بررسي اثر ضخامت اوليه بر برگشت فنري ورق فولادي با دو انحناي اصلي به كمك روشي نوين

محمد حبيبي پارسا*[۱]، محمد كاظمي[۲] و محمد حسن پيش بين[۳]

[۱] دانشيار دانشكده مهندسي متالورژي و مواد - پرديس دانشكده هاي فني - دانشگاه تهران

[۲] دانش آموخته كارشناسي ارشد مهندسي متالورژي و مواد - پرديس دانشكده هاي فني - دانشگاه تهران

[۳] استاديار دانشكده مهندسي متالورژي و مواد - پرديس دانشكده هاي فني - دانشگاه تهران

(تاريخ دريافت ۸۵/۶/۲۵، تاريخ روايت اصلاح شده ۸۶/۲/۳ ، تاريخ تصويب ۸۶/۵/۲۷)

چكيده

برگشت فنري يك پديده اجتناب ناپذير در شكل دهي ورقهاي فلزي است، كه در ضمن باربرداري و در نتيجه‌ي رها شدن تنش هاي الاستيك محبوس شده در قطعه حاصل شده و منجر به تغيير در ابعاد قطعه نهايي مي گردد. بنابراين، پيش بيني ميزان برگشت فنري ورقهاي فلزي بعد از فرآيند شكل دهي جهت كنترل ابعادي مسئله مهمي است. هدف اين مقاله بررسي اثر ضخامت اوليه بر برگشت فنري ورقهاي فلزي با دو انحناي اصلي است. حالت بررسي شده با توجه به استفاده از يك مدل سه بعدي تنش در مقايسه با تحليل هاي موجود كلي تر بوده و جهت پيش بيني دقيق تر، از مدل پلاستيسيته يوشيدا (Yoshida) جهت بدست آوردن سطح تسليم و تنش سيلان در لايه هاي مختلف ورق استفاده شده است. نتايج حاصل از محاسبات انجام شده بر اساس مدل پيشنهادي و آزمايشات عملي، نشاندهنده افزايش برگشت فنري با افزايش ضخامت است.

واژه های کلیدی: برگشت فنري - شبيه سازي - ورقهاي فلزي با دو انحناي اصلي

مقدمه

برگشت فنري يک پديده اجتناب ناپذير در شكل دهي ورقهاي فلزي است، كه توسط توزيع مجدد تنش هاي الاستيک داخلي در ضمن باربرداري ايجاد مي گردد. لذا شكل نهايي قطعه پس از برداشتن نيروي اعمالي به ميزان برگشت فنري بستگي داشته و با شكل مورد نظر طراح كه توسط ابزار اعمال مي گردد متفاوت است. اين انحراف به عوامل مختلفي از جمله شكل قطعه در هنگام بارگذاري كامل، شرايط بارگذاري، خواص مواد و طراحي قالب بستگي دارد[۱]. روش هاي متفاوتي توسط محققان براي پيش بيني برگشت فنري ارائه شده است، كه هر كدام داراي مزايا و معايبي بوده و براي نوع خاصي از شكل دهي ورقهاي فلزي مفيد مي باشند. ضمناً به جز تعداد محدودي از اين مقالات، مابقي به پيش بيني اين پديده در حالت خاص خمش استوانه اي و با يک انحناي اصلي پرداخته اند.

در ميان پژوهشهاي بسيار انجام شده براي حالت تک انحنا، گاردينر [۲] خمش استوانه اي ورق با نسبت شعاع انحنا به ضخامت (R/t) بزرگ را با استفاده از سختي خمشي تير مورد تجزيه و تحليل قرار داده است. كرندال [۳] با طرح اين مسئله كه، بجاي سختي خمشي تير مي بايست از سختي خمشي صفحات كه شامل ضريب پوآسون نيز مي باشد، استفاده كرد، رابطه گاردينر را بهبود بخشيد. كوپينر و دينگليس [۴] به منظور ارائه مدلي بهتر و دقيق تر براي رفتار مواد از رابطه كرنش سختي ايزوتروپيك براي نشان دادن رفتار سختي شوندگي ماده استفاده كردند. هيل [۵] اثر همزمان خمش و كشش بر روي ورقهاي داراي انحناي زياد را بررسي و نشان داد كه اعمال خمش همراه با كشش بر روي ورق سبب حركت لايه خنثي به سمت داخل ورق مي گردد. ضمناً در اين روش نازک شدن ضخامت ورق نيز در نظر گرفته شد. روش هيل از اين جهت با اهميت است كه براي نخستين بار حركت لايه هاي مختلف ورق را در نظر گرفته و علاوه بر آن جابجايي محور خنثي در اثر نيروي كششي را نيز محاسبه نموده است. روشي كه هيل براي خمش همراه با كشش براي حالت خمش استوانه اي ارائه داده بود، براي مواد پلاستيک صلب قابل اعمال بود. كار هيل توسط پروكسا [۶] براي مواد سخت شونده، توسعه داده شد و رابطه جديدي براي برگشت فنري ارائه گرديد. لي و زانگ[۷] ورقي كه بطور همزمان تحت خمش و كشش قرار دارد را تحت حالت كرنش صفحه اي مورد بررسي قرار

* نويسنده مسئول : تلفن : ۶۱۱۱۴۰۶۹ , فاكس : ۸۸۰۰۶۰۷۶ , Email: mhparsa@ut.ac.ir

دادند. این روش از این جهت که در محدوده پلاستیک از تابع غیر درجه دوم هیل استفاده کرده و ناهمسانگردي ورق را نیز در نظر گرفته است، حائز اهمیت مي باشد.

ساموئل [۶] برگشت فنري را با استفاده از تغییرات ممان هاي خمشي پس از باربرداري براي يك ورق U شكل بدست آورد. پوربقراط و چو [۹] نیز با استفاده از روابط کرنش حین خمش و با استفاده از تئوري تغییر فرم پلاستیک، رابطه جدیدي را براي پیش بیني برگشت فنري ورقهاي U شكل پیشنهاد نمودند.

گائو و کینزل [۱۰] یک مدل جدید براي پیش بیني برگشت فنري با در نظر گرفتن اثر باوشینگر، ارائه نموده اند. گنگ و واگنر [۱۱] اثر ناهمسانگردي پلاستیک را بر روي میزان برگشت فنري بررسي کرده اند. یوشیدا و یوموري [۱۲،۱۳و۱۴] یک مدل پلاستیسیته تناوبي جدید در کرنشهاي بزرگ با در نظر گرفتن اثر باوشینگر را براي پیش بیني برگشت فنري پیشنهاد نموده اند که در کار حاضر نیز جهت تخمین میزان برگشت فنري به کار گرفته شده است.

تحقیقات انجام شده بر روي ورق هایي با دو انحنا، بسیار نادر است. زو و همکارانش [۱۵] براي پیش بیني برگشت فنري ورقهاي کروي شكل، معادلاتي را با استفاده از تئوري پوسته ها و معادلات انرژي ارائه نمودند. آنها در کار بعدي [۱۶]، این مدل را با استفاده از مدلي که قادر به اعمال اثر باگذاري- باربرداري در خمش مي باشد، اصلاح نمودند تا اثر ضخامت و تعامل بین لایه ها را نیز درنظر گرفته باشند. پس از آن نیز زو و همکارانش [۱۷] این مدل را به انحناي متغیر بسط دادند. در این مدل از يك پانچ با سطح مقطع بیضوي شكل استفاده شده است.

مهمترین تحقیق انجام شده بر روي برگشت فنري ورق هاي با دو انحناي اصلي توسط اصنافي [۱۸] بوده است که برگشت فنري ورقهاي با دو انحناي اصلي را براي پانلهاي بدنه خودرو به صورت تئوري و آزمایشگاهي مورد بررسي قرار داده است. هر چند اصنافي نتایج آزمایش های صورت گرفته را براي ورقهاي فولادي و آلومینیومي را نیز گزارش کرده است، ولي یکي از اشکالات این تحقیق عدم مقایسه نتایج آزمایشگاهي و تحلیلي است که بنا به گفته نویسنده، به علت استفاده از فرمولاسیون یک منبع دیگر در محاسبه نیروي اعمال شده به لایه هاي مختلف ورق میسر نگردیده است. لذا امکان قضاوت دقیق در رابطه با فرمولاسیون ارائه شده و تحلیل میزان دقت آن در پیش بیني برگشت فنري ورقهاي با دو انحناي اصلي وجود ندارد. اما اختلاف بین نتایج محاسباتي و آزمایشگاهي قابل مشاهده است، که بنا بر اعتقاد اصنافي این اختلاف به دلیل عدم محاسبه دقیق نیروهاي کششي از روي نیروي دیواره و به تبع آن نیروي ورق گیر مي باشد. در روابطي که اصنافي براي پیش بیني برگشت فنري ارائه داده است، ساده سازي هاي بسیاري صورت گرفته است. از طرف دیگر در فرمولي که اصنافي براي محاسبه محل محور خنثي به کار برده است، با افزایش مقدار شعاع انحنا در یک جهت، فاصله محور خنثي از لایه مرکزي زیاد مي گردد که این بر خلاف آنچه انتظار مي رود، مي باشد. چون با افزایش شعاع انحناي ورق مقدار کرنشهاي ناشي از خمش و تنشهاي بوجود آمده از این انحنا کاهش یافته و لذا فاصله محور خنثي از لایه مرکزي ورق کاهش مي یابد.

روش تحقیق

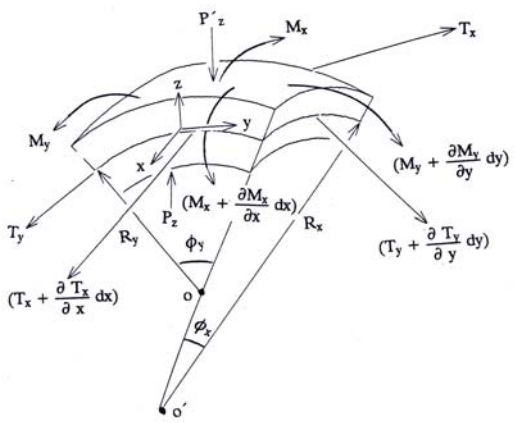
مدل در نظر گرفته شده در این مقاله، ورقي است با دو انحناي اصلي و ضخامت t که نیروهاي کششي و ممان هاي خمشي مطابق شكل (۱) به آن اعمال مي گردند. فرضیاتي که با توجه به سایر مقالات موجود در رابطه با حالت یک انحناي اصلي، در این مقاله نیز استفاده شده اند عبارتند از: ۱- صرفنظر کردن از کرنشهاي برشي عمودي (یعني مقاطع مسطح که در ابتدا عمود بر صفحه میاني بوده اند، پس از خمش به حالت عمود بر این صفحه باقي مي مانند). ۲- ثابت بودن حجم ورق در ضمن تغییر شكل. ۳- صرفنظر نمودن از ممان هاي پیچشي. ۴- عدم وجود نیرو هاي اصطکاکي، که در فرمولاسیون و برنامه اي که به زبان C نوشته شده است، به کار گرفته شده اند.

نیروهای اعمالی

با نوشتن روابط تعادل و اعمال شرایط مرزي، فشار وارد بر ابزار به صورت زیر قابل محاسبه است:

$$P_Z = \frac{T_X R_Y + T_Y R_X}{R_Y R_X} \qquad (۱)$$

که R_x و R_y بترتیب شعاعهاي انحنا در جهت X و Y میباشند.



شكل ۱: ورق با دو انحناي اصلي و اجزاي آن.

البته لازم به ذكر است كه M_x و M_y ممان اعمالي بر واحد طول، T_x و T_y نيرو اعمالي بر واحد طول، P_z نيرو بر واحد سطح و R_{xi} و R_{yi} شعاع انحناي داخلي ورق در جهات x و y مي باشند.

تغييرات ضخامت در حين تغيير شكل

در طول تغيير فرم ضخامت ورق تغيير مي نمايد. با استفاده از فرض ثابت بودن حجم ورق، ميزان جابجايي لايه هاي مختلف ورق بدست آمده و با توجه به ثابت بودن لايه زيرين كه در تماس با ابزار مي باشد، ضخامت ورق پس از تغيير شكل با استفاده از رابطه (۲) بدست مي آيد:

$$t = Z_{0.5} + 0.5t_0 \qquad (۲)$$

كه در آن $Z_{0.5}$، ميزان جابجايي لايه مياني و t_0 ضخامت اوليه ورق مي باشد.

روابط تعادل

معادله تعادل در جهت z به صورت زير نوشته مي شود:

$$\frac{d\sigma_Z}{dz} = (\sigma_X - \sigma_Z)k_X + (\sigma_Y - \sigma_Z)k_Y \qquad (۳)$$

كه در آن $k_x=1/R_x$ و $k_y=1/R_y$ مي باشند. جهت حل معادله فوق و بدست آوردن مقادير تنشها با استفاده از معيار ترسكا براي لايه هاي بالا و پايين محور خنثي خواهيم داشت:

$$\sigma_Y - \sigma_Z = \sigma_f \qquad -C \le Z \le \frac{t}{2} \qquad (٤)$$

$$\sigma_Z - \sigma_Y = \sigma_f \qquad \frac{-t}{2} \le Z \le -C \qquad (٥)$$

كه در آن σ_f تنش سيلان هر لايه مي باشد. از آنجايي كه معادله (۳) شامل سه مؤلفه تنش مي باشد، براي حل آن پارامتر جديدي كه با m نمايش داده مي شود، به صورت زير تعريف مي گردد:

$$\sigma_X - \sigma_Z = m\sigma_f \qquad -C \le Z \le \frac{t}{2} \qquad (٦)$$

$$\sigma_Z - \sigma_X = m\sigma_f \qquad \frac{-t}{2} \le Z \le -C \qquad (٧)$$

كه اين پارامتر، مقداري ثابت بوده و توسط يک فرآيند سعي و خطا بدست مي آيد.

با حل معادله تعادل (۳) با استفاده از روابط (۴)-(۷) و اعمال شرايط مرزي مؤلفه هاي تنش بدست مي آيند، كه براي لايه هاي پايين محور خنثي به صورت روابط (۸).

$$\sigma_{xI} = -P_z - \sigma_f\left[m + Ln\left[\left(\frac{R_x+z}{R_{xi}}\right)^m\left(\frac{R_y+z}{R_{yi}}\right)\right]\right]$$
$$\sigma_{yI} = -P_z - \sigma_f\left[1 + Ln\left[\left(\frac{R_x+z}{R_{xi}}\right)^m\left(\frac{R_y+z}{R_{yi}}\right)\right]\right] \qquad (۸)$$
$$\sigma_{zI} = -P_z - \sigma_f\left[Ln\left[\left(\frac{R_x+z}{R_{xi}}\right)^m\left(\frac{R_y+z}{R_{yi}}\right)\right]\right]$$

و براي لايه هاي بالاي محور خنثي به صورت روابط (۹)، نوشته مي شوند.

$$\sigma_{xII} = \sigma_f\left[m + Ln\left[\left(\frac{R_x+z}{R_{x0}}\right)^m\left(\frac{R_y+z}{R_{y0}}\right)\right]\right]$$
$$\sigma_{yII} = \sigma_f\left[1 + Ln\left[\left(\frac{R_x+z}{R_{x0}}\right)^m\left(\frac{R_y+z}{R_{y0}}\right)\right]\right] \qquad (۹)$$
$$\sigma_{zII} = \sigma_f\left[Ln\left[\left(\frac{R_x+z}{R_{x0}}\right)^m\left(\frac{R_y+z}{R_{y0}}\right)\right]\right]$$

كه در آنها R_{xo} و R_{yo} شعاع هاي انحناي لايه بيروني ورق مي باشند.

جابجايي محور خنثي

با استفاده از خاصيت پيوستگي تنش در جهت z بر روي محور خنثي، مقدار جابجايي محور خنثي به صورت زير قابل محاسبه است.

$$e^{-\frac{p_z}{\sigma_f}} = \frac{(R_X - C)^{2m}(R_Y - C)^2}{R_{Xi}^m R_{Xo}^m R_{Yi} R_{Yo}} \qquad (۱۰)$$

كه در آن پارامتر C مشخص كننده قدر مطلق ميزان جابجايي محور خنثي مي باشد. حال اگر رابطه فوق را به حالت خمش استوانه اي تحت كشش ساده كنيم، خواهيم داشت:

$$C = R_Y - \sqrt{R_{Yi}R_{Yo}e^{\frac{-P_z}{\sigma_f}}} \qquad (۱۱)$$

که این رابطه همان رابطه اي است که توسط هیل [۶] براي حالت تک انحنا بدست آمده است.

محاسبه مقدار m

با استفاده از روابط (۸) و (۹)، مي توان مقدار کشش بر واحد طول ورق را از رابطه زیر بدست آورد:

$$T_x = \int_{-\frac{t}{2}}^{-C}\sigma_{xI}\,dz + \int_{-C}^{\frac{t}{2}}\sigma_{xII}\,dz$$

$$T_y = \int_{-\frac{t}{2}}^{-C}\sigma_{yI}\,dz + \int_{-C}^{\frac{t}{2}}\sigma_{yII}\,dz \qquad (۱۲)$$

با کم کردن T_x از T_y خواهیم داشت:

$$T_y - T_x = \int_{-\frac{t}{2}}^{-C}(m-1)\sigma_f\,dz + \int_{-C}^{\frac{t}{2}}(1-m)\sigma_f\,dz \qquad (۱۳)$$

با معلوم بودن عبارت سمت چپ رابطه فوق مي توان مقدار m را به روش سعي و خطا به دست آورد.

محاسبه کرنشها

مقدار کرنش در هر لایه از ورق را مي توان توسط روابط زیر بدست آورد:

$$\varepsilon_x = Ln\,(1+\frac{z+C}{R_x}) + \frac{1}{E}(\frac{T_x}{t} - \upsilon\frac{T_y}{t})$$

$$\varepsilon_y = Ln\,(1+\frac{z+C}{R_y}) + \frac{1}{E}(\frac{T_x}{t} - \upsilon\frac{T_y}{t}) \qquad (١٤)$$

$$\varepsilon_z = Ln\,(\frac{t}{t_0}) - \frac{\upsilon}{E}\frac{T_x+T_y}{t}$$

حال از آنجایي که مقدار ε_x و ε_y بر روي محور خنثي برابر با صفر هستند، مقادیر T_x و T_y مي بایست از رابطه زیر پیروي نمایند:

$$\frac{R_x O^{(T_x-\upsilon T_y)} - R_y O^{(T_y-\upsilon T_x)}}{(R_x - R_y)} = 1 \qquad (۱۵)$$

که $O = e^{\frac{-1}{tE}}$ است. لازم به ذکر است که در مرحله رفت از هر سه مؤلفه تنش استفاده مي گردد، ولي در مرحله باربرداري به علت کوچک بودن مقدار کرنش ضخامتي ε_z ،از آن صرفنظر مي شود. بنابراین کرنش معادل به صورت زیر بدست مي آید:

$$\bar{\varepsilon} = \frac{1+r}{\sqrt{1+2r}}\sqrt{\varepsilon_x^2 + \varepsilon_y^2 + \frac{2r}{1+r}\varepsilon_x\varepsilon_y} \qquad (۱۶)$$

محاسبه تنش سیلان

یک فرض مهم که در این مقاله به کار گرفته شده است تغییر مدول الاستیک با کرنش مي باشد که به صورت زیر ظاهر مي گردد[۱]:

$$E = E_0 e^{\left(e\bar{\varepsilon}^3 + f\bar{\varepsilon}^2 + g\bar{\varepsilon}\right)} \qquad (۱۷)$$

که در آن e، f و g اعداد ثابت هستند.

در این مقاله، مدل پلاستیسیته یوشیدا [۱۲،۱۳و۱٤] براي محاسبه تنش سیلان هر لایه مورد استفاده قرارگرفته است. این مدل در چارچوب مدل دوسطحي و با فرض هاي زیر بدست آمده است:

- سخت شوندگي کینماتیک براي سطح تسلیم
- سخت شوندگي ایزوتروپیک-کینماتیک براي سطح باند.

بنابراین توابع سطح تسیلم و باند (به ترتیب f و F) را مي توان به صورت زیر نوشت:

$$f = \frac{3}{2}(S-\alpha):(S-\alpha) - Y^2 \qquad (۱۸)$$

$$F = \frac{3}{2}(S-\beta):(S-\beta) - (B+R)^2 = 0$$

که در آن Y، α و β به ترتیب نشان دهنده استحکام تسلیم اولیه و مراکز سطوح تسلیم و باند هستند. همچنین B و R به ترتیب مشخص کننده اندازه اولیه و پارامتر سخت شوندگي ایزوتروپیک سطح باند مي باشند.

در این مدل جدید، یوشیدا و یوموري یک پارامتر جدید $\alpha_* = \alpha - \beta$ را تعریف کردند، که بیان کننده جابجایي کینماتیک نسبي سطح تسلیم نسبت به سطح باند مي باشد که توسط رابطه زیر بدست مي آید:

$$\overset{\circ}{\alpha}_* = \sqrt{\frac{2}{3}}C'a\dot{p}\left[\mathbf{n}_p - \sqrt{\frac{\bar{\alpha}_*}{a}}\mathbf{n}_*\right] \qquad (۱۹)$$

$$\bar{\alpha}_* = \sqrt{\frac{3}{2}\alpha_*:\alpha_*}$$

$$\dot{p} = \sqrt{(2/3)D^p:D^p} \qquad a = B+R-Y$$

در حالي که C' یک پارامتر مادي است که نرخ سخت شوندگي کینماتیک را کنترل مي کند. رابطه فوق بیان کننده این مطلب است که سطح تسلیم به گونه اي حرکت مي کند که موقعیت تنش فعلي بر روي سطح تسلیم به سمت موقعیت متناظر آن بر روي سطح باند میل کند (رجوع شود به مراجع [۱۲،۱۳و۱۴]).

معادلات برگشت فنری

پس از محاسبه مقدار m و سپس مقادیر تنشها، ممان هاي خمشي در انتهاي مسیر بارگذاري را مي توان از روابط زیر بدست آورد:

$$M_x = \int_{-\frac{t}{2}}^{-C}\sigma_{xI}Z\,dz + \int_{-C}^{\frac{t}{2}}\sigma_{xII}Z\,dz \qquad (۲۰)$$

$$M_y = \int_{-\frac{t}{2}}^{-C} \sigma_{yI} Zdz + \int_{-C}^{\frac{t}{2}} \sigma_{yII} Zdz \quad (۲۱)$$

حال از آنجايي كه برگشت فنري يک فرآيند كاملاً الاستيک مي باشد، لذا جمع جبري ممان هاي خمشي انتهاي مسير رفت با تغييرات ممان هاي خمشي ناشي از باربرداري برابر صفر مي گردد:

$$M_x - \Delta M_x = 0 \quad (۲۲)$$
$$M_y - \Delta M_y = 0$$

از طرف ديگر روابط مربوط به تغييرات ممان هاي خمشي به صورت زير است:

$$\Delta M_x = \int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}} \frac{E}{1-\nu^2} \Delta\varepsilon_x Zdz \quad (۲۳)$$

$$\Delta M_y = \int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}} \frac{E}{1-\nu^2} \Delta\varepsilon_y Zdz \quad (۲٤)$$

حال با حل عددي معادلات فوق مي توان تغييرات كرنش ناشي از باربرداري و در نتيجه ميزان برگشت فنري ورق را محاسبه نمود.

روش عددی محاسبات

جهت محاسبه برگشت فنري در ورق هاي با دو انحناي اصلي، ابتدا خواص ماده، هندسه ابزار و نيروهاي كششي اعمالي به ورق مي بايست مشخص گردند. پس از آن ضخامت ورق پس از تغيير شكل توسط رابطه (۲) قابل محاسبه است. در مرحله بعد، مقدار كرنشها و در نتيجه مقادير تنش سيلان هر لايه محاسبه مي گردد. سپس يک مقدار m اوليه در نظر گرفته شده و با مفروض بودن مقادير نيروها، مقدار واقعي پارامتر m به كمک سعي و خطا بدست مي آيد. در نهايت محل اصلي سطح خنثي و مقادير ممان هاي خمشي در انتهاي مسير رفت بدست مي آيند. حال با اين فرض كه مقدار ممان هاي خمشي در انتهاي مسير باربرداري برابر با صفر است و با كمک يک روش عددي مي توان مقدار نهايي شعاع هاي انحنا را بدست آورد.

براي شبيه سازي برگشت فنري از يك ورق SPCC (به ورقهای فولادی با کیفیت مناسب برای شکلدهی براساس استاندارد JIS G3141. اطلاق می گردد) با مشخصات مندرج در جدول (۱) استفاده شد. انحناهاي قالب، نيروهاي كششي و ضخامت ورقهاي استفاده شده، همانند مشخصات آزمايش ها انتخاب گرديد.

روش آزمایشگاهی

جهت تاييد فرمولاسيون بدست آمده يك سري آزمايشات، طراحي شد. اين آزمايش ها جهت بررسي اثر تغييرات ضخامت اوليه بربرگشت فنري ورقهاي فولادي طراحي شد، كه ليست آزمايش ها در جدول (۲) آورده شده است.

همان گونه كه قابل مشاهده است، آزمايش ها بر روي سه ورق فولادي SPCC با ضخامت متفاوت صورت گرفته است. انحناها، نيروهاي كششي و ساير ثوابت ماده و شرايط آزمايشگاهي ثابت در نظر گرفته شد. نتايج آزمايش های انجام شده جهت مقايسه با نتايج بدست آمده از فرمولاسيون و برنامه كامپيوتري ارائه شده در اين تحقيق مورد استفاده قرارگرفت كه در بخش نتايج و بحث ارائه خواهد گرديد.

قالب و سمبه مورد استفاده در اين تحقيق، به كمک نرم افزار CATIA طراحي شد. انحناهاي قالب به صورتي در نظر گرفته شد، كه ورق پس از تغيير شكل وارد منطقه پلاستيک گردد. نقشه قالب و سمبه طراحي شده جهت انجام آزمايش ها نيز در شكل (۲) آورده شده است.

نتایج و بحث

ابعاد انتخاب شده براي ابزار و ضخامت ورق فولادي (جدول ۲) به نحوي است كه با اعمال خمش خالص مطمئنا تغيير شكل پلاستيك رخ خواهد داد. زيرا حداقل كرنش تجربه شده در سطح ورق بدون اعمال كشش برابر با ۰/۰۰۳ ميگردد، در صورتي كه در كار اصنافي[۱۸]كرنش تجربه شده در حد الاستيك بوده و تغيير شكل پلاستيك بر اثر اعمال نيروي كششي بدست آمده است.

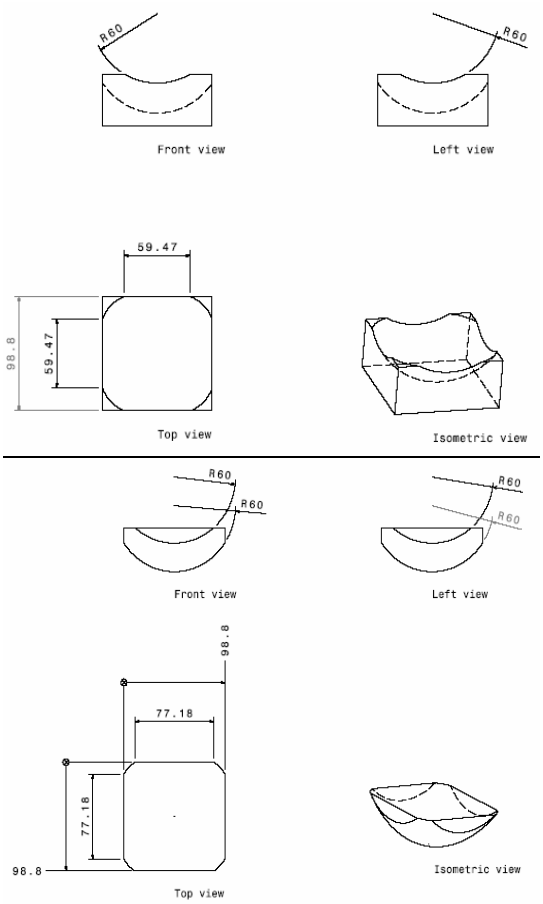
اما زماني كه ورق فلزي همراه با خمش تحت نيروي كششي قرار مي گيرد، همانگونه كه در بخش فرمولاسيون بيان شد، ممان هاي خمشي از انتگرال گيري در جهت ضخامت ورق (روابط ۲۰ و ۲۱) بدست مي آيند. بررسي روابط فوق نشان ميدهد كه ممان خمشي در واقع مجموعي از حاصل ضرب تنش هر لايه در فاصله آن لايه از لايه مركزي مي باشد. از آنجايي كه لايه مركزي به عنوان مبدأ انتخاب مي شود، ارتفاع آن برابر با صفر است و انتهاي لايه در تماس با ابزار (t/2-) و لايه بالايي (t/2) مي باشد. لذا تنشهاي نيمه فوقاني كه كششي هستند در

جدول ۱ : خواص ورق SPCC مورد استفاده در آزمایشات.

E_0 (GPa)	ν	Y (MPa)	c
۲۰۶	۰/۳	۱۷۲	۵۰۰
B (MPa)	R_{sat} (MPa)	b (MPa)	m
۱۶۸	۱۹۰	۹	۱۲

جدول ۲ : لیست و مشخصات آزمایشات انجام گرفته.

شماره آزمایش	انحناهاي قالب (mm)		نیروهاي کششي (Kg)		ضخامت ورق (mm)
	R_x	R_y	T_x	T_y	t
۱	۱۲۰	۶۰	۰/۳۲	۲	۰/۸
۲	۱۲۰	۶۰	۰/۴۵	۲	۱/۰
۳	۱۲۰	۶۰	۰/۶۷	۲	۱/۲



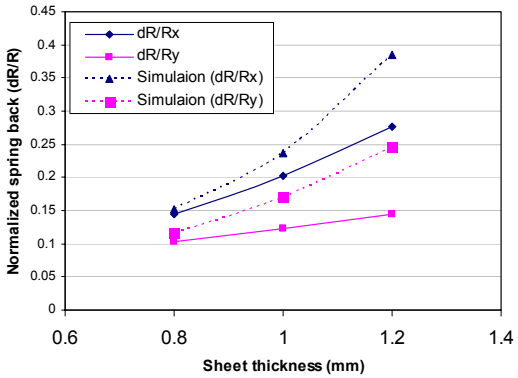
شکل ۲ : قالب و پانچ با شعاع هاي انحناي ۶۰ و ۶۰ میلیمتر.

يك مقدار مثبت و تنشهاي نيمه پايیني در يك مقدار منفي ضرب مي شوند. بنابراين مقدار ممان هنگامي به حداقل مي رسد كه دامنه توزيع تنش (فاصله بين بزرگترين و كوچكترين تنش) به حداقل ممكن برسد. از طرف ديگر با اعمال نيروي كششي همزمان با اعمال خمش بر ورق، لايه خنثي كه تنشها در آن برابر صفر مي گردد، حركت كرده و از لايه مركزي به سمت ابزار حركت مي كند. بنابراين لايه هاي الاستيك نيز به سمت نيمه پايیني حركت مي كنند. اين حركت لايه خنثي به سمت نيمه پايیني باعث مي شود تعدادي از لايه هاي نيمه پايیني ورق نيز كه قبلا تحت فشار بودند، اكنون تحت كشش قرار گيرند. حال اين مقدار مثبت تنش هاي كششي در مقدار منفي ارتفاع ضرب شده و يك مقدار منفي را نتيجه مي دهد كه باعث مي شود مقدار ممان كاهش يابد. از طرف ديگر لايه هاي زير محور خنثي نيز تحت تنش هاي فشاري كمتري قرار مي گيرند، كه اين خود نيز باعث كوچكتر شدن مقدار ممان هاي كلي بدست آمده مي گردد. حال با توجه به موارد ذكر شده مي توان نتيجه گرفت كه هر چه جابجايي محور خنثي از مركز ورق بيشتر شود، ممان هاي انتهاي مسير بارگذاري نيز كاهش بيشتري مي يابد. از طرف ديگر با كاهش ممان هاي خمشي انتهاي مسير رفت، ميزان برگشت فنري نيز كه با آن رابطه مستقيم دارد، كاهش مي يابد. اين نتايج با نتايج آزمايش های ديگران مطابقت دارد[۹-۲].

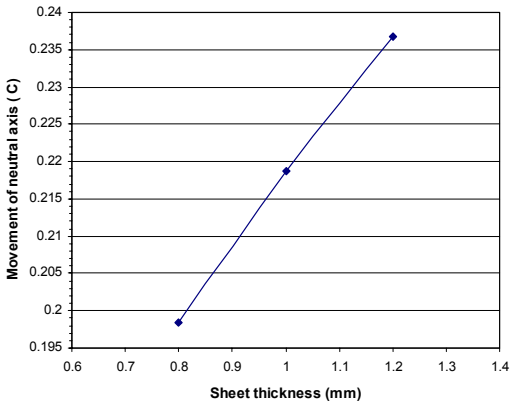
در شكل(۳) نتايج آزمايش های تجربي با نتايج بدست آمده از فرمولاسيون و برنامه كامپيوتري نوشته شده در خصوص اثر ضخامت ورق اوليه بر ميزان برگشت فنري در دو راستاي x و y نشان داده شده است. همانگونه كه در نمودارهاي موجود در شكل (۳) مشاهده مي شود، برگشت فنري ورق در هردو جهت x و y با افزايش ضخامت ورق افزايش مي يابد.

جهت توجيه افزايش برگشت فنري با ضخامت، از تغيير محل صفحه خنثي ميتوان استفاده كرد. در شكل (۴) جابجائي محل صفحه ويا محور خنثي نشان داده شده است. همانگونه كه قابل مشاهده است، با ثابت بودن ساير پارامترها بجز ضخامت ورق، تغييرات جابجايي محور خنثي با ضخامت ورق بسيار كم است. اما همين جابجائي محور خنثي باعث مي شود كه ممان هاي خمشي انتهاي مسير بارگذاري كاهش يابد. در حالي كه افزايش ضخامت ورق باعث مي شود كه تعداد لايه هاي بيشتري تحت تنش قرار گرفته و لذا دامنه توزيع تنش افزايش يافته و به تبع آن

ممان هاي خمشي نيز افزايش يابند. اما مجموع اثر اين دو عامل باعث مي شود ممان هاي خمشي بوجود آمده حاصل از انتگرال گيري تنشها در جهت ضخامت، افزايش يابد. زيرا افزايش ضخامت به حدي است كه افزايش جابجايي محور خنثي، قادر به خنثي نمودن آن نمي باشد لذا برگشت فنري افزايش مي يابد. با توجه به بحث هاي فوق مي توان نتيجه گرفت كه در صورت استفاده از تغييرات مقدار نرماله شده جابجايي محور خنثي (2C/t) با ضخامت ورق (شكل ۵) بجاي قدر مطلق آن مطالب ذكر شده بهتر ارائه ميشود. مقايسه اشكال (۴) و (۵) نيز نشان ميدهدكه با وجود افزايش جابجايي محور خنثي، مقدار نرماله شده آن با افزايش ضخامت، كاهش مي يابد. اما اين تغيير مقدار نرماله شده، آنچنان كم است كه توان جبران افزايش ممان بر اثر افزايش ضخامت را ندارد و در نتيجه ميزان برگشت فنري افزايش مي يابد(اشكال ۳ و ۵).

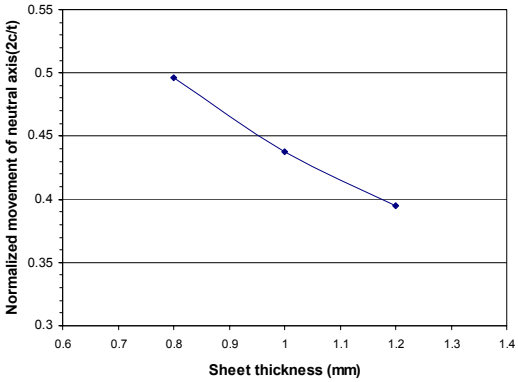


شكل ۳ : نتايج آزمايشگاهي و تحليلي برگشت فنري بر حسب ضخامت ورق.



شكل ۴ : ميزان جابجايي محور خنثي بر حسب ضخامت ورق.

مقايسه نتايج حاصل از محاسبات و آزمايشها روندكلي افزايش ميزان برگشت فنري با افزايش ضخامت اوليه ورق را نشان مي دهد. اما اختلاف بين نتايج آزمايشگاهي و نتايج تحليلي با افزايش ضخامت افزايش مي يابد كه نشان دهنده صادق بودن مدل در وضعيت فعلي براي ضخامتهاي اوليه كم ورق فولادي مي باشد.



شكل ۵ : مقدار نرماله شده جابجايي محور خنثي بر حسب ضخامت ورق.

نتيجه گيري

در اين تحقيق روشي نوين براي پيش بيني برگشت فنري ورقهايي با دو انحناي اصلي، پس از عمليات شكل دهي و باربرداري ارائه شده است. روابط ارائه شده براساس يك مدل سه بعدي استوار بوده و براي محاسبه برگشت فنري از يك مدل پلاستيسيته اصلاح شده دو سطحي استفاده شده است تا اثر بوشينگر يا همان تسليم زودهنگام در مرحله باربرداري نيز لحاظ شده و نتايج دقيق تري بدست آيد. بررسي نظري مدل ارائه شده، مشخص مي سازد كه ممان هاي انتهاي مسير رفت عامل اصلي در برگشت فنري نهايي مي باشد. لذا هر عاملي كه باعث تغيير در مقدار ممانهاي خمشي در پايان مرحله بارگذاري شود، مي تواند بر برگشت فنري تاثيرگذار باشد. در اين تحقيق، يك سري برنامه هاي رايانه اي بر اساس روابط استخراج شده براي پيش بيني برگشت فنري نوشته شده است كه با گرفتن مشخصات هندسي قالب، جنس و مشخصات ماده و مقدار نيروي كششي در دوجهت به عنوان ورودي، ميزان برگشت فنري را پيش بيني مي نمايند.

جهت ارزيابي عملي مدل ارائه شده، يكسري آزمايشهاي تجربي برروي ورقهاي فولادي با ضخامتهاي متفاوت ۰/۸ تا ۱/۲ ميليمتر انجام و نتايج حاصل با نتايج محاسباتي مقايسه شد. حاصل مقايسه را مي توان بصورت زير خلاصه نمود:

١- برگشت فنري ورق با دو انحناي اصلي با افزايش ضخامت، در حالي كه ساير پارامترها ثابت باشند، افزايش مي يابد.

٢- بررسي ها نشان مي دهد كه با افزايش ضخامت ورق، به ميزان جابجايي محور خنثي افزوده مي شود. اما از طرف ديگر مقدار نرماله شده جابجايي محور خنثي كاهش مي يابد.

٣- مدل حاضر در ضخامتها كم نتايج مطلوبي بدست ميدهد.

مراجع

1- Gangi, M.R, Parsa, M. H. and Mashhadi, M. M. (1998). "Prediction of spring back in anisotropic sheet with two curvature." *The Second Annual Conference of Iranian Metallurgical Society*, Sharif University of Technology, Tehran, Iran, PP.427-436.

2 - Gardiner, F. J. (1975). "The springback of metals." *Trans. ASME,* Vol. 79, PP. 1-9.

3 - Crandall, S. H. (1957). "Discussion of Gardiner's paper." *Trans. ASME,* Vol. 79, PP. 7-8.

4 - Queener, C. A. and DeAngelis, R. J. (1968). "Elastic springback and residual stress in sheet metal formed by bending." *A.S.M. Transactions,* Vol. 61, PP. 757-768.

5 - Hill, R. (1951). *The mathematical theory of plasticity*, London, Oxford University Press.

6 - Proksa, F. (1959). *Plastische biegen von blechen*, der stahlbau, PP. 29-36.

7 - Zhang, Z. T. and Lee, D. (1995). "Devolpement of a new model for plane strain bending and springback analysis." *Journal of materials Engineering Performance,* Vol. 4, No. 3, PP. 291-300.

8 - Samuel, M. (2000). "Experimental and numerical prediction of springback and side wall curl in U-bendings of anisotropic sheet metals." *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 105, PP. 382-393.

9 - Pourboghrat, F. And Chu, E. (1995). "Prediction of spring-back and side-wall curl in 2-D draw bending." *Journal of Materials Processing Technology,* Vol. 50, PP. 361-374.

10 - Jenn-Terng Gau, Gary L. Kinzel, (2001). "A new model for springback prediction in which the Bauschinger effect is considered." *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 43, PP. 1813–1832.

11 - Geng, Lumin and Wagoner, R. H. (2002). "Role of plastic anisotropy and its evolution on springback." *Int. J. Mech. Sci.,* Vol. 44, PP. 123-148.

12 - Fusahito Yoshida, Takeshi Uemori, Kenji Fujiwara, (2002). "Elastic–plastic behavior of steel sheets under in-plane cyclic tension–compression at large strain." *International Journal of Plasticity,* Vol. 18, PP. 633–659.

13 - Yoshida, F. and Uemori, T. (2002). "A model of large-strain cyclic plasticity describing the Bauschinger effect and workhardening stagnation." *International Journal of Mechanical Sciences,* Vol. 18, PP. 661–686.

14 - Yoshida, F. and Uemori, T. (2003). "A model of large-strain cyclic plasticity and its application to springback simulation." *International Journal of Mechanical Sciences,* Vol. 45, PP. 1687–1702.

15 - Xue, P., Yu, T. X. and Chu, E. (1999). "Theoretical prediction of the springback of metal sheets after a double-curvature forming operation." *International Journal of Mechanical Sciences,* Vol. 89-90, PP. 65-71.

16 - Xue, P., Yu, T. X. and Chu, E. (2001). "An energy approach for predicting springback of metal sheets after double-curvature forming Part I: axisymmetric stamping." *International Journal of Mechanical Sciences,* Vol. 43, PP. 1893-1914.

17 - Xue, P., Yu, T. X. and Chu, E. (2001). "An energy approach for predicting springback of metal sheets after double-curvature forming Part II: Unequal double-curvature forming." *International Journal of Mechanical Sciences,* Vol. 43, PP. 1915-1924.

18 - Asnafi, N. (2001). "On springback of double-curved autobody panels." *International Journal of Mechanical Sciences,* Vol. 43, PP. 5-37.