولفه نیرو در راستای محور Z</p> <p>نیروی ورقگیر</p>   |

[11] Nakagawa Y, Mori K, Yashima S, Kaido T (2018) Springback behaviour and quenchability in hot stamping of thick sheets. 17<sup>th</sup> International Conference on Metal Forming, Toyohashi, Japan, Procedia Manuf 15: 1071-1078.

[12] Ota E, Yogo Y, Iwata N, Nishigaki H (2019) CAE-based process design for improving formability in hot stamping with partial cooling. J Mater Process Tech 263: 198-206.

[13] Neumann R, Schuster S, Gibmeier J, Bohlke T (2019) Two-scale simulation of the hot stamping process based on a Hashin-Shtrikman type mean field model. J Mater Process Tech 267: 124-140.

[14] Kou S (2002) Welding Metallurgy. 2<sup>nd</sup> Edition, John Wiley & Sons, ISBN: 9780471434917.

[15] Marciniak Z, Duncan JL, Hu SJ (2002) Mechanics of Sheet Metal Forming. 2nd edn. Butterworth-Heinemann 108-128.

[16] Lange K (1985) Handbook of Metal Forming. Soc Manuf Eng 20.1-20.69.

[17] Holmquist TJ (1987) Strength and Fracture Characteristics of HY-80, HY-100 and HY-130 Steels Subjected to Various Strains, Strain Rates, Temperatures, and Pressures. Naval Surface Warfare Center, Maryland.

[18] Hosford WF, Caddell RM (2007) Metal Forming: Mechanics and Metallurgy, Camb Univ Press, 3rd edn.

[19] Schoof C, Goland L, Lo D (2007) Pressurized rescue module system hull and transfer skirt design and experimental validation. OCEANS Conference, Vancouver, BC 1-8.

[20] Oehler G, Kaiser F (1973) Blanking, Punching, and Drawing Tools. 6th edn. Berlin/Heidelberg/New York, Springer, In German.

[21] Klocke F (2013) Manufacturing processes 4: Forming. Translation from the German edition: Fertigungsverfahren 4: Umformen, Springer.

[22] Sellin W (1931) Handbook of drawing technology. Berlin, Springer, In German.

[23] MatWeb: Online Materials Information Resource (1996-2020) www.matweb.com.

[24] Bolt PJ, Lamboo NAPM, Rozier PJCM (2011) Feasibility of warm drawing of aluminium products. J Mater Process Tech 115: 118-121.

[25] Dassault Systèmes (2002-2020) www.3DS.com.

[26] Johnson GR, Cook WH (1985) Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. Eng Fract Mech 21(1): 31-48.

[27] Lange K (1985) Handbook of Metal Forming. Soc Manuf Eng 6.21.

تنش کششی با اعمال تأثیر فرآیند "خام کاری-  
بازشدگی خم"

$\sigma_{\phi_3}$

تنش سیلان موثر

$\bar{\sigma}$

## ۷- مراجع

[1] Heavy Fabrication Division Dillinger Hütte GTS (2008) www.dillinger.de.

[2] Rasti A, Sattari-Far I, Salehi M, Karimnia V (2014) Optimal design of geometry and finite element analysis of stress in welded joint of internal stiffener ring and cylinder made of high strength aluminium alloy. *Journal of Solid and Fluid Mechanics* 4 (1): 13-23. (In Persian)

[3] Ouyang Y, Lee M, Moon J, Kang C (2012) The effect of the blank holding force on formability in hot deep drawing of boron steel considering heat transfer phenomena and friction coefficient by simulation and experimental investigation. Proc IMechE Part B: J Eng Manuf 226 (9): 1506-1518.

[4] Kotkunde N, Deole A, Gupta A, Singh S, Aditya B (2014) Failure and formability studies in warm deep drawing of Ti-6Al-4V alloy. Mater Design 60: 540-547.

[5] Ma W, Wang B, Fu L, Zhou J, Huang M (2015) Effect of friction coefficient in deep drawing of AA6111 sheet at elevated temperatures. Trans Nonferr Met Soc China 25: 2342-2351.

[6] Xiao W, Wang B, Kang Y, Ma W, Tang X (2017) Deep drawing of aluminum alloy 7075 using hot stamping. Rare Met 36 (6): 485-493.

[7] Ma W, Wang B, Lin J, Tang X (2017) Influence of process parameters on properties of AA6082 in hot forming process. Trans Nonferr Met Soc China 27: 2454-2463.

[8] Wang X, Li J, Deng L, Li J (2017) Metal flow control during hot forming of square cups with local-thickened plates and varied friction conditions. J Mater Process Tech 253: 195-203.

[9] Maeno T, Tomobe M, Mori K, Ikeda Y (2018) Hot stamping of titanium alloy sheets using partial contact heating. 17<sup>th</sup> International Conference on Metal Forming, Toyohashi, Japan, Procedia Manuf 15: 1149-1155.

[10] Suzuki Y, Mori K, Maeno T, Sakakibara K, Abe Y (2018) Improvement of formability using partial cooling during transfer in hot stamping of ultra-high strength steel parts. 17<sup>th</sup> International Conference on Metal Forming, Toyohashi, Japan, Procedia Manuf 15: 1119-1126.

the ductile damage constants of seamed metallic tube using hydro-bulging process. *Journal of Solid and Fluid Mechanics* 5(2): 139-151. (In Persian)

[28] Schey J (1983) Tribology in Metal-working: Lubrication, Friction, and Wear. Am Soc Met.

[29] Ghaforian Nosrati H, Gerdooei M, Falahati Naghibi M (2015) A new approach to identify