



دانشگاه تربیت مدرس  
دانشکده مهندسی مکانیک  
رساله دکتری  
رشته مهندسی مکانیک  
گرایش ساخت و تولید

# بررسی تحلیلی عددی چین خوردگی پروفیل کانالی با مقطع متغیر در شکل دهی غلتکی انعطاف پذیر

نگارنده

محمد مهدی کسائی

استاد راهنما

دکتر حسن مسلمی نائینی

دکتر مجتبی قدسی

استاد مشاور

دکتر غلامحسین لیاقت

دکتر مهدی سلمانی تهرانی

دی ۱۳۹۴





بسمه تعالی

## تاییدیه اعضای هیات داوران حاضر در جلسه دفاع از رساله دکتری

آقای محمدمهدی کسانلی رساله ۲۴ واحدی خود را با عنوان بررسی تحلیلی عددی چین خوردگی پروفیل کانالی با مقطع متغیر در شکل دهی غلتکی انعطاف پذیر در تاریخ ۱۳۹۴/۱۰/۲۹ ارائه کردند. اعضای هیات داوران نسخه نهایی این رساله را از نظر فرم و محتوا تایید کرده و پذیرش آنرا برای تکمیل درجه دکتری مهندسی مکانیک - ساخت و تولید پیشنهاد می کنند.

عضو هیات داوران	نام و نام خانوادگی	رتبه علمی	امضا
استاد راهنما	دکتر حسن مسلمی نائینی	استاد	
استاد راهنمای دوم	دکتر مجتبی قدسی	استادیار	
استاد مشاور	دکتر غلامحسین لیاقت	استاد	
استاد مشاور	دکتر مهدی سلمانی تهرانی	استادیار	
استاد ناظر	دکتر محمد جواد ناطق	دانشیار	
استاد ناظر	دکتر محمد گلزار	دانشیار	
استاد ناظر	دکتر احمد عاصم پور	استاد	
استاد ناظر	دکتر مهدی تاجداری	استاد	
استاد ناظر	دکتر محمد جواد ناطق	دانشیار	

## آیین نامه حق مالکیت مادی و معنوی در مورد نتایج پژوهش های علمی دانشگاه تربیت مدرس

**مقدمه:** با عنایت به سیاست های پژوهشی و فناوری دانشگاه در راستای تحقق عدالت و کرامت انسانها که لازمه شکوفایی علمی و فنی است و رعایت حقوق مادی و معنوی دانشگاه و پژوهشگران، لازم است اعضای هیأت علمی، دانشجویان، دانش آموختگان و دیگر همکاران طرح، در مورد نتایج پژوهش های علمی که تحت عناوین پایان نامه، رساله و طرح های تحقیقاتی با هماهنگی دانشگاه انجام شده است، موارد زیر را رعایت نمایند:

ماده ۱- حق نشر و تکثیر پایان نامه/ رساله و درآمدهای حاصل از آنها متعلق به دانشگاه می باشد ولی حقوق معنوی پدید آورندگان محفوظ خواهد بود.

ماده ۲- انتشار مقاله یا مقالات مستخرج از پایان نامه/ رساله به صورت چاپ در نشریات علمی و یا ارائه در مجامع علمی باید به نام دانشگاه بوده و با تایید استاد راهنمای اصلی، یکی از اساتید راهنما، مشاور و یا دانشجو مسئول مکاتبات مقاله باشد. ولی مسئولیت علمی مقاله مستخرج از پایان نامه و رساله به عهده اساتید راهنما و دانشجو می باشد.

تبصره: در مقالاتی که پس از دانش آموختگی بصورت ترکیبی از اطلاعات جدید و نتایج حاصل از پایان نامه/ رساله نیز منتشر می شود نیز باید نام دانشگاه درج شود.

ماده ۳- انتشار کتاب، نرم افزار و یا آثار ویژه (اثری هنری مانند فیلم، عکس، نقاشی و نمایشنامه) حاصل از نتایج پایان نامه/ رساله و تمامی طرح های تحقیقاتی کلیه واحدهای دانشگاه اعم از دانشکده ها، مراکز تحقیقاتی، پژوهشکده ها، پارک علم و فناوری و دیگر واحدها باید با مجوز کتبی صادره از معاونت پژوهشی دانشگاه و براساس آئین نامه های مصوب انجام شود.

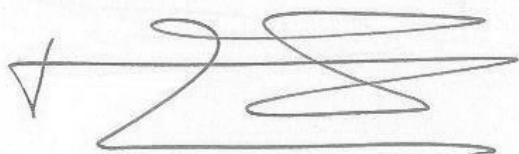
ماده ۴- ثبت اختراع و تدوین دانش فنی و یا ارائه یافته ها در جشنواره های ملی، منطقه ای و بین المللی که حاصل نتایج مستخرج از پایان نامه/ رساله و تمامی طرح های تحقیقاتی دانشگاه باید با هماهنگی استاد راهنما یا مجری طرح از طریق معاونت پژوهشی دانشگاه انجام گیرد.

ماده ۵- این آیین نامه در ۵ ماده و یک تبصره در تاریخ ۸۷/۴/۱ در شورای پژوهشی و در تاریخ ۸۷/۴/۲۳ در هیأت رئیسه دانشگاه به تایید رسید و در جلسه مورخ ۸۷/۷/۱۵ شورای دانشگاه به تصویب رسیده و از تاریخ تصویب در شورای دانشگاه لازم الاجرا است.

«اینجانب محمد مهدی کسائی دانشجوی رشته مهندسی مکانیک گرایش ساخت و تولید ورودی سال تحصیلی ۱۳۸۹ مقطع دکتری دانشکده مهندسی مکانیک متعهد می شوم کلیه نکات مندرج در آئین نامه حق مالکیت مادی و معنوی در مورد نتایج پژوهش های علمی دانشگاه تربیت مدرس را در انتشار یافته های علمی مستخرج از پایان نامه / رساله تحصیلی خود رعایت نمایم. در صورت تخلف از مفاد آئین نامه فوق الاشعار به دانشگاه وکالت و نمایندگی می دهم که از طرف اینجانب نسبت به لغو امتیاز اختراع بنام بنده و یا هر گونه امتیاز دیگر و تغییر آن به نام دانشگاه اقدام نماید. ضمناً نسبت به جبران فوری ضرر و زیان حاصله بر اساس برآورد دانشگاه اقدام خواهم نمود و بدینوسیله حق هر گونه اعتراض را از خود سلب نمودم»

نام و نام خانوادگی: محمد مهدی کسائی

تاریخ و امضا: ۹۴/۱۱/۱۷



## آیین نامه چاپ رساله‌های دانشجویان دانشگاه تربیت مدرس

نظر به اینکه چاپ و انتشار پایان نامه (رساله)‌های تحصیلی دانشجویان دانشگاه تربیت مدرس، مبین بخشی از فعالیتهای علمی - پژوهشی دانشگاه است بنابراین به منظور آگاهی و رعایت حقوق دانشگاه، دانش آموختگان این دانشگاه نسبت به رعایت موارد ذیل متعهد می‌شوند:

ماده ۱: در صورت اقدام به چاپ پایان نامه (رساله)ی خود، مراتب را قبلاً به طور کتبی به «دفتر نشر آثار علمی» دانشگاه اطلاع دهد.

ماده ۲: در صفحه سوم کتاب (پس از برگ شناسنامه) عبارت ذیل را چاپ کند:

«کتاب حاضر، حاصل رساله دکتری نگارنده در رشته مهندسی مکانیک است که در سال ۱۳۹۴ در دانشکده مهندسی مکانیک دانشگاه تربیت مدرس به راهنمایی جناب آقای دکتر حسن مسلمی نائینی و جناب آقای دکتر مجتبی قدسی، مشاوره جناب آقای دکتر غلامحسین لیاقت و جناب آقای دکتر مهدی سلمانی تهرانی از آن دفاع شده است.»

ماده ۳: به منظور جبران بخشی از هزینه‌های انتشارات دانشگاه، تعداد یک درصد شمارگان کتاب (در هر نوبت چاپ) را به «دفتر نشر آثار علمی» دانشگاه اهدا کند. دانشگاه می‌تواند مازاد نیاز خود را به نفع مرکز نشر در معرض فروش قرار دهد.

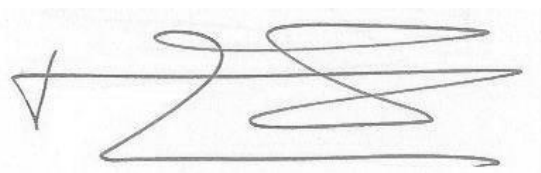
ماده ۴: در صورت عدم رعایت ماده ۳، ۵۰٪ بهای شمارگان چاپ شده را به عنوان خسارت به دانشگاه تربیت مدرس، تأدیه کند.

ماده ۵: دانشجو تعهد و قبول می‌کند در صورت خودداری از پرداخت بهای خسارت، دانشگاه می‌تواند خسارت مذکور را از طریق مراجع قضایی مطالبه و وصول کند؛ به علاوه به دانشگاه حق می‌دهد به منظور استیفای حقوق خود، از طریق دادگاه، معادل وجه مذکور در ماده ۴ را از محل توقیف کتابهای عرضه شده نگارنده برای فروش، تامین نماید.

ماده ۶: اینجانب محمد مهدی کسائی دانشجوی رشته مهندسی مکانیک مقطع دکتری تعهد فوق و ضمانت اجرایی آن را قبول کرده، به آن ملتزم می‌شوم.

نام و نام خانوادگی: محمد مهدی کسائی

تاریخ و امضا: ۹۴/۱۱/۱۷



تقدیم به

پدر و مادر مهربان و فداکارم

و همسر عزیزتر از جانم

و تقدیم به

همه کسانی که دوستشان دارم.

## سپاسگزاری

باسپاس فراوان از راهنمایی‌های حکیمانه جناب آقای دکتر حسن مسلمی نائینی که دلسوزانه بنده را در طول انجام این رساله هدایت فرمودند و نیز با قدردانی از جناب آقای دکتر غلامحسین لیاقت که مشاوره‌های دقیق ایشان در انجام این رساله راه‌گشا واقع شد. همچنین از راهنمایی‌های ارزشمند جناب آقای دکتر مجتبی قدسی در مراحل طراحی دستگاه شکل‌دهی عکسنگی انعطاف‌پذیر و مشاوره‌های جناب آقای دکتر مهدی سلمانی تهرانی کمال تشکر را دارم.

از جناب آقای پروفسور پاولو ماریترو و دکتر تیریش سیلوا به پاس راهنمایی‌ها ارزشمند و کمک‌های صمیمانه‌شان در طول دوره فرصت مطالعاتی در دانشگاه لیسبون پرتغال خاضعانه سپاسگزارم.

از جناب آقای دکتر احمد عاصم پور، جناب آقای دکتر مهدی تاجداری، جناب آقای دکتر محمد جواد ناطق و جناب آقای دکتر محمد گلزار به پاس تقبل داورى رساله نهایت سپاس را دارم.

از آقایان مهندس بنام عباس زاده و مهندس مهران محمدی که کار طراحی و ساخت دستگاه شکل‌دهی عکسنگی انعطاف‌پذیر را به مکتبری و همکاری آن‌ها صورت پذیرفت، بسیار سپاسگزارم. همچنین از آقایان دکتر روح‌اله عزیزی تفتی، دکتر جلال هاشمی، مهندس وحید زال و مهندس رضارضایی و سایر دوستان خوبم در آزمایشگاه شکل‌دهی فلزات دانشگاه تربیت مدرس تشکر و قدردانی می‌نمایم.

از حمایت‌های معاونت محترم پژوهشی دانشگاه تربیت مدرس، جناب آقای دکتر یعقوب فتح‌اللهی و مرکز همکاری‌های فناوری و نوآوری ریاست جمهوری سپاسگزارم. همچنین از شرکت فنی مهندسی ذواتقدر که در ساخت دستگاه شکل‌دهی عکسنگی انعطاف‌پذیر ما را یاری نمودند کمال تشکر را دارم.

## چکیده

فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر یکی از روش‌های نوین شکل‌دهی ورقی فلزات محسوب می‌شود که برای ساخت پروفیل‌های با سطح مقطع متغیر مورد استفاده قرار می‌گیرد. در این پروفیل‌ها به ازای هر تغییر سطح مقطع، یک ناحیه محدب و یک ناحیه مقعر شکل می‌گیرد که ناحیه محدب تحت فشار و ناحیه مقعر تحت کشش است. یکی از مهم‌ترین عیوب ایجاد شده در پروفیل‌های با سطح مقطع متغیر، چین‌خوردگی بال در بخش فشاری است که منجر به عدم دستیابی به محصولی مطلوب می‌گردد. در این رساله، مدل تحلیلی- عددی جدیدی برای پیش‌بینی چین‌خوردگی ارائه شد که هدف آن برخلاف روش‌های قبلی ارائه شده، محاسبه تنش بحرانی برای آغاز چین‌خوردگی نیست، بلکه محاسبه شاخصی است که بر مبنای آن بتوان احتمال وقوع چین‌خوردگی را پیش‌بینی کرد. در این مدل از ترکیب روش انرژی و شبیه‌سازی اجزای محدود استفاده شد، بدین ترتیب که با فرض شکل موج ورق چین‌خورده متناسب با شرایط مرزی ناحیه تحت فشار، شاخص چین‌خوردگی به صورت نسبت کار نیروهای خارجی به انرژی داخلی ورق چین‌خورده بدست آمد. این شاخص، تابعی از خواص مکانیکی ورق، هندسه ناحیه فشاری موثر و میدان تنش و کرنش ایجاد شده در ورق تغییرشکل یافته است، به همین دلیل از نتایج شبیه‌سازی اجزای محدود برای محاسبه شاخص چین‌خوردگی استفاده شد. همچنین در این رساله آزمونی جدید برای تعیین منحنی حد چین‌خوردگی ارائه شد که در آن یک ورق مستطیلی با نسبت‌های طول به عرض مختلف تحت فشار محوری قرار می‌گیرد. با استفاده از ترکیب نتایج تجربی و نتایج بدست آمده از شبیه‌سازی اجزای محدود این آزمون، منحنی حد شکل‌دهی در فضای کرنش‌های اصلی بدست آمد و سپس به فضای کرنش موثر- سه محوری تنش منتقل شد. بر مبنای منحنی حد چین‌خوردگی ارائه شده، شاخصی برای پیش‌بینی چین‌خوردگی تعریف شد. این شاخص با استفاده از یک زیربرنامه در نرم‌افزار آباکوس وارد شد و همراه با شبیه‌سازی اجزای محدود برای تعیین احتمال چین‌خوردگی بکار رفت.

در این رساله، یک دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر تک ایستگاه به منظور انجام آزمایش‌های تجربی طراحی و ساخته شد. این دستگاه دارای سه بخش ایستگاه شکل‌دهی، تغذیه ورق و بخش کنترل است. ایستگاه شکل‌دهی دارای یک سازوکار سینماتیکی موازی دو محوری برای ایجاد حرکت‌های خطی و دورانی مورد نیاز برای غلتک‌ها است که به صورت هماهنگ با بخش تغذیه ورق عمل می‌کند. با استفاده از این دستگاه، پروفیل‌های مختلفی تولید شد و اندازه‌گیری تاریخچه کرنش با کرنش سنج، اندازه‌گیری تابیدگی کف با ساعت اندازه‌گیری و اندازه‌گیری هندسه پروفیل با اسکنر سه بعدی بر روی این پروفیل‌ها انجام شد. فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر در نرم‌افزار اجزای محدود آباکوس شبیه‌سازی شد و اعتبار نتایج آن از طریق مقایسه با نتایج تجربی تأیید شد. با استفاده از نتایج شبیه‌سازی، سازوکار تغییرشکل ورق در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر مورد بررسی قرار گرفت و علت ایجاد چین‌خوردگی مشخص شد.

از معیارهای ارائه شده بر مبنای منحنی حد چین‌خوردگی و روش انرژی برای پیش‌بینی چین‌خوردگی در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر استفاده شد. نتایج آزمایش‌های تجربی نشان داد که این معیارها می‌توانند به خوبی چین‌خوردگی را در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر پیش‌بینی کنند. در ادامه با استفاده از این دو معیار، اثر پارامترهای هندسی پروفیل کانالی (طول بال، شعاع خط خم، میزان عرض ناحیه انتقال و ضخامت ورق) و اثر جنس ورق (استحکام تسلیم و نمای کارسختی) بر زاویه شکل‌دهی بحرانی مشخص گردید. نتایج نشان داد در بین کمیت‌های مورد بررسی، طول بال پروفیل، ضخامت و تنش تسلیم ورق بیشترین اثر را بر روی زاویه شکل‌دهی بحرانی دارند.

## کلمات کلیدی

شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر، پروفیل با سطح مقطع متغیر، چین‌خوردگی، روش انرژی، منحنی حد چین‌خوردگی



## فهرست مطالب

فصل ۱ مقدمه .....	۱
۱-۱- پیشگفتار .....	۱
۲-۱- فرآیند شکل‌دهی غلتکی سرد .....	۱
۳-۱- مزیت‌ها و محدودیت‌های شکل‌دهی غلتکی سرد .....	۳
۴-۱- فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر .....	۴
۵-۱- کاربرد فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر .....	۵
فصل ۲ مروری بر پژوهش‌های پیشین .....	۸
۱-۲- پیشگفتار .....	۸
۲-۲- مروری بر پژوهش‌های پیشین در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر .....	۸
۳-۲- ضرورت پژوهش درباره عیب چین‌خوردگی در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر .....	۱۲
۴-۲- مروری بر پژوهش‌های پیشین درباره چین‌خوردگی در فرآیند شکل‌دهی غلتکی سرد .....	۱۳
۵-۲- مروری بر پژوهش‌های پیشین درباره روش‌های تحلیلی پیش‌بینی چین‌خوردگی .....	۱۴
۶-۲- مروری بر پژوهش‌های پیشین درباره آزمایش‌های تجربی پیش‌بینی کننده چین‌خوردگی .....	۱۷
۷-۲- اهداف این رساله .....	۲۰
۸-۲- نوآوری‌های این رساله .....	۲۱
۹-۲- ساختار این رساله .....	۲۲
فصل ۳ شبیه‌سازی اجزای محدود فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر .....	۲۳
۱-۳- پیشگفتار .....	۲۳
۲-۳- مشخصات هندسی پروفیل هدف، ورق و غلتک‌ها .....	۲۳
۳-۳- مدل اجزای محدود .....	۲۶
۴-۳- طراحی آزمایش .....	۳۴
فصل ۴ مدل تحلیلی- عددی برای پیش‌بینی چین‌خوردگی .....	۳۶
۱-۴- پیشگفتار .....	۳۶
۲-۴- روش انرژی .....	۳۶
۳-۴- نظریه DMV برای پوسته‌های شبه کم عمق .....	۳۶
۴-۴- معادلات ساختاری تنش- کرنش برای تغییر شکل همسانگرد الاستیک و تغییر شکل ناهمسانگرد پلاستیک .....	۳۹
۵-۴- معیار چین‌خوردگی .....	۴۲
۶-۴- پیش‌بینی چین‌خوردگی در فرآیند شکل‌دهی انعطاف‌پذیر .....	۴۳
فصل ۵ طراحی و ساخت دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر .....	۴۹
۱-۵- پیشگفتار .....	۴۹
۲-۵- طراحی سازوکار حرکت دهنده ایستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر .....	۴۹
۳-۵- طراحی سازوکار بخش تغذیه ورق .....	۵۷
فصل ۶ آزمایش‌های تجربی .....	۶۰
۱-۶- پیشگفتار .....	۶۰
۲-۶- آزمون کشش تک محوری برای تعیین خواص مکانیکی ورق .....	۶۰
۳-۶- آزمون‌های شکل‌پذیری برای تعیین منحنی حد شکل‌دهی .....	۶۲
۴-۶- آزمایش‌های شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر .....	۷۱

۷۴	..... اندازه‌گیری هندسه سه بعدی پروفیل
۷۶	..... اندازه‌گیری موقعیت لبه ورق
۷۶	..... طراحی آزمایش
<b>۷۸</b>	<b>..... فصل ۷ منحنی حد چین خوردگی</b>
۷۸	..... ۱-۷ پیشگفتار
۷۸	..... ۲-۷ آزمون تعیین منحنی حد چین خوردگی
۸۰	..... ۳-۷ شبیه‌سازی اجزای محدود آزمون تعیین منحنی حد چین خوردگی
۸۱	..... ۴-۷ منحنی حد چین خوردگی
۸۶	..... ۵-۷ تعریف معیار چین خوردگی در نرم‌افزار آباکوس
<b>۸۹</b>	<b>..... فصل ۸ نتایج و بحث</b>
۸۹	..... ۱-۸ پیشگفتار
۸۹	..... ۲-۸ اعتبارسنجی مدل اجزای محدود فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر
۹۵	..... ۳-۸ هندسه سه بعدی ورق
۹۶	..... ۴-۸ بررسی تغییرشکل ورق در بخش فشاری پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر
۱۰۱	..... ۵-۸ بررسی تغییرشکل ورق در ناحیه باریک و عریض پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر
۱۰۲	..... ۶-۸ پیش‌بینی چین خوردگی با استفاده از منحنی حد چین خوردگی
۱۱۱	..... ۷-۸ پیش‌بینی چین خوردگی با استفاده از روش انرژی
۱۱۲	..... ۸-۸ اعتبارسنجی معیارهای ارائه شده برای پیش‌بینی چین خوردگی
۱۱۵	..... ۹-۸ پیش‌بینی گلوبی شدن با استفاده از منحنی حد شکل‌دهی در فضای کرنش موثر-سه محوری تنش
۱۱۶	..... ۱۰-۸ بررسی اثر کمیت‌های هندسی پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر و جنس ورق بر زاویه شکل‌دهی بحرانی
<b>۱۲۱</b>	<b>..... فصل ۹ نتیجه‌گیری و پیشنهادها برای ادامه کار</b>
۱۲۱	..... ۱-۹ پیشگفتار
۱۲۱	..... ۲-۹ نتیجه‌گیری
۱۲۳	..... ۳-۹ پیشنهاد برای ادامه کار

## فهرست علائم و نشانه‌ها

### علائم انگلیسی

افزایش طول قبل از شکست	$A$
تانسور انحنا	$b_{ij}$
عرض ناحیه فشاری موثر	$b_{ECZ}$
مدول‌های کامپلیانس	$C_{ij}$
فاصله بین غلتک تا خط تقارن در بخش باریک	$d_R$
مدول الاستیک	$E$
مدول مماسی	$E_t$
مدول سکانت	$E_s$
کرنش‌های ناشی از تنش‌های درون صفحه‌ای	$E_{ij}$
طول بال	$F$
فاصله بین غلتک بالا و پایین در ناحیه تماس با ورق	$g$
دامنه موج در آزمون تعیین حد چین خوردگی	$h$
ضریب استحکام	$k$
کرنش‌های خمشی	$K_{ij}$
فاصله افقی بین سمت راست و چپ نمونه در آزمون تعیین حد چین خوردگی	$l$
طول آزاد ابتدایی نمونه در آزمون تعیین حد چین خوردگی	$l_0$
مدول‌های سفتی لحظه‌ای	$L_{ijkl}$
مدول‌های سفتی لحظه‌ای برای حالت کرنش صفحه‌ای	$\bar{L}_{ijkl}$
طول بخش باریک	$L_N$
طول ناحیه انتقال	$L_T$
طول بخش عریض	$L_W$
تعداد نیم موج‌ها در راستای محیطی	$m$
تعداد نیم موج‌های بحرانی در راستای محیطی	$m_{cr}$
نمای کارسختی	$n$
توان در رابطه شکل موج	$P$
شعاع خط خم	$R$
شعاع لبه ورق پیش بریده شده در ناحیه کششی	$R_1$
شعاع لبه ورق پیش بریده شده در ناحیه فشاری	$R_2$
مختصات استوانه‌ای	$r, \theta, z$
ناهمسانگردی نرمال	$\bar{r}$
ضرایب ناهمسانگردی در راستای $0^\circ$ ، $45^\circ$ و $90^\circ$ نسبت به راستای نورد	$r_0, r_{45}, r_{90}$
شعاع داخلی ناحیه خم	$r_b$
شعاع غلتک پایینی	$R_{Bot}$
شعاع غلتک بالایی	$R_{Top}$
زاویه چرخش غلتک‌ها	$Ry_i$
تنش‌های انحرافی	$S_{ij}$

$t$	ضخامت ورق
$Tx_i$	حرکت خطی غلتک‌ها در امتداد محور X
$u_i$	جابه‌جایی‌های صفحه‌ای
$V$	سرعت ورق
$w$	شکل موج فرضی
$w_0$	عرض ابتدایی نمونه آزمون تعیین حد چین خوردگی
$W_1$	عرض کف بخش باریک
$W_2$	عرض کف بخش عریض
$W_e$	شاخص چین خوردگی بر مبنای روش انرژی
$W_T$	عرض ناحیه انتقال
$W_{WLC}$	شاخص چین خوردگی بر مبنای منحنی حد چین خوردگی
$x, y, z$	مختصات کارتیزین
$x_i$	مختصات پوسته
$X1_i$	حرکت خطی در امتداد محور اول سازوکار حرکت‌دهنده
$X2_i$	حرکت خطی در امتداد محور دوم سازوکار حرکت‌دهنده

#### علائم یونانی

$\alpha$	زاویه شکل‌دهی
$\Delta r$	ناهمسانگردی صفحه‌ای
$\Delta T$	کار نیروهای خارجی
$\Delta U$	انرژی داخلی ورق کمانش کرده
$\delta_{ij}$	دلته کرانکر
$\varepsilon$	کرنش حقیقی
$\varepsilon_{Com}$	کرنش باقی‌مانده در لبه ورق برای دستیابی به هندسه مطلوب در بخش فشاری
$\varepsilon_e$	کرنش مهندسی
$\varepsilon_{eng.}$	کرنش مهندسی
$\varepsilon_{ij}$	مولفه‌های کرنش
$\varepsilon_p$	کرنش پلاستیک
$d\varepsilon_{ij}$	نمو مولفه‌های کرنش
$d\varepsilon_{ij}^e$	نمو مولفه‌های کرنش الاستیک
$d\varepsilon_{ij}^p$	نموه مولفه‌های کرنش پلاستیک
$\varepsilon_{major}$	کرنش اصلی
$\varepsilon_{minor}$	کرنش فرعی
$\varepsilon_{Str}$	کرنش باقی‌مانده در لبه ورق برای دستیابی به هندسه مطلوب در بخش کششی
$\bar{\varepsilon}$	کرنش موثر
$\theta_0$	زاویه کمان ناحیه فشاری و کششی
$\nu$	ضریب پواسون
$\nu_s$	ضریب پواسون معادل
$\sigma$	تنش حقیقی

تنش مهندسی	$\sigma_{eng.}$
مولفه‌های تنش	$\sigma_{ij}$
تنش میانگین	$\sigma_m$
تنش شعاعی	$\sigma_{rr}$
استحکام کششی نهایی	$\sigma_u$
استحکام تسلیم	$\sigma_y$
تنش محیطی	$\sigma_\theta$
تنش موثر	$\bar{\sigma}$
شاخص گلویی شدن براساس منحنی حد شکل‌دهی در نرم‌افزار آباکوس	$\omega_{FLD}$

### اختصارات

FLD	Forming limit diagram
FLC	Forming limit curve
WLC	Wrinkling limit curve
DMV	Donnell-Mushtari-Vlasov
ECZ	Effective compressive zone

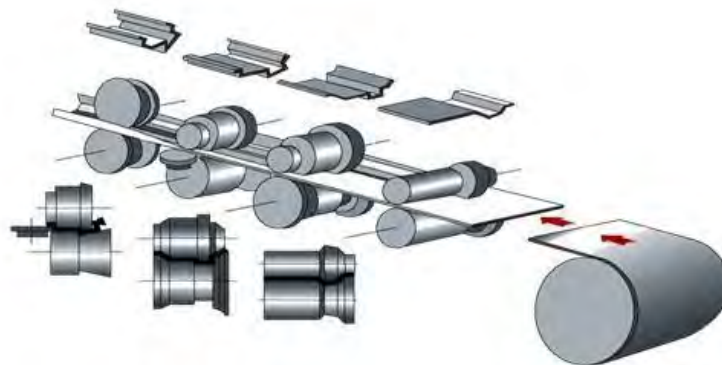
## فصل ۱ مقدمه

### ۱-۱- پیشگفتار

در این فصل فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر<sup>۱</sup> به عنوان یک فرآیند شکل‌دهی نوین فلزات معرفی می‌گردد. بدین منظور در ابتدا، مقدمه‌ای کوتاه درباره فرآیند شکل‌دهی غلتکی سرد<sup>۲</sup> ارائه می‌گردد و مزیت‌ها و محدودیت‌های این فرآیند مورد بحث قرار می‌گیرد تا ضرورت ایجاد فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر مشخص گردد. سپس در ادامه، فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر معرفی و دو نمونه از کاربردهای آن ذکر می‌گردد.

### ۲-۱- فرآیند شکل‌دهی غلتکی سرد

فرآیند شکل‌دهی غلتکی سرد، یکی از روش‌های متداول و پرکاربرد در صنعت شکل‌دهی ورقی فلزات<sup>۳</sup> است. در این فرآیند، نوار فلزی با عبور از میان چندین مجموعه غلتک دوار به صورت پیوسته و آرام تغییر شکل می‌یابد و مرحله به مرحله به شکل محصول مورد نظر نزدیک‌تر می‌شود. شکل (۱-۱) شماتیکی از فرآیند شکل‌دهی غلتکی سرد را نشان می‌دهد.



شکل (۱-۱) نمایی از شکل‌دهی غلتکی سرد [۱]

هر ایستگاه با توجه به تغییری که در پروفیل ورق ایجاد می‌کند از تعداد مشخصی غلتک تشکیل شده است. معمولاً مجموعه غلتک‌ها شامل غلتک‌های بالایی و پایینی است که در صورت نیاز از غلتک‌های جانبی در دو طرف ورق برای بهبود

<sup>1</sup> Flexible roll forming

<sup>2</sup> Cold roll forming

<sup>3</sup> Sheet metal forming

شرایط شکل‌دهی استفاده می‌شود. هم‌چنین برای سهولت در انجام فرآیند و شکل‌دهی کامل‌تر در بین ایستگاه‌های اصلی از یک سری غلتک‌های هرزگرد استفاده می‌گردد.

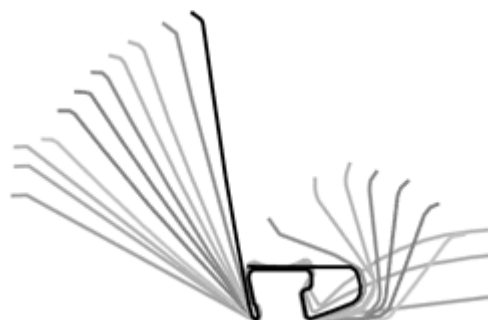
در فرآیند شکل‌دهی غلتکی سرد، ضخامت ورق، به جز در نواحی خم، در طول انجام فرآیند ثابت باقی می‌ماند. با استفاده از این فرآیند می‌توان محصولات محصولاتی که دارای سطح مقطع یکنواخت در راستای طولی می‌باشند را به راحتی و با کیفیت بالا تولید نمود. شکل (۲-۱) تعدادی از محصولات محصولاتی را که به روش شکل‌دهی غلتکی سرد قابل تولید هستند را نشان می‌دهد.



شکل (۲-۱) نمونه‌هایی از محصولات تولید شده به روش شکل‌دهی غلتکی سرد [۲]

در فرآیند شکل‌دهی غلتکی سرد برخلاف بسیاری از فرآیندهای دیگر شکل‌دهی فلزات، تغییر شکل ورق به صورت ناگهانی و شدید نمی‌باشد. برای نیل به این هدف طراحی ایستگاه‌ها و غلتک‌ها باید به گونه‌ای باشد که تغییر شکل پیوسته و ملایم ورق از یک مرحله به مرحله بعدی شکل‌دهی فراهم شود. به طور کلی هر چه شکل مقطع پیچیده‌تر باشد، برای انجام عمل شکل‌دهی به تعداد مراحل تغییر شکل بیشتری نیاز است.

برای نمایش مراحل شکل‌دهی در فرآیند شکل‌دهی غلتکی سرد، سطح مقطع‌های تولید شده در ایستگاه‌های مختلف تغییر شکل به گونه‌ای رسم می‌شوند که محور خنثی هر یک از این مقاطع بر یکدیگر منطبق شوند بدین ترتیب به دیگرام بوجود آمده الگوی گل<sup>۱</sup> تغییر شکل گفته می‌شود. شکل (۳-۱) نمونه‌ای از الگوی گل برای یک مقطع خاص را نشان می‌دهد.



شکل (۳-۱) نمونه‌ای از الگوی گل برای یک مقطع خاص [۳]

<sup>۱</sup> Flower pattern

### ۳-۱- مزیت‌ها و محدودیت‌های شکل‌دهی غلتکی سرد

فرآیند شکل‌دهی غلتکی دارای مزایای متعددی می‌باشد که سبب شده امروزه بیش از ۸٪ محصولات فولادی در فرآیند شکل‌دهی غلتکی سرد تولید شوند [۴]. در این جا به تعدادی از مهم‌ترین مزیت‌های این فرآیند اشاره می‌شود:

۱. به علت پیوسته بودن فرآیند، سرعت تولید در مقایسه با روش‌های دیگر بالاتر است.
  ۲. با تعویض غلتک‌های یک دستگاه شکل‌دهی غلتکی سرد می‌توان گستره وسیعی از محصولات را تولید کرد.
  ۳. بیش‌تر مواد مانند فولادهای پرکربن، فولادهای زنگ‌نزن، آلیاژهای آلومینیوم، مس، روی و تیتانیوم را می‌توان به این روش شکل داد.
  ۴. با توجه به اینکه شکل‌دهی به صورت تدریجی صورت می‌گیرد، ورق‌های با استحکام بالا را می‌توان با کمترین عیوب در این فرآیند تولید کرد.
  ۵. به دلیل این‌که در هنگام شکل‌دهی هیچ‌گونه خراش و آسیبی به سطح ورق وارد نمی‌شود صافی سطح محصول بالا است. بنابراین، این روش می‌تواند ورق‌های فلزی رنگ‌شده یا آبکاری‌شده را بدون آسیب رساندن به پوشش شکل دهد.
  ۶. فرآیندهایی مانند سوراخ‌کاری<sup>۱</sup>، حکاکی<sup>۲</sup>، پوشش‌دهی<sup>۳</sup> و جوشکاری و غیره را می‌توان بر روی خط تولید شکل‌دهی غلتکی سرد اضافه کرد تا با انجام چند فرآیند هم‌زمان سرعت تولید را افزایش داد.
  ۷. از آن‌جا که ورق اولیه از روی کوئل باز شده و سپس با گذشتن از ایستگاه‌های مختلف به انتهای خط تولید می‌رسد، نیازی به جابه‌جایی مواد در طول فرآیند تولید نیست.
  ۸. به علت کارسخت شدن ورق در اثر شکل‌دهی سرد، محصولات این فرآیند نسبت به تولیدات نورد گرم مقاومت بیش‌تری دارند.
  ۹. از آن‌جا که محدودیتی در ارتباط با طول محصول وجود ندارد، می‌توان از این روش برای تولید سفارش‌های با حجم زیاد استفاده کرد.
  ۱۰. هزینه‌های نگهداری و تعمیر دستگاه‌ها و تجهیزات در این فرآیند نسبت به فرآیندهای مشابه پایین‌تر است.
- با وجود همه این قابلیت‌ها، فرآیند شکل‌دهی غلتکی سرد دارای دو محدودیت اصلی می‌باشد که گسترش بیشتر حوزه کاربرد آن را محدود کرده است که عبارتند از:

۱. عدم امکان تولید پروفیل‌های با سطح مقطع متغیر
۲. نیاز به ساخت غلتک‌های جدید با تغییر در هندسه پروفیل و صرف هزینه و زمان زیاد برای نصب و تنظیم مجدد دستگاه

این محدودیت‌ها سبب شد که فرآیند شکل‌دهی غلتکی جدیدی به نام فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر ایجاد گردد.

---

<sup>1</sup> Punching  
<sup>2</sup> Stamping  
<sup>3</sup> Coating



#### ۴-۱- فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر

در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر، برخلاف فرآیند شکل‌دهی غلتکی متداول، غلتک‌ها دارای موقعیت ثابت نمی‌باشند بلکه مطابق با هندسه پروفیل، حرکت داده می‌شوند. حرکت غلتک‌ها باید همواره به گونه‌ای باشد که خط عبور کننده از مرکز غلتک‌ها بر خط خم عمود باشد تا از ایجاد تنش برشی اضافی و عیوب هندسی در ناحیه تغییر سطح مقطع (محدوده انتقال<sup>۱</sup>) جلوگیری گردد [۵]. اصل عمود بودن با ترکیب یک حرکت خطی و یک حرکت دورانی برای غلتک‌ها مطابق شکل (۴-۱) برآورده می‌شود.



شکل (۴-۱) (الف) شماتیکی از فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر (ب) نحوه حرکت غلتک‌ها در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر

برای ایجاد این دو نوع حرکت به طور همزمان از یک سازوکار حرکت‌دهنده مکانیکی که قابلیت کنترل عددی رایانه‌ای<sup>۲</sup> را دارد، در هر ایستگاه استفاده می‌شود. سیستم کنترل عددی رایانه‌ای در دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر، علاوه بر کنترل حرکت برای غلتک‌های هر ایستگاه باید هماهنگی لازم را بین حرکت غلتک‌ها در تمامی ایستگاه‌ها فراهم آورد تا بتوان پروفیلی با سطح مقطع متغیر را به صورت پیوسته تولید کرد [۶].

با استفاده از فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر علاوه بر تولید پروفیل‌های با سطح مقطع متغیر می‌توان پروفیل‌های هم خانواده مانند شکل (۵-۱) را تنها با تغییر برنامه کنترلی دستگاه تولید کرد که به این ترتیب هزینه و زمان لازم برای تولید محصول جدید به حداقل ممکن کاهش می‌یابد.



شکل (۵-۱) پروفیل‌های با سطح مقطع متغیر هم خانواده

<sup>1</sup> Transition zone

<sup>2</sup> Computer (or computerized) numerical control (CNC)

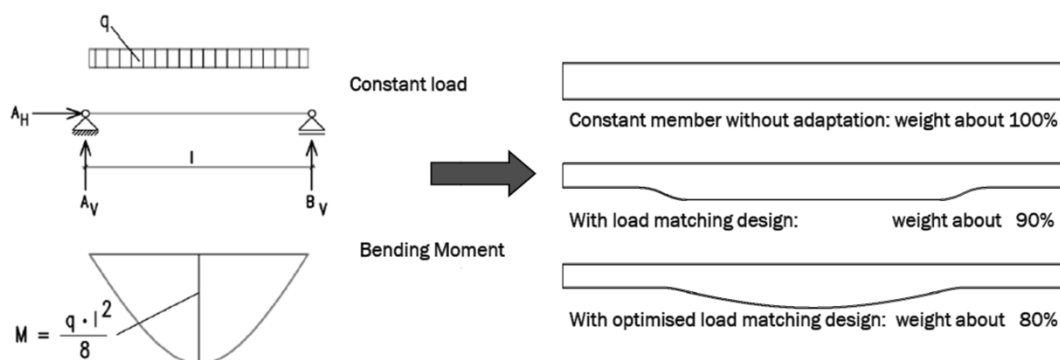
## ۱-۵- کاربرد فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر

پروفیل‌های با سطح مقطع متغیر دارای کاربرد گسترده‌ای در صنایع خودروسازی، ساختمانی، کشتی‌سازی، حمل و نقل ریلی و غیره می‌باشند که هم اکنون در بسیاری از موارد با استفاده از روش‌های شکل‌دهی پرسی تولید می‌شوند. با توجه به عدم انعطاف‌پذیری، هزینه بالای قالب‌ها، عدم پیوستگی در تولید و اتلاف زیاد ماده در فرآیندهای شکل‌دهی پرسی، فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر در بسیاری از موارد می‌تواند جایگزین مناسبی برای این فرآیندها محسوب شود. در ادامه به دو نمونه از کاربردهای شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر اشاره می‌شود.

### ۱-۵-۱- صنایع خودروسازی

یکی از مهم‌ترین چالش‌های قرن حاضر که توجه بسیاری از محققان صنایع مختلف به ویژه صنعت خودرو سازی را بسوی خود جلب کرده، حفظ منابع طبیعی و کاهش آلودگی‌های زیست محیطی است. یکی از راه‌های دستیابی به این اهداف، کاستن از وزن خودروها و به تبع آن، کاهش مصرف سوخت و آلاینده‌های محیطی است [۷]. به مرور زمان با افزودن تجهیزات مدرن، افزایش فضای داخلی، در نظر گرفتن قابلیت اطمینان بالا و سایر مسائل کیفی، وزن خودروهای تولیدی به طور چشم‌گیری افزایش یافته است. به همین دلیل امروزه یافتن روش‌هایی برای کاهش وزن خودرو و جایگزینی آن با بدنه‌های فولادی سنگین مورد توجه است.

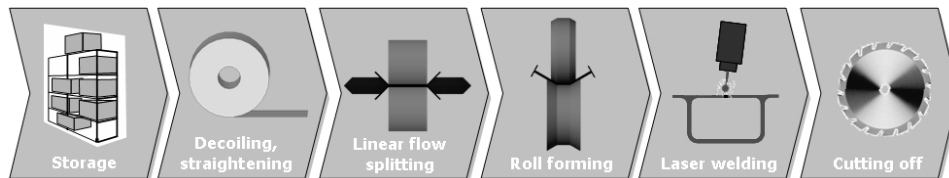
استفاده از فولادهای با استحکام بالا به نحوی که بتوان ضخامت ورق‌های بکار رفته در بدنه خودرو را کاهش داد یکی از راه‌حل‌های کاهش وزن خودرو می‌باشد. به هر حال فولادهای با استحکام بالا دارای قابلیت شکل‌پذیری پایینی می‌باشند که شکل‌دهی آن‌ها را با استفاده از روش‌های شکل‌دهی سنتی مانند شکل‌دهی پرسی با مشکلات قابل توجهی از جمله پارگی و چین‌خوردگی روبرو می‌کند. راه‌حل دیگر کاهش وزن خودرو بهینه‌سازی پروفیل‌های مورد استفاده در بدنه خودرو بر اساس بار وارده بر آن‌ها می‌باشد. قطعات مهم شامل سپر، ستون کنار درب خودرو و غیره را می‌توان طوری طراحی کرد که نقاطی که نیرو و گشتاور خمشی بیشتری تحمل می‌کنند دارای سطح مقطع بزرگتری نسبت به نقاط دیگر باشند [۸]. همان‌طور که در شکل (۶-۱) مشاهده می‌شود با تغییر سطح مقطع، وزن یک پروفیل خاص تا ۸۰٪ وزن اولیه کاهش یافته است.



شکل (۶-۱) بهینه‌سازی یک پروفیل به منظور کاهش وزن بر مبنای بار وارده [۸]

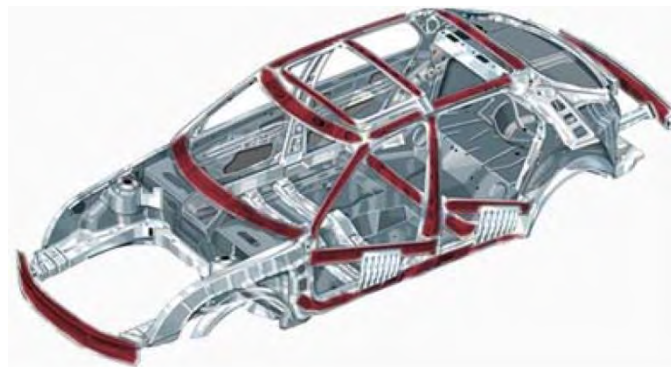
دومین چالشی که صنایع خودروسازی با آن روبه‌رو هستند، نیاز به افزایش تنوع تولید می‌باشند تا بتوانند جوابگو نیازهای بازار امروز باشند [۸]. روش‌های شکل‌دهی پرسی دارای انعطاف‌پذیری بسیار پایینی می‌باشند که به همین علت، هزینه ساخت یک محصول جدید را افزایش و زمان ارائه آن به بازار را طولانی می‌کنند.

ایجاد خطوط تولید یک پارچه و پیوسته که منجر به حذف انبارهای میانی، کاهش جابه‌جایی قطعات نیمه آماده، کاهش نیرو انسانی و همچنین کاهش مدت زمان بین دادن سفارش و دریافت محصول می‌گردد یکی دیگر از چالش‌هایی می‌باشد که صنایع خودروسازی با آن روبه‌رو هستند. شکل (۷-۱) روندنمایی یک خط تولید یک پارچه با استفاده از فرآیند شکل‌دهی غلتکی سرد را نشان می‌دهد این در حالی است که امکان ایجاد هم‌چنین خطی با استفاده از روش شکل‌دهی پرسی میسر نمی‌باشد [۴].



شکل (۷-۱) روندنمایی خط تولید یک پارچه با استفاده از فرآیند شکل‌دهی غلتکی سرد [۴]

مزیت‌های فرآیند شکل‌دهی غلتکی سبب شده است که ایده ساخت اجزای بدنه خودرو با استفاده از این فرآیند به منظور پاسخگویی به نیازهای ذکر شده در کشورهای صنعتی شکل گیرد. از جمله تلاش‌هایی که در این زمینه انجام گرفته است می‌توان به پروژه پروفورم<sup>۱</sup> که با همکاری ۲۲ مرکز تحقیقاتی صنعتی و دانشگاهی از شش کشور اروپایی انجام شد، اشاره کرد. هدف از این پروژه ارائه روش ساخت نوینی برای اجزای بدنه خودرو بر مبنای سیستم ساخت بر مبنای سفارش<sup>۲</sup> به منظور کاهش زمان و هزینه تولید بود. آن‌ها در روش ساخت نوین خود از ترکیب سه فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر، شکل‌دهی با لیزر و شکل‌دهی الکترومغناطیس استفاده کردند [۹]. در شکل (۸-۱) قسمت‌هایی از بدنه خودرو که در پروژه پروفورم مدنظر قرار گرفته بود، نشان داده شده است.



شکل (۸-۱) قسمت‌هایی از بدنه خودرو که قابلیت شکل‌دهی آن‌ها با استفاده از فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر وجود دارد [۱۰]

## ۱-۵-۲- صنایع ساختمانی

قابلیت تولید پروفیل‌هایی با سطح مقطع متغیر، می‌تواند کاربردهای جدیدی را برای فرآیند شکل‌دهی غلتکی در حوزه صنعت ساختمان ایجاد کند که از آن جمله می‌توان به ساخت سقف‌های ورزشگاه‌های بزرگ، فرودگاه‌ها با استفاده از پانل‌های

<sup>1</sup> Proform

<sup>2</sup> Built to order

با سطح مقطع متغیر اشاره کرد. شکل (۹-۱) ورزشگاه بوداپست را نشان می‌دهد که برای ساخت سقف آن از ۴۷۰۰ پانل استفاده شده است [۱۰].



شکل (۹-۱) کاربرد پانل‌های با سطح مقطع متغیر در ساخت سقف ورزشگاه بوداپست [۱۰]

## فصل ۲ مروری بر پژوهش‌های پیشین

### ۲-۱- پیشگفتار

در این فصل ابتدا به بررسی پژوهش‌های انجام شده در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر پرداخته می‌شود. سپس با جمع‌بندی پژوهش‌های انجام شده، ضرورت انجام این رساله درباره عیب چین‌خوردگی مشخص می‌گردد. در ادامه پژوهش‌های انجام شده درباره عیب چین‌خوردگی مرور می‌گردد و در انتها محتوای و ساختار رساله تبیین می‌گردد.

### ۲-۲- مروری بر پژوهش‌های پیشین در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر

اولین دستگاه شکل‌دهی غلتکی که قابلیت تولید محصولات با سطح مقطع متغیر را داشت توسط یک کارخانه سوئدی به نام اورتیک در سال ۲۰۰۱ ساخته شد [۱۰]. دستگاه آن‌ها قابلیت تولید پانل‌های با سطح مقطع متغیر و دارای انحنای طولی را داشت که به همین دلیل نام دستگاه "شکل‌دهی غلتکی سه بعدی"<sup>۱</sup> را برای دستگاه ساخته شده انتخاب کردند. آن‌ها این پانل‌ها را برای ساخت سقف مجموعه‌های ورزشی بزرگ و فرودگاه‌ها و غیره مورد استفاده قرار دادند.

گروچ و همکارانش [۱۱] ایده جدیدی را برای تولید پروفیل‌های با سطح مقطع متغیر ارائه کردند. در این ایده یک ایستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر طراحی و ساخته شد و همراه با یک خط شکل‌دهی غلتکی سرد مورد استفاده قرار گرفت. آن‌ها با انجام آزمایش‌های تجربی و شبیه‌سازی‌های اجزای محدود نشان دادند غلتک‌ها چگونه باید حرکت کنند تا از تغییر شکل غیر مطلوب در ناحیه تغییر سطح مقطع جلوگیری شود. آن‌ها این فرآیند نوین را "شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر" نامیدند که معمولاً با برش لیزر یا برش غلتکی<sup>۲</sup> برای ایجاد هندسه ورق اولیه ترکیب می‌شود.

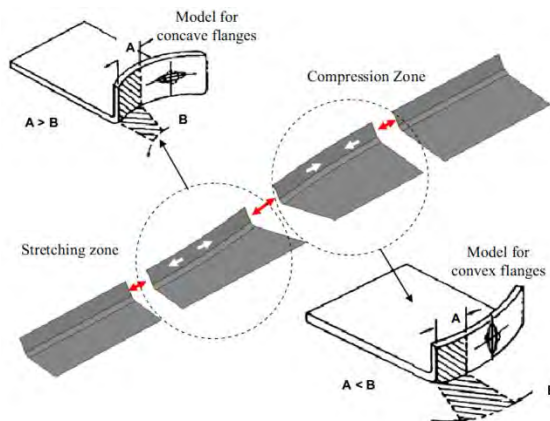
اونا [۱۲] یک دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر تک ایستگاه با طرحی جدید ارائه کرد و با انجام آزمایش‌های تجربی نشان داد که تابیدگی کف<sup>۳</sup> و چین‌خوردگی<sup>۴</sup> لبه ورق در ناحیه انتقال دو عیب اصلی پروفیل‌های با سطح مقطع متغیر هستند. گروچ و همکارانش [۱۳، ۱۴] مدلی تک مرحله‌ای برای پیش‌بینی عیب چین‌خوردگی لبه ورق در بخش فشاری پروفیل‌های با سطح مقطع متغیر ارائه و از آن برای طراحی این نوع پروفیل‌ها استفاده کردند. شکل (۱-۲) بخش فشاری و کشتی در ناحیه انتقال یک پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر را نشان می‌دهد.

<sup>1</sup> 3D roll forming

<sup>2</sup> Roll slitting

<sup>3</sup> Web warping

<sup>4</sup> Wrinkling



شکل (۱-۲) بخش فشاری و کششی در ناحیه انتقال یک پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر [۱۴]

در مدل ارائه شده توسط گروچ و همکارانش از طبیعت مرحله‌ای فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر صرف‌نظر شد و یا به تعبیر بهتر فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر مشابه با فرآیند فلنج کاری در نظر گرفته شد. ورودی این مدل، مشخصات هندسی پروفیل کانالی شکل با سطح مقطع متغیر و جنس ورق است. در این مدل، برای محاسبه کرنش طولی لبه ورق در ناحیه فشاری از رابطه معرف نسبت شعاع‌ها در فرآیند فلنج کاری استفاده شد و برای انطباق نتیجه تحلیلی بدست آمده با نتایج شبیه‌سازی اجزای محدود، ضریب تصحیح‌کننده اعمال گردید. تنش متناظر نیز با استفاده از رابطه لودویک-هولومون بدست آمد. همچنین تنش بحرانی کمانش از رابطه اوپلر برای کمانش صفحه‌ها محاسبه گردید که به علت تفاوت در شرایط مسئله اوپلر و این مسئله، ضریب تصحیح‌کننده دیگری اعمال شد.

گلچکن و همکارانش [۱۵] مدل اجزای محدودی برای امکان‌سنجی فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر تدوین کردند و نواحی از بال<sup>۱</sup> که تحت فشار قرار می‌گیرد را مشخص کردند.

ابی و همکارانش [۱۶] با استفاده از شبیه‌سازی اجزای محدود، اثر ورقگیر<sup>۲</sup> با جابجایی عرضی را بر عیب تابیدگی کف مورد بررسی قرار داد. آن‌ها ورقگیر را پیش از ورود ورق به ایستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر بکار بردند و نتیجه گرفتند که این سیستم ورقگیر سبب بهبود قابل توجه دقت پروفیل‌های با سطح مقطع متغیر می‌گردد.

گروچ و همکارانش [۴] به تحلیل مزیت‌های فرآیند شکل‌دهی غلتکی سرد برای ساخت قطعات بدنه خوردو پرداختند و بین فرآیند شکل‌دهی غلتکی و شکل‌دهی پرسی برای ساخت یک پروفیل خاص، مقایسه اقتصادی انجام دادند. نتایج آن‌ها نشان داد برای قطعات که دارای طول بزرگتر از یک متر هستند استفاده از فرآیند شکل‌دهی غلتکی دارای صرفه اقتصادی هست. همچنین زمانی که تعداد تولید از ۳۰۰۰ قطعه بیشتر می‌شود فرآیند شکل‌دهی غلتکی اقتصادی‌تر است.

لیندگرن [۱۷] یک دستگاه شکل‌دهی غلتکی سه بعدی برای تولید پروفیل‌های کلاهی شکل ساخت. او با انجام آزمایش‌های تجربی نشان داد که تولید پروفیل‌های کلاهی با عرض متغیر و عمق متغیر با تلرانس‌های مشابه با پروفیل‌های با سطح مقطع ثابت امکان‌پذیر است.

لارانزا و گالدس [۱۸] روش گرمایش موضعی را برای کاهش خطاهای هندسی در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر فولادهای با استحکام بالا بکار بردند. آن‌ها استراتژی‌های گرمایش مختلفی را از لحاظ میزان دما و موقعیت گرمایش با استفاده

<sup>1</sup> Flange

<sup>2</sup> Blank holder

از شبیه‌سازی اجزای محدود مورد بررسی قرار دادند و بهترین مکان برای گرمایش را بخش عمودی پروفیل کلاهی در بخش فشاری و کششی معرفی کردند.

لارانزا و همکارانش [۱۹] یک سری آزمایش‌های تجربی بر روی دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر انجام دادند که در آن از گرمایش موضعی و ورق‌گیر صفحه‌ای برای کاهش میزان تابیدگی استفاده می‌شد. آن‌ها اثر شعاع ناحیه انتقال، مقدار دما و جنس را بر روی میزان تابیدگی کف مورد بررسی قرار دادند و نتیجه گرفتند که با افزایش استحکام و کاهش شعاع ناحیه انتقال، میزان تابیدگی افزایش می‌یابد و افزایش دما از حد مشخصی سبب نرم شدگی بیش اندازه و افزایش تابیدگی به علت غیر قابل کنترل بودن جریان مواد می‌شود.

اونا و همکارانش [۲۰] در ادامه پژوهش‌های خود یک دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر چند ایستگاهه ساختند و برای کاهش میزان تابیدگی کف، قسمت بال ناحیه کششی را به هنگام شکل‌دهی غلتکی نورد کردند. نتایج آن‌ها نشان داد نورد قسمت کششی به هنگام شکل‌دهی غلتکی باعث افزایش طول در این قسمت شده و تابیدگی کف پروفیل را کاهش می‌دهد. وگلو و همکارانش [۲۱] از شبیه‌سازی اجزای محدود برای امکان‌سنجی تولید پروفیل‌های بسته با سطح مقطع متغیر استفاده کردند و نتیجه گرفتند که با ترکیب فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر و شکل‌دهی غلتکی سرد می‌توان به این هدف دست یافت. آن‌ها هرگونه خطای هندسی در مرحله شکل‌دهی را عاملی برای عدم دستیابی به کیفیت جوش مناسب در مرحله جوشکاری دانستند و روابطی را برای بدست آوردن دقیق‌تر هندسه ورق اولیه با توجه به کرنش‌های عرضی در قسمت بال پروفیل ارائه کردند.

برنو و همکارانش [۲۲] یک سیستم ورق‌گیر خود تنظیم<sup>۱</sup> ارائه و اثر آن را بر کاهش میزان خطای هندسی با انجام شبیه‌سازی اجزای محدود و آزمایش‌های تجربی ارزیابی کردند. آن‌ها همچنین با اعمال خمش اضافی<sup>۲</sup> در ناحیه انتقال تلاش کردند تا از میزان خطای هندسی بکاهند.

پنگ و همکارانش [۲۳] شبیه‌سازی شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر یک قطعه سوراخ دار بدنه خوردو از جنس فولادهای با استحکام بالا را در ۱۲ ایستگاه انجام دادند و به بررسی توزیع کرنش و تنش و ضخامت پرداختند. آن‌ها امکان تولید این قطعه را با استفاده از فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر میسر دانستند.

یان و همکارانش [۲۴] فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر سپر<sup>۳</sup> خوردرو را در نه ایستگاه با استفاده از روش اجزای محدود شبیه‌سازی کردند. آن‌ها عیوب شکل‌دهی را مورد بررسی قرار دادند و نیروها و گشتاورهای لازم برای شکل‌دهی را به عنوان پارامترهای مهم طراحی دستگاه صنعتی استخراج کردند.

اونا و همکاران [۲۵] با انجام آزمایش‌های تجربی و اندازه‌گیری کرنش‌های کف و لبه‌ای پروفیل در نقاط مختلف پروفیل، به تحلیل این نتایج و توضیح علت عیب تابیدگی کف پروفیل پرداختند. آن‌ها وقوع تابیدگی کف در نزدیکی قسمت فشاری ناحیه انتقال را با توجه به انقباض ناشی از شکل‌دهی این ناحیه توجیه کردند.

ژاو و همکارانش [۲۶] شبیه‌سازی اجزای محدود فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر را برای تحلیل شکست در ناحیه خم پروفیل‌های با سطح مقطع متغیر از جنس فولادهای با استحکام بالا انجام داد.

کیم و همکارانش [۲۷، ۲۸] دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیری را در شرکت پوسکو راه‌اندازی کردند و موفق به تولید پروفیل کلاهی با سطح مقطع متغیر شدند. آن‌ها به بررسی عددی و تجربی کاهش ضخامت در گوشه‌های خم پروفیل

<sup>1</sup> Self-adjusting blank holder

<sup>2</sup> Over bending

<sup>3</sup> Bumper

پرداختند و بیشترین نازک‌شدگی در خم ناحیه کلاهی را در قسمتی از پروفیل که تغییر عرض اتفاق می‌افتاد، مشاهده کردند. آن‌ها همچنین به بررسی عددی و تجربی تولید یکی از قطعات خودرو (رکاب کنار خودرو<sup>۱</sup>) به وسیله شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر پرداختند و با چروکیدگی و اعوجاج در ناحیه تغییر عرض قطعه مواجه شدند و حل این مشکل را به عنوان چالش مهم در تولید صنعتی قطعه ذکر شده به روش شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر عنوان کردند.

جاو و همکارانش [۲۹] فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر همراه با حرارت دهی پیوسته ناحیه خم به روش اجزای محدود شبیه‌سازی کرد و به تحلیل تنش‌های حرارتی پرداخت.

هنیگ و همکارانش [۸] به مرور سه نسل از دستگاه‌های شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر و انواع روش‌های افزایش دقت ابعادی در آن‌ها پرداختند. آن‌ها هدف توسعه این فرآیند را دستیابی به تلرانس‌های مجاز صنعت خودرو دانستند تا از این طریق بتوانند به بازار خودروسازی دست پیدا کنند.

یان و همکارانش [۳۰] فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر پروفیل در کناری خودرو<sup>۲</sup> را در ۱۷ ایستگاه شبیه‌سازی کردند و صحت نتایج آن را با انجام آزمایش‌های تجربی و مقایسه هندسه پروفیل پیش‌بینی شده در شبیه‌سازی اجزای محدود و هندسه پروفیل اندازه‌گیری شده در آزمایش تجربی تأیید کردند. آن‌ها از معیار هیل ۱۹۴۸ که پارامترهای آن بر مبنای تنش بدست آمده بود به عنوان معیار تسلیم استفاده کردند. زیرا آن‌ها یافتند که روش تنش در مقایسه با روش کرنش بهتر می‌تواند رفتار تغییرشکل مواد را تحت حالت کرنش صفحه‌ای پیش‌بینی کند و حالت کرنش صفحه‌ای نیز در تغییرشکل ورق در فرآیند شکل‌دهی غلتکی سرد حاکم است. سپس آن‌ها با استفاده از نتایج شبیه‌سازی به بررسی تاریخچه توزیع کرنش پلاستیک معادل، کرنش طولی و کرنش برشی و ضخامت ورق در نواحی خم پروفیل پرداختند.

پارک و همکارانش [۳۱] با آزمایش و شبیه‌سازی اجزای محدود نوع جدیدی از فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر را با هدف کاهش خطاهای هندسی پروفیل به نام شکل‌دهی کانتر تدریجی<sup>۳</sup> توسعه دادند. در این روش آن‌ها در بین ایستگاه‌های شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر از یک مجموعه غلتک استفاده کردند تا از این طریق بتوانند کرنش طولی لبه ورق را در ناحیه کششی افزایش دهند و خطاهای هندسی را کاهش دهند. ایستگاه کانتر تدریجی از یک مجموعه غلتک بالا دستی، یک مجموعه غلتک پایین دستی و یک غلتک محیطی تشکیل شده است که همه آن‌ها به صورت هرزگرد می‌باشند. با تنظیم پارامترهای ایستگاه کانتر تدریجی (مقدار کانتر تدریجی، فاصله بین ایستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر و ایستگاه شکل‌دهی کانتر تدریجی و فاصله عرضی بین غلتک بالادستی و پایین دستی) می‌توان کرنش طولی در لبه ناحیه کششی را کنترل کرد. نتایج نشان داد که افزایش کرنش طولی از حد بحرانی نتیجه معکوس داشته و سبب افزایش خطای هندسی پروفیل می‌گردد.

جیوا و همکارانش [۳۲] سه سناریو برای تغییرشکل ورق در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر در نظر گرفتند. در سناریو اول فرض شد بال پروفیل صلب است و در نتیجه کرنش طولی در لبه ورق صفر و تابیدگی کف پروفیل بیشینه است. آن‌ها با استفاده از روابط هندسی توانستند میزان تابیدگی کف را در این حالت پیش‌بینی کنند. در سناریو دوم فرض شد کف پروفیل صلب و بال پروفیل تغییرشکل‌پذیر است و در نتیجه بیشترین کرنش طولی در لبه ورق اعمال می‌گردد. آن‌ها رابطه‌ای ساده برای پیش‌بینی کرنش طولی تحت این شرایط ارائه کردند. سناریو سوم، در واقع حالتی بین این دو سناریو است. آن‌ها با

<sup>1</sup> Side sill component

<sup>2</sup> Side door beam

<sup>3</sup> Incremental counter forming



شبیه‌سازی اجزای محدود نشان دادند رابطه‌ای خطی بین تابیدگی و کرنش طولی برقرار است و با داشتن بیشینه تابیدگی از سناریو اول و بیشینه کرنش طولی از سناریو دوم می‌توان تابیدگی و کرنش طولی را در سناریو سوم پیش‌بینی کرد.

جوو و همکارانش [۳۳] رابطه‌ای هندسی برای پیش‌بینی کرنش طولی لبه پروفیل کلاهی شکل مخروطی ارائه کردند. آن‌ها نشان دادند هنگامی که پروفیل مخروطی از مقطع بزرگ به کوچک شکل می‌گیرد، کرنش طولی در لبه کاهش و در نتیجه احتمال بروز عیوب شکل‌دهی کاهش پیدا می‌کند. آن‌ها همچنین نشان دادند برای کاهش احتمال بروز عیوب شکل‌دهی هنگامی که ارتفاع دیواره و عرض بال کاهش می‌یابد، باید میزان افزایش زاویه شکل‌دهی کمتری در ایستگاه‌های انتهایی در نظر گرفت. همچنین در صورتی که ارتفاع دیواره و عرض بال افزایش می‌یابد باید میزان افزایش زاویه شکل‌دهی در ایستگاه‌های ابتدایی را کاهش داد.

محمدی [۳۴، ۳۵] به صورت عددی و تجربی به بررسی اثر پارامترهای هندسی بر روی عیب تابیدگی کف پرداخت. نتایج این پژوهش نشان داد که با کاهش اندازه بال، زاویه خم و تنش تسلیم ورق و افزایش شعاع انحنای ناحیه انتقال، تابیدگی کاهش می‌یابد. همچنین با برآزش نتایج بدست آمده رابطه‌ای جهت پیش‌بینی مقدار تابیدگی برای پروفیل مورد مطالعه ارائه شد.

عباس‌زاده [۳۶] پارامتری به نام نسبت انحراف لبه تعریف کرد که نشان‌دهنده میزان انحراف لبه از موقعیت مطلوب آن بود. او این پارامتر را به همراه مقدار عیب تابیدگی کف پروفیل، به عنوان معیارهای طراحی غلتک‌های شکل‌دهی به کار گرفت. او جهت برقراری رابطه‌ی ریاضی بین پارامترهای طراحی غلتک (قطر و زاویه شکل‌دهی) و معیارهای طراحی انتخاب شده، طراحی آزمایشی به روش رویه‌ی پاسخ انجام داد و از آن برای طراحی غلتک‌های یک پروفیل کانالی شکل استفاده کرد.

رضایی [۷] به بررسی اثر نوع منحنی خم بر روی عیوب تابیدگی کف و انحراف از موقعیت لبه به صورت عددی و تجربی پرداخت. این منحنی‌ها شامل منحنی‌های دایره‌ای، چند جمله‌ای‌های تا درجه پنج، منحنی‌های سینوسی و کسینوسی، کسری، خطی با ابتدا و انتهای دایره‌ای و بی‌زیر بودند. نتایج این پژوهش نشان داد که پروفیل با منحنی خم خطی با ابتدا و انتهای دایره‌ای دارای کم‌ترین مقدار عیب تابیدگی کف و پروفیل با منحنی خم کسری دارای بیش‌ترین مقدار عیب تابیدگی کف است. همچنین پروفیل با منحنی خم دایره‌ای دارای کم‌ترین عیب انحراف از موقعیت مطلوب لبه و پروفیل با منحنی خم کسری دارای بیش‌ترین عیب انحراف از موقعیت مطلوب لبه بال است.

## ۲-۳- ضرورت پژوهش درباره عیب چین‌خوردگی در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر

با توجه به این که از زمان ایجاد فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر مدت زیادی (حدود ۱۴ سال) نمی‌گذرد، پژوهش‌های انجام شده در این حوزه محدود است که به صورت مختصر به آن‌ها اشاره شد. به طور کلی می‌توان اکثر پژوهش‌های انجام شده در این حوزه را به سه دسته عمده تقسیم‌بندی کرد. دسته اول پژوهش‌هایی هستند که در آن‌ها به طراحی دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر پرداخته شده است. در این پژوهش‌ها معمولاً نمونه‌های آزمایشگاهی از دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر ساخته شده است. دسته دوم پژوهش‌های هستند که در آن‌ها عیب تابیدگی (در بعضی از مقالات از عنوان خطای هندسی به جای عیب تابیدگی استفاده شده است) مورد بررسی قرار گرفته است. در این پژوهش‌ها اثر پارامترهای هندسی پروفیل و جنس ورق بر عیب تابیدگی مشخص شده و روش‌های مختلفی از جمله استفاده از انواع مختلف ورق گیر، استفاده از گرمایش موضعی، اصلاح منحنی خط خم و غیره برای کاهش مقدار تابیدگی پیشنهاد شده است. دسته سوم پژوهش‌هایی هستند که در آن‌ها فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر یک پروفیل بدنه خوردو شبیه‌سازی شده است تا

بدین وسیله امکان تولید آن در این فرآیند مشخص گردد. با وجود اینکه عیب چین خوردگی از عیوب متداول فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر می‌باشد تنها یک پژوهش در این زمینه انجام شده است که آن هم با فرض‌های ساده کننده زیادی همراه است. عیب چین خوردگی مشکل‌های زیادی را برای تولیدکنندگان ایجاد می‌کند که در ادامه چند مورد از مهم‌ترین آن‌ها بیان شده است.

۱. کاهش کیفیت ظاهری محصولات. بررسی کیفیت ظاهری نه تنها اولین کنترلی است که توسط تولیدکننده برای هر محصولی انجام می‌شود بلکه داشتن کیفیت ظاهری مناسب اولین انتظاری است که سفارش دهنده از تولید کننده دارد.

۲. ایجاد مشکل در عملیات بعدی مانند مونتاژ، جوشکاری و غیره. در صورت بروز چین خوردگی جفت کردن لبه‌ها برای عملیات بعدی به مخاطره می‌افتد و با توجه بکاربرد مونتاژی پروفیل‌های با سطح مقطع متغیر در صنعت خودرو این مشکل اهمیت دوچندانی می‌یابد.

۳. کاهش طول عمر اجزای ماشین شکل‌دهی غلتکی. بروز چین خوردگی سبب سایش غلتک‌ها و کاهش طول عمر مفید آن‌ها می‌شود. همچنین ایجاد چین خوردگی باعث غیر یکنواخت شدن نیروهای وارد شده به غلتک‌ها، محورها و یاتاقان‌ها و نیز گشتاورهای مورد نیاز برای شکل‌دهی شده و طول عمر بخش‌های تولید و انتقال قدرت را کاهش می‌دهد.

۴. نیاز به تغییر طرح لبه برای مقابله با چین خوردگی. در بعضی از موارد لازم است تا طراحی لبه محصول به گونه‌ای تغییر یابد که از بروز چین خوردگی در مرحله تولید جلوگیری شود.

بنابراین، درک علل ایجاد عیب چین خوردگی و بررسی کمیت‌های اثرگذار بر آن از اهمیت بسزایی برخوردار است. بدین منظور ابتدا لازم است معیارهای مناسبی برای پیش‌بینی عیب چین خوردگی تدوین گردد.

جمع‌بندی مطالب بالا و سابقه پژوهشی قبلی در مقطع کارشناسی ارشد، نگارنده را به سمت انتخاب موضوع رساله در زمینه عیب چین خوردگی در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر رهنمون ساخت.

## ۲-۴- مروری بر پژوهش‌های پیشین درباره چین خوردگی در فرآیند شکل‌دهی غلتکی سرد

واکر و پیک [۳۷] روش تحلیلی را برای محاسبه کرنش طولی در فرآیند شکل‌دهی غلتکی سرد لوله ارائه کردند. آن‌ها از رابطه‌های بدست آمده برای بهینه‌سازی و پیش‌بینی چین خوردگی لبه ورق استفاده نمودند.

ون و پیک [۳۸] علت ایجاد کمانش لبه ورق را در فرآیند شکل‌دهی غلتکی لوله، مسیر سراسیبی خط شکل‌دهی در این فرآیند عنوان کردند. آن‌ها نشان دادند در صورتی که مسیر سراسیبی به درستی انتخاب نشود هنگام ورود ورق از یک ایستگاه به ایستگاه دیگر، لبه تحت فشار موضعی بیش از اندازه قرار گرفته و دچار چین خوردگی می‌گردد. بر مبنای همین اصل آن‌ها توانستند مسیر سراسیبی مناسب را پیشنهاد کنند.

سلمانی تهرانی و همکارانش [۳۹، ۴۰] معیار جدیدی را به نام حد کرنش کمانشی مبتنی بر تحلیل اجزای محدود فرآیند شکل‌دهی غلتکی سرد معرفی کردند. براساس نتایج پژوهش نتایج آن‌ها، یک محصول زمانی فاقد کمانش لبه خواهد بود که کرنش طولی باقی مانده در راستای عرض آن صفر باشد. همچنین کرنش کمانشی مستقل از زاویه شکل‌دهی بوده و تابعی از جنس ورق و نسبت ضخامت ورق به طول بال است.

سلمانی تهرانی و همکارانش [۴۱, ۴۲] در ادامه پژوهش‌های خود با انجام شبیه‌سازی اجزای محدود نشان دادند که با تغییر شکل ورق در هر ایستگاه شکل‌دهی، ناحیه بال در مقایسه با ناحیه‌های خم و کف ورق افزایش طول بیشتری می‌یابد که این افزایش طول پس از خروج از ایستگاه خود را به صورت چرخش سر ورق به سمت پایین نشان می‌دهد. اما از آنجایی که ایستگاه بعدی در همان ارتفاع ایستگاه قبلی قرار دارد خمش معکوسی به ورق اعمال می‌شود و ناحیه لبه ورق تحت فشار قرار می‌گیرد. در صورتی که این تنش فشاری از مقدار بحرانی کمانش عبور کند، لبه ورق ناپایدار و موج‌دار می‌گردد.

کسانی [۲, ۴۳] علت چین‌خوردگی در فرآیند شکل‌دهی قفسه‌ای لوله را اعمال کاهش محیطی بیش از اندازه در مرحله پره‌ای دانست و با استفاده از این معیار، پیشینه عرض ورق ابتدایی در فرآیند شکل‌دهی قفسه‌ای را پیشنهاد کرد.

عزیزی تفتی [۴۴] روشی تحلیلی مبتنی بر انرژی برای محاسبه تنش بحرانی چین‌خوردگی استفاده کرد که مقایسه آن با تنش باقی‌مانده از شکل‌دهی در لبه ورق منجر به محاسبه زاویه بحرانی چین‌خوردگی گردید.

## ۲-۵- مروری بر پژوهش‌های پیشین درباره روش‌های تحلیلی پیش‌بینی چین‌خوردگی

### ۲-۵-۱- روش تحلیلی دو شاخه‌ای شدن

تغییر شکل همراه در مسیری پیش می‌رود که دارای کمترین انرژی باشد. بنابراین در هر نمو تغییر شکل در صورتی که مسیری یافت شود که دارای انرژی کمتری در مقایسه با انرژی مسیری اصلی تغییر شکل باشد، تغییر شکل از مسیر اصلی منحرف می‌شود و مسیر کمترین انرژی را پیش می‌گیرد. به نقطه‌ای که در آن تغییر شکل از مسیر اصلی منحرف می‌شود، نقطه دو شاخه‌ای شدن می‌گویند [۴۵]. هاتچینسون<sup>۱</sup> و نیل<sup>۲</sup> [۴۶] برای اولین بار از نظریه دو شاخه‌ای شدن برای پیش‌بینی شروع چین‌خوردگی در ورق‌های دو شعاعی استفاده کردند و تابعی را بر مبنای نظریه کلی یکتایی و دو شاخه‌ای شدن هیل<sup>۳</sup> برای پیش‌بینی آغاز چین‌خوردگی ارائه کردند. آن‌ها ورق را به صورت یک پوسته شبه کم عمق در نظر گرفتند و آن را بر اساس نظریه<sup>۴</sup> DMV مدل کردند. آن‌ها همچنین با فرض این که محورهای اصلی تنش‌های غشایی با محورهای اصلی انحنا منطبق هستند، روابط ساده‌ای را برای تنش و کرنش بحرانی بدست آوردند.

وانگ و همکارانش [۴۷] بر مبنای نظریه دو شاخه‌ای شدن، معیاری را برای پیش‌بینی چین‌خوردگی یک پوسته ارتجاعی همسانگرد-خمیری ناهمسانگرد با انحناهای مرکب در ناحیه غیرتماسی ورق پیشنهاد کردند. آن‌ها معیار خود را برای پیش‌بینی چین‌خوردگی در فرآیند فلنج‌کاری بکار بردند و صحت معیار خود را با آزمایش‌های تجربی بررسی نمودند.

نیل و امیزیان-حسنی [۴۸] برای اولین بار منحنی حد چین‌خوردگی<sup>۵</sup> را با الگو برداری از منحنی حد شکل‌دهی<sup>۶</sup> بدست آوردند. آن‌ها این منحنی را در فضای تنش‌های اصلی رسم کردند و برای بدست آوردن تنش‌های بحرانی از روش دو شاخه‌ای شدن استفاده کردند.

<sup>1</sup> Hutchinson

<sup>2</sup> Neale

<sup>3</sup> Hill's General Theory of Uniqueness and Bifurcation

<sup>4</sup> Donnell-Mushtari-Vlasov

<sup>5</sup> Wrinkling limit curve

<sup>6</sup> Forming limit diagram

نیل و توگچو<sup>۱</sup> [۴۹-۵۱] تحلیلی عددی بر مبنای روش دو شاخه شدن برای تعیین تمایل به چین خوردگی در ورق‌های فلزی تحت تنش دو محوره صفحه‌ای انجام دادند و توانستند اثر خواص مواد و پارامترهای هندسی ورق را بر شرایط چین خوردگی بررسی کنند. آن‌ها با فرض عدم انطباق محورهای تنش‌های اصلی و محورهای اصلی انحنا، منحنی‌های حد چین خوردگی را بدست آوردند و روش ارائه شده را برای پیش‌بینی چین خوردگی در فرآیندهای شکل‌دهی ورق فلزات مناسب دانستند.

کیم و سون [۵۲] با نظر گرفتن اثر ناهمسانگردی نرمال مواد، منحنی حد چین خوردگی را بدست آوردند. بدین منظور آن‌ها از معیار تسلیم هاسفرد استفاده کردند. نیل و توگچو [۵۳] به منظور بررسی اثر ناهمسانگردی صفحه‌ای بر چین خوردگی ورق‌های انحنادار، از معیارهای تسلیم بارلات-۹۰ و K&B-93 استفاده کرد.

کیم [۵۴]، جهت بررسی شروع و رشد چین خوردگی، نظریه دوشاخه‌ای شدن را به تحلیل اجزای محدود وارد کرد. در این روش شروع چین خوردگی با بررسی دترمینان ماتریس سفتی در هر بار تکرار مشخص می‌شود و پس از آن رفتار چین خوردگی در تکرار بعدی با روش حدس ناچیز<sup>۲</sup> در راستای بردار ویژه ماتریس سفتی تحلیل می‌شود. اثر مقدار ناچیز بودن<sup>۳</sup> روی رفتار چین خوردگی را می‌توان با روش تکرار نیوتن<sup>۴</sup> از بین برد.

وانگ [۵۵] کماتش ارتجاعی-خمیری را برای ورق‌های ضخیم مستطیلی و دایره‌ای شکل بررسی کرد. از آنجایی که در این ورق‌ها نمی‌توان اثر تغییر شکل برشی عرضی بر نیروی بحرانی کماتش صرف‌نظر کرد آن‌ها از نظریه ورق‌های ضخیم میندلین<sup>۵</sup> استفاده کردند. چو و ژو [۵۶] مدلی را برای پیش‌بینی چین خوردگی فلنج در فرآیند کشش عمیق فنجان<sup>۶</sup> ارائه کردند. آن‌ها فلنج را به صورت یک صفحه الاستیک-پلاستیک حلقه‌ای شکل مدل کردند که لبه داخلی آن تحت کشش شعاعی تقارن محوری<sup>۷</sup> قرار دارد. آن‌ها اثر عرض فلنج، نسبت کشش، خواص مواد و کرنش سختی را بر آغاز چین خوردگی فلنج بررسی کردند.

ساژینا<sup>۸</sup> و دیکسیت<sup>۹</sup> [۵۷] نظریه دوشاخه‌ای شدن را همراه با فرمول‌بندی اجزای محدود برای پیش‌بینی چین خوردگی فلنج در فرآیند کشش عمیق فنجان دایره‌ای و مربعی شکل بکار بردند. آن‌ها مواد را به صورت الاستیک-پلاستیک کار سخت شونده که مطابق با معیار ناهمسانگرد بارلات تسلیم می‌شوند، در نظر گرفتند. آن‌ها براساس آغاز چین خوردگی در فلنج، بیشینه ارتفاع کشش را پیش‌بینی کردند و اثر هندسه، مواد و پارامترهای فرآیند را بر آن مشخص کردند.

کدخدائیان و مویدیان [۵۸] نیز چین خوردگی الاستیک و پلاستیک فلنج در فرآیند کشش عمیق را به صورت نظری با استفاده از نظریه دو شاخه‌ای شدن و معیار ترسکا بررسی کردند. عباسی [۵۹] مدلی را برای پیش‌بینی چین خوردگی دیواره در فرآیند کشش عمیق ورق‌های دوخت جوش شده<sup>۱۰</sup> توسعه داد.

<sup>1</sup> Tugcu

<sup>2</sup> Perturbed Guess

<sup>3</sup> Magnitude of Perturbation

<sup>4</sup> Newton-type

<sup>5</sup> Mindlin

<sup>6</sup> Deep drawing cup

<sup>7</sup> Axisymmetric radial tension

<sup>8</sup> Saxena

<sup>9</sup> Dixit

<sup>10</sup> Tailor welded blank

بر اساس اصل بقای انرژی، انرژی کرنشی ذخیره شده در یک ورق با کار انجام شده توسط نیروهای خارجی در حین فرآیند بارگذاری مساوی است [۶۰] به شرطی که از اثرهای گرمایی و اینرسی صرف نظر شود یا به عبارتی سامانه پایستار<sup>۱</sup> باشد [۶۱]. بر مبنای این اصل در روش انرژی یک شکل خیزدار فرضی برای ورق در نظر گرفته می شود و شرایط بحرانی کمانش با مساوی قرار دادن انرژی داخلی ورق کمانش کرده با کار نیروهای خارجی به دست می آید. در صورتی که مقدار انرژی داخلی برای هر خیز فرضی، از کار نیروهای خارجی بیشتر باشد ورق در شرایط تعادل پایدار باقی می ماند.

وانگ و کاو [۶۲] روش انرژی را همراه با شبیه سازی اجزای محدود برای پیش بینی چین خوردگی ورق بکار گرفتند. آن ها با استفاده از نتایج شبیه سازی اجزای محدود، ناحیه ای از ورق را که تحت تنش های فشار قرار دارد، مشخص کردند و سپس شکل موجی فرضی متناسب با شرایط مرزی این ناحیه در نظر گرفتند. آن ها با بدست آوردن میدان تنش و کرنش در هر نمو تغییر شکل و برابری انرژی داخلی و کار نیروی خارجی، تنش بحرانی چین خوردگی را محاسبه کردند و با مقایسه تنش های ایجاد شده در ورق، آغاز چین خوردگی را پیش بینی کردند. آن ها این روش را برای پیش بینی چین خوردگی در آزمایش پوشیدار، فرآیند کشش عمیق فنجان مربعی و مخروطی بکار گرفتند.

وانگ و همکارانش [۶۳] روش انرژی را برای پیش بینی چین خوردگی در فرآیند فلنج کاری بکار بردند. نتایج این پژوهش نشان داد که تعداد موج ها با افزایش طول بال کاهش می یابد و ارتفاع فلنج بحرانی به شدت وابسته به شعاع خط خم فلنج است. وانگ و کاو [۶۴] با استفاده از روش انرژی کمینه شعاع خمش را در فرآیند خمش لوله بر حسب پارامترهای هندسی لوله، قالب و خواص مواد محاسبه کردند.

کاو و بویس [۶۵] با استفاده از روش اجزای محدود و روش انرژی، رفتار چین خوردگی ورق مستطیلی را تحت قید جانبی را (مانند چین خوردگی فلنج در فرآیند کشش عمیق همراه با ورق گیر) مورد بررسی قرار دادند. کاو [۶۶] در ادامه کار خود توانستند تنش بحرانی چین خوردگی را تحت بارگذاری سه محوره به صورت تابعی از فشار نرمال بر ورق با ترکیب روش انرژی و تئوری خمش پلاستیک محاسبه کنند.

سنیور [۶۷] مدلی یک بعدی بر مبنای روش انرژی در فرآیند کشش عمیق معرفی کرد که با استفاده از آن می توانست ابعاد بحرانی فلنج و تعداد موج های ایجاد شده را پیش بینی کند. یو و جانسون [۶۸] با توسعه مدل سنیور، مدلی دو بعدی پیشنهاد کردند که امکان پیش بینی شرایط بحرانی برای کمانش الاستیک و پلاستیک فلنج در خلال فرآیند کشش عمیق یک ورق دایره ای را دارد. هم چنین در این مدل امکان پیش بینی کمی اثر ورق گیر بر کمانش و تعداد موج های ایجاد شده نیز وجود دارد.

لو و همکارانش [۶۹] با استفاده از روش انرژی، بر مبنای دو گسیختگی چین خوردگی در لبه و پارگی در بالای فنجان نیم کروی، مسیر فشار سیال قابل کاربرد در فرآیند هیدروفورمینگ را پیشنهاد کردند. در این ناحیه کاری حد بالای فشار بوسیله عیب پارگی و حد پایین فشار سیال بوسیله عیب چین خوردگی محدود می شود.

<sup>1</sup>Conservative system

یانگ و لی [۷۰] تابع موج جدیدی را در فرآیند خمش لوله در مقایسه با آنچه که کاو و وانگ [۶۴] مورد استفاده قرار داده بودند، فرض کردند و بر مبنای روش انرژی به بررسی اثر زاویه خمش، هندسه و خواص مواد و ضخامت و توان کارسختی بر حداقل شعاع خمش پرداختند. نتایج آن‌ها انطباق خوبی با نتایج تجربی بویژه در نسبت‌های قطر به ضخامت بزرگتر از ۲۰، نشان داد.

یانگ و گو [۷۱] برای بدست آوردن تحلیلی حد چین‌خوردگی در فرآیند خمش لوله جدار نازک روش سه مرحله‌ای را بکار گرفتند. آن‌ها ابتدا فرآیند شکل‌دهی لوله را تحت مسیره‌های بارگذاری مختلف در نرم‌افزار اجزای محدود آباکوس<sup>۱</sup> به صورت صریح<sup>۲</sup> شبیه‌سازی کردند تا با درک صحیحی نسبت به تغییر شکل و سازوکار ایجاد چین‌خوردگی، بتوانند فرض‌های منطقی در مدل تحلیلی خود بکار گیرند. آن‌ها سپس مدل تحلیلی خود را بر مبنای روش انرژی تدوین کردند. در مرحله سوم نیز برای جبران صرف‌نظر از اثر شرایط مرزی بر چین‌خوردگی در مدل تحلیلی، از یک تابع نمایی برای هرچه نزدیک‌تر شدن نتایج تحلیلی به شبیه‌سازی استفاده کردند.

مروتی و همکارانش [۷۲] مدلی تحلیلی بر مبنای روش انرژی برای پیش‌بینی چین‌خوردگی در فرآیند کشش عمیق ورق‌های دولایه<sup>۳</sup> (آلومینیوم- فولاد) ارائه کردند. آن‌ها براساس این مدل توانستند حداقل نیروی لازم برای جلوگیری از چین‌خوردگی ناحیه فلنج را پیش‌بینی کنند.

شفعت و همکارانش [۷۳] به منظور بررسی اثر ناهمسانگردی بر چین‌خوردگی دیواره در فرآیند کشش عمیق فنجان مخروطی شکل، با معرفی تابع خیز جدیدی، از معیارهای تسلیم هیل ۱۹۴۸ و هاسفرد تحت شرایط همسانگردی، ناهمسانگردی نرمال و ناهمسانگردی صفحه‌ای در روش انرژی استفاده کردند. هم‌چنین شفعت و همکارانش [۷۴] نشان دادند که در روش انرژی برای پیش‌بینی تنش بحرانی کماتش دیواره فنجان مخروطی شکل، استفاده از معیار تسلیم هیل ۱۹۴۸ در مقایسه با معیار تسلیم هاسفرد، نتایجی نزدیک‌تر به نتایج تجربی بدست می‌دهد.

## ۶-۲- مروری بر پژوهش‌های پیشین درباره آزمایش‌های تجربی پیش‌بینی کننده چین‌خوردگی

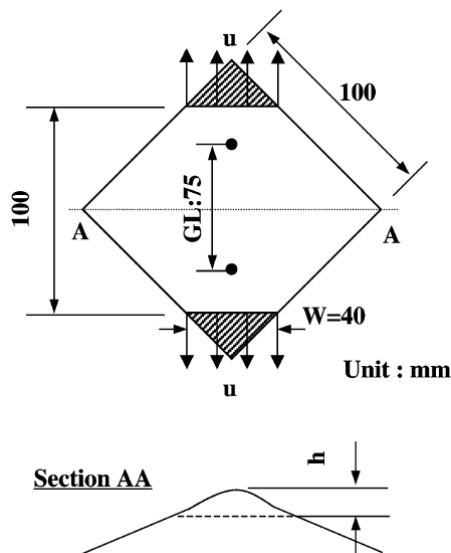
به طور کلی طراحی آزمایش‌های تجربی ساده‌ای که قادر به پیش‌بینی رفتار ورق تحت فرآیندهای شکل‌دهی ورقی مختلف باشند از اهمیت ویژه‌ای برخوردار است. یوشیدا و همکارانش [۷۵] در سال ۱۹۸۱ برای نخستین بار آزمایشی برای پیش‌بینی رفتار چین‌خوردگی ورق در دیواره فنجان در فرآیند کشش عمیق تدوین کردند و آن را آزمایش کماتش یوشیدا<sup>۴</sup> نامیدند. در این آزمایش که به صورت شماتیک در شکل (۲-۲) نشان داده شده است یک ورق مربعی به ضلع ۱۰۰ میلی‌متر به صورت قطری تحت کشش قرار می‌گیرد. در نتیجه این کشش و به علت هندسه ورق، مرکز ورق در راستای عمود بر راستای کشش تحت فشار قرار می‌گیرد. این تنش‌های فشاری در صورتی که بیش از اندازه اعمال شوند سبب ایجاد چین‌خوردگی در راستای عمود بر راستای کشش می‌شوند. آنچه در این آزمایش اندازه‌گیری می‌گردد کرنش در راستای کششی بر مبنای طول مرجع ۷۵ میلی‌متر و ارتفاع موج ایجاد شده است. تا پیش از آغاز چین‌خوردگی، کرنش کششی افزایش می‌یابد در حالی که ارتفاع موج برابر با صفر است اما به محض آغاز چین‌خوردگی دیگر ارتفاع موج برابر با صفر نیست بنابراین بدین طریق حداکثر میزان کشش مشخص می‌گردد که از آن می‌توان برای جلوگیری از چین‌خوردگی دیواره در فرآیند کشش عمیق استفاده کرد.

<sup>1</sup> ABAQUS

<sup>2</sup> Explicit

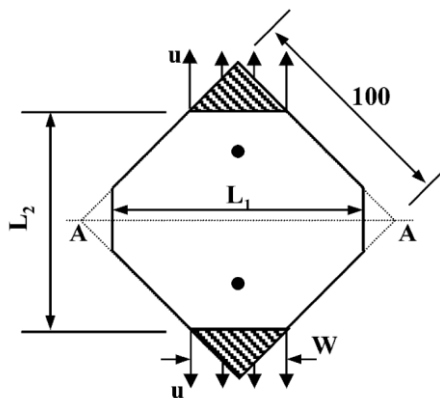
<sup>3</sup> Two-layer sheet

<sup>4</sup> Yoshida Buckling Test



شکل (۲-۲) آزمون کمانش یوشیدا [۷۵]

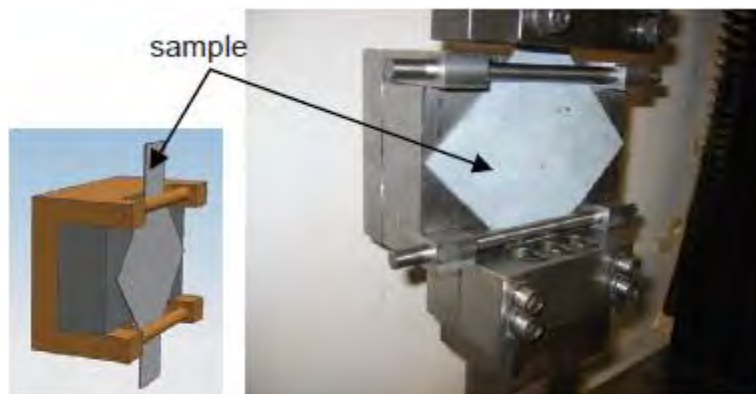
ساسینسکی و تامسون [۷۶] به بررسی اثر خواص مواد بر حداکثر کشش قبل از آغاز چین خوردگی و ارتفاع موج ایجاد شده در کرنش دو درصد پرداختند. آن‌ها دریافتند که با افزایش تنش تسلیم، نرخ کرنش و ناهمسانگردی نرمال چین خوردگی زودتر آغاز می‌شود در حالی که افزایش طول تسلیم<sup>۱</sup>، نمای کارسختی و حساسیت به نرخ کرنش چین خوردگی را به تاخیر می‌اندازد. پژوهشگران مختلفی تلاش کردند تا آزمون کمانش یوشیدا را توسعه دهند از آن جمله می‌توان به پژوهش‌هایی که در ادامه آمده است اشاره کرد. کیم و همکارانش [۷۷] به منظور بررسی اثر هندسه ورق بر آغاز چین خوردگی و رشد آن، تغییراتی را در هندسه نمونه آزمون کمانش یوشیدا ایجاد کردند (شکل (۲-۳)). آن‌ها آزمون یوشیدا را با طول  $L_1$  و  $L_2$  مختلف انجام دادند و دریافتند که هندسه ورق اثر قابل توجهی بر رفتار چین خوردگی ورق دارد.



شکل (۲-۳) آزمون کمانش یوشیدا اصلاح شده برای بررسی اثر هندسه ورق [۷۷]

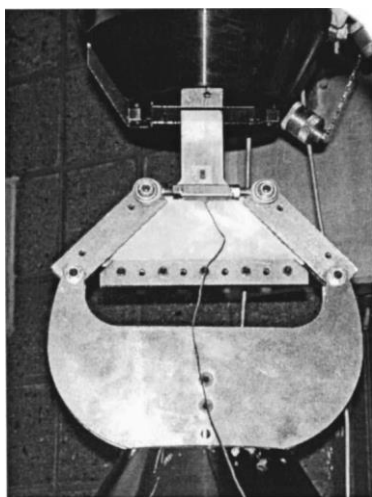
<sup>1</sup> Yield elongation (Luders strain)

کاو و همکارانش [۷۸] برای این که بتوانند اثر تماس ابزار با ورق را در آزمایش یوشیدا بررسی کنند، آزمایش کمانش تماسی<sup>۱</sup> را ابداع کردند (شکل (۲-۴)). در این آزمایش صفحه تخت یا انحناداری با نمونه آزمایش از یک طرف تماس برقرار می‌کند. هم‌چنین برای اینکه تنها اثر تماس بر شرایط کمانش مورد بررسی قرار گیرد، اثر اصطکاک را با استفاده از روانکار به حداقل ممکن رساندند. آن‌ها دریافتند که تماس، آغاز چین خوردگی را به تاخیر می‌اندازد.

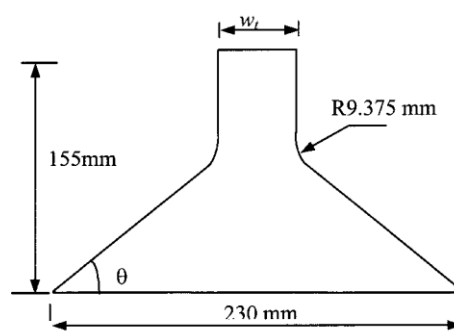


شکل (۲-۴) آزمون کمانش یوشیدا اصلاح شده برای بررسی اثر شرایط تماسی [۷۸]

از آنجایی که در آزمایش یوشیدا تنها امکان بررسی اثر خواص مواد و هم‌چنین ضخامت ورق بر کمانش و شرایط وقوع آن است، کاو و همکارانش [۷۹] آزمایش جدیدی با طراحی بستنی خاص و تغییر در هندسه نمونه آزمون یوشیدا ابداع کردند (شکل (۲-۵)). در این آزمایش می‌توان شرایط مرزی مقید و یا آزاد را بر اضلاع بخش مثلثی پایین نمونه اعمال کرد و هم‌چنین می‌توان زاویه  $\theta$  و عرض  $W_t$  را تغییر داد. بنابراین این آزمایش می‌تواند به شرایط واقعی بروز کمانش در فرآیندهای شکل‌دهی ورقی نزدیکتر گردد و درک مناسب‌تری را فراهم آورد.



(ب)



(a) Complete side restriction

(الف)

شکل (۲-۵) آزمون کمانش یوشیدا اصلاح شده برای بررسی اثر شرایط مرزی و هندسه ورق (الف) هندسه نمونه (ب) تجهیزات آزمون [۷۹]



فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر یکی از فرآیندهای نوین شکل‌دهی فلزات محسوب می‌شود که به سرعت در حال توسعه و تبدیل شدن به یک فرآیند صنعتی است. بنابراین دستیابی به دانش طراحی این فرآیند از اهمیت ویژه‌ای برخوردار است. با وجود این که عیب چین‌خوردگی یکی از عیوب متداول این فرآیند است ولی به علت پیچیدگی تحلیل آن تاکنون یک پژوهش در این زمینه انجام شده است. بنابراین نیاز به انجام پژوهشی جامع درباره عیب چین‌خوردگی در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر احساس می‌شود.

استفاده از شبیه‌سازی به روش اجزای محدود با هر یک از روش‌های انتگرال‌گیری صریح<sup>۱</sup> یا ضمنی<sup>۲</sup>، یکی از روش‌های پیش‌بینی رفتار چین‌خوردگی ورق در فرآیندهای پیچیده شکل‌دهی فلزات می‌باشد. در روش ضمنی، چین‌خوردگی را حالتی در نظر می‌گیرند که ماتریس سفتی منفرد<sup>۳</sup> می‌شود و برای تعیین مقدار و راستای تغییرشکل (چین‌خوردگی) مقادیر و بردارهای ویژه را استخراج می‌نمایند که در آن، پیش‌بینی شروع چین‌خوردگی بدون عیوب اولیه (عیب هندسی یا عیب در خواص مواد) بسیار دشوار می‌باشد [۶۲]. در روش صریح از یک روش دینامیکی استفاده می‌شود که به صورت خودکار شکل‌های تغییرشکل‌یافته و چین‌خورده را در نتیجه تجمع عیوب عددی تولید می‌کند. به عبارتی شروع و رشد چین‌خوردگی در روش صریح به کمیت‌های ورودی به مدل اجزای محدود مانند نوع المان‌ها، چگالی شبکه‌بندی، سرعت شبیه‌سازی و غیره بسیار حساس می‌باشد [۶۲]. بنابراین پیش‌بینی صحیح چین‌خوردگی در شبیه‌سازی اجزای محدود نیازمند مدل‌سازی بسیار دقیقی می‌باشد به طوری که حتی ممکن است مدل ایجاد شده توانایی پیش‌بینی صحیح میدان تنش و کرنش را داشته باشد ولی نتواند آغاز چین‌خوردگی و شرایط پس از آن را بدرستی پیش‌بینی کند که این امر کار را بویژه برای مهندسیین صنعت دشوار می‌سازد. یکی دیگر از مشکلات پیش‌بینی چین‌خوردگی با استفاده از شبیه‌سازی اجزای محدود این است که معیارهای بکار رفته برای پیش‌بینی چین‌خوردگی به صورت فیزیکی قابل درک نیستند به عنوان مقایسه، در پیش‌بینی گلوبی شدن<sup>۴</sup> با منحنی حد شکل‌دهی<sup>۵</sup>، هنگامی که گلوبی شدن پیش‌بینی می‌شود، این امکان فراهم است تا با بررسی مسیر بارگذاری، علت گلوبی شدن مشخص گردد تا بتوان راهکاری را برای برطرف کردن آن پیشنهاد کرد در حالی که در مورد چین‌خوردگی اینچنین نیست. هم‌چنین در شبیه‌سازی اجزای محدود، چین‌خوردگی زمانی تشخیص داده می‌شود که به صورت ظاهری در ورق تغییرشکل یافته دیده شود و هیچ معیاری که نشان‌دهنده احتمال چین‌خوردگی به صورت عددی باشد وجود ندارد. بنابراین یک طراح فرآیندهای شکل‌دهی ورق فلزات هیچ‌گاه نمی‌تواند تشخیص دهد که طراحی انجام شده آن به چه میزان به شرایط بحرانی برای چین‌خوردگی نزدیک است.

با وجود همه مشکلاتی که نرم‌افزارهای اجزای محدود برای پیش‌بینی چین‌خوردگی دارند با این حال در این نرم‌افزارها می‌توان خواص ماده، خصوصیات هندسی و شرایط مرزی و تماسی را به صورت سه بعدی و بسیار نزدیک به واقعیت وارد نمود و میدان تنش و کرنش را در هر نمو تغییرشکل با دقت بالایی استخراج کرد. بنابراین می‌توان از این ویژگی این نرم‌افزارها استفاده کرد و با معرفی معیارهای تجربی و تحلیلی برای پیش‌بینی چین‌خوردگی به صورت زیر برنامه در آن‌ها، به بهترین ابزار برای پیش‌بینی چین‌خوردگی دست پیدا کرد. بدین منظور نیاز است معیارهای مناسبی برای پیش‌بینی چین‌خوردگی توسعه

<sup>1</sup> Explicit

<sup>2</sup> Implicit

<sup>3</sup> Singular

<sup>4</sup> Necking

<sup>5</sup> Forming limite curve (FLC)

پیدا کند. زیرا بر خلاف حدود شکست و گلوئی شدن که توسط آزمایش‌های مشخصی تعیین می‌گردند و در دیاگرام حد شکل‌دهی<sup>۱</sup> رسم می‌شوند، در مورد تعیین حد چین‌خوردگی آزمایش مرجعی وجود ندارد. مدل‌های تحلیلی نیز خاص یک فرآیند می‌باشد و شرایط تغییرشکل ورق در آن فرآیند باید در این روش‌ها اعمال گردد. البته در مدل‌های تحلیلی هنوز نواقصی وجود دارد که باید اصلاح گردد.

براساس مطالب بیان شده، اهدافی که در این رساله دنبال می‌شود به صورت زیر می‌باشد:

۱. تعریف معیارهایی برای پیش‌بینی چین‌خوردگی
۲. تحلیل تغییرشکل ورق در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر و مشخص کردن دلایل ایجاد چین‌خوردگی
۳. بررسی اثر پارامترهای هندسی پروفیل و پارامترهای جنس ورق بر چین‌خوردگی در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر

## ۸-۲- نوآوری‌های این رساله

با توجه به اهداف تعریف شده برای این رساله، در نهایت نتایجی بدست آمد که نوآوری‌های زیر را در برداشت:

۱. ارائه مدلی تحلیلی-عددی بر مبنای روش انرژی برای پیش‌بینی احتمال بروز چین‌خوردگی
۲. ارائه آزمایشی برای تعیین منحنی حد چین‌خوردگی
۳. تدوین معیاری بر مبنای منحنی حد چین‌خوردگی برای پیش‌بینی احتمال بروز چین‌خوردگی و تعریف معیار ارائه شده در نرم‌افزار آباکوس
۴. تحلیل تغییرشکل ورق در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر و مشخص کردن سازوکار ایجاد چین‌خوردگی در این فرآیند
۵. مشخص کردن اثر پارامترهای هندسی پروفیل و پارامترهای جنس ورق بر احتمال بروز چین‌خوردگی

## ۹-۲- ساختار این رساله

این رساله در نه فصل تدوین شده است. در فصل اول، فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر معرفی و درباره اهمیت و کاربردهای آن به اختصار توضیح داده شد. در فصل دوم ابتدا پژوهش‌های پیشین در زمینه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر بیان شد و بر مبنای آن ضرورت انجام پژوهش درباره عیب چین‌خوردگی در این فرآیند مشخص گردید. در ادامه این فصل، پژوهش‌های پیشین درباره پیش‌بینی چین‌خوردگی در فرآیندهای شکل‌دهی ورق تشریح شد و در انتها اهداف و نوآوری‌های رساله مشخص گردید. در فصل سوم، مدل‌سازی اجزای محدود فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر توضیح داده می‌شود. در فصل چهارم، مدل تحلیلی-عددی بر مبنای روش انرژی برای پیش‌بینی چین‌خوردگی ارائه می‌گردد. در فصل پنجم، مراحل طراحی و ساخت دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر توضیح داده می‌شود. در فصل ششم، آزمایش‌های تجربی شامل آزمایش‌های تعیین خواص مکانیکی، تعیین منحنی حد شکل‌دهی و آزمایش‌های انجام شده بر روی دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر ساخته شده تشریح می‌گردد. در فصل هفتم، آزمون‌های تعیین حد چین‌خوردگی توسعه می‌یابد و براساس آن

<sup>1</sup> Forming limit diagram (FLD)

شاخصی برای پیش‌بینی احتمال چین‌خوردگی ارائه می‌گردد. در فصل هشتم، به بررسی صحت مدل اجزای محدود و معیارهای ارائه شده برای پیش‌بینی چین‌خوردگی پرداخته می‌شود و همچنین تغییرشکل ورق در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر مورد بررسی قرار می‌گیرد و علت ایجاد چین‌خوردگی مشخص می‌گردد. در ادامه با استفاده از معیارها ارائه شده اثر پارامتر هندسی پروفیل و جنس ورق بر احتمال بروز چین‌خوردگی مورد بررسی قرار می‌گیرد. در فصل نهم نتیجه‌گیری و پیشنهادها برای ادامه کار ذکر می‌گردد.

## فصل ۳ شبیه‌سازی اجزای محدود فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر

### ۳-۱- پیشگفتار

در این فصل جزئیات مدل‌سازی و شبیه‌سازی اجزای محدود فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر با استفاده از نرم افزار آباکوس توضیح داده می‌شود. در ابتدا مشخصات هندسی پروفیل هدف، ورق و غلتک‌ها معرفی می‌شوند. در ادامه، روش ایجاد هر یک از قسمت‌های مدل اجزای محدود شامل، غلتک‌ها، ورق، سرهم‌بندی، روند انجام شبیه‌سازی، مدل تماسی و شرایط مرزی و بارگذاری به صورت جداگانه بیان می‌شود. در انتها نیز طراحی آزمایش انجام شده برای شبیه‌سازی‌ها توضیح داده می‌شود.

### ۳-۲- مشخصات هندسی پروفیل هدف، ورق و غلتک‌ها

در این رساله بررسی‌ها بر روی پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر<sup>۱</sup> انجام می‌شود. این پروفیل را می‌توان یک پروفیل پایه در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر دانست به نحوی که بیشتر پروفیل‌های با سطح مقطع دیگر را می‌توان با افزودن بخش‌هایی یا با ایجاد تغییراتی در این پروفیل بدست آورد. بنابراین تغییر شکل ایجاد شده در پروفیل‌های با سطح مقطع متغیر را می‌توان براساس تغییر شکل ایجاد شده در پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر توصیف کرد.

شکل (۳-۱) (الف) شماتیک پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر و کمیت‌های هندسی آن را که در این رساله به عنوان پروفیل هدف در نظر گرفته شده است، نشان می‌دهد. برای تولید این پروفیل دیگر نمی‌توان از ورق با عرض ثابت استفاده کرد بلکه باید با توجه به هندسه پروفیل، ورق مورد نیاز آن را طراحی و پیش برش کرد. شکل (۳-۱) (ب) شماتیک نیمی از ورق پیش‌بریده شده همراه با کمیت‌های هندسی آن را نشان می‌دهد. پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر از سه بخش تشکیل شده است، بخش باریک<sup>۲</sup>، ناحیه انتقال و بخش عریض<sup>۳</sup>. در ناحیه انتقال نیز با توجه به هندسه بال دو تغییر شکل متفاوت ایجاد می‌گردد. بر همین اساس بخشی از بال را که به صورت مقعر است بخش کششی<sup>۴</sup> و بخش دیگر آن را که به صورت محدب است بخش فشاری<sup>۵</sup> می‌نامند. هر مقطع عرضی این پروفیل نیز دارای سه بخش کف، خم و بال می‌باشد که با حرکت در

<sup>1</sup> Channel profile with variable cross-section

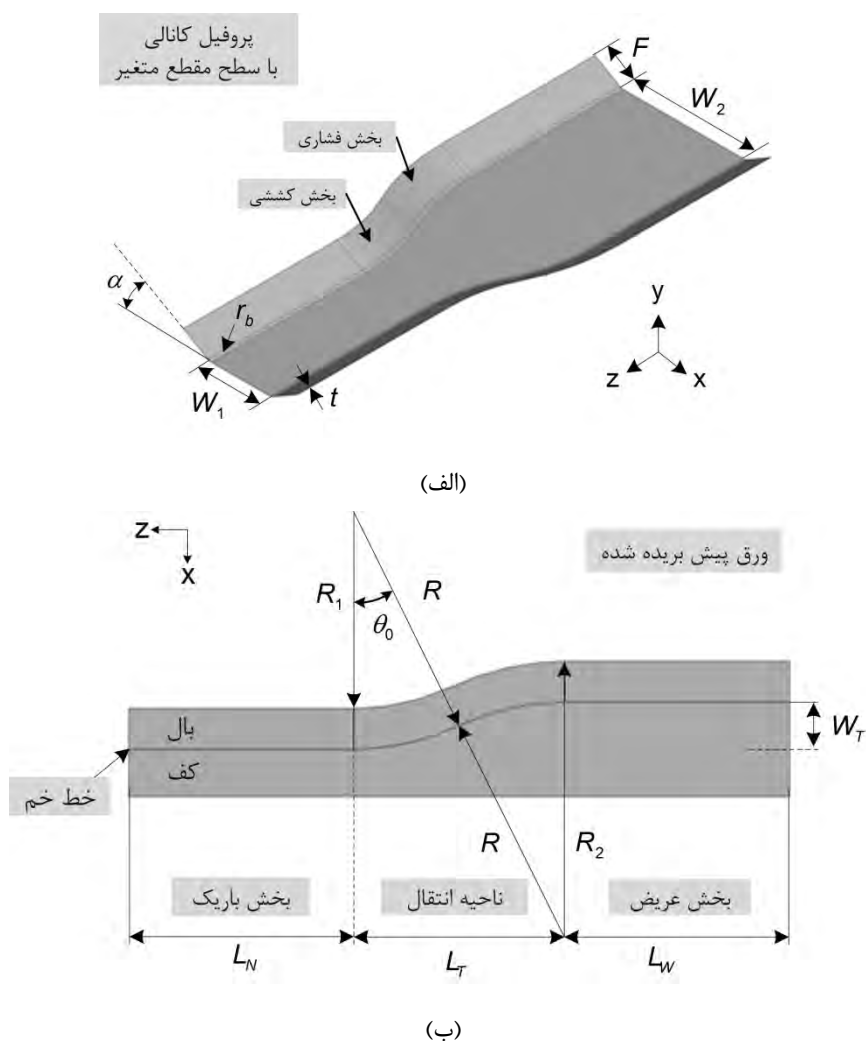
<sup>2</sup> Slim section

<sup>3</sup> Wide section

<sup>4</sup> Stretching zone

<sup>5</sup> Compression zone

راستای طولی پروفیل اندازه کف تغییر می‌کند. کمیت‌های هندسی یک پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر و ورق پیش بریده شده آن را می‌توان به دو دسته کمیت‌های مستقل و کمیت‌های وابسته تقسیم کرد که در جدول (۱-۳) تعریف شده‌اند. با معلوم بودن کمیت‌های هندسی مستقل، می‌توان هندسه پروفیل کانالی و ورق مورد نیاز برای تولید آن را مشخص کرد.

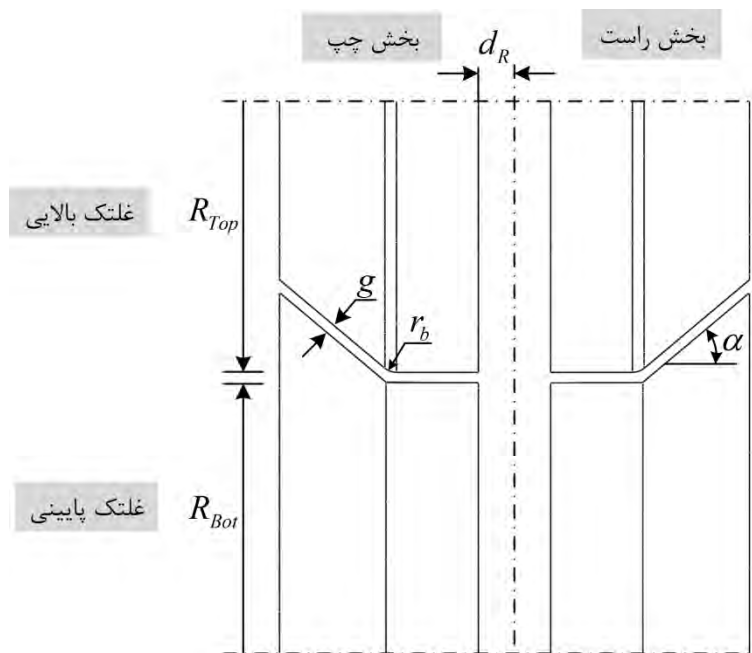


شکل (۱-۳) (الف) شماتیک پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر و کمیت‌های هندسی آن (ب) شماتیک نیمی از ورق پیش بریده شده و کمیت‌های هندسی آن

برای تولید پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر به علت حرکت غلتک‌ها دیگر نمی‌توان مانند شکل‌دهی غلتکی سنتی از غلتک‌های یکپارچه استفاده کرد. بنابراین غلتک‌ها به دو بخش مطابق شکل (۲-۳) تقسیم می‌شوند که هر بخش دارای یک غلتک بالایی و یک غلتک پایینی می‌باشد. بخش راست و چپ نسبت به خط مرکزی متقارن و دارای فاصله کمینه  $d_R$  از آن در بخش باریک پروفیل هستند. این فاصله به منظور عدم برخورد غلتک‌های بخش راست و چپ به هنگام گردش آن‌ها در ناحیه انتقال در نظر گرفته می‌شود. بنابراین همواره بخشی از ناحیه کف در تماس با غلتک‌ها نمی‌باشد. فاصله  $d_R$  در بخش عریض به میزان  $W_T$  افزایش می‌یابد. کمیت‌های هندسی غلتک‌ها در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر در جدول (۲-۳) تعریف شده‌اند.

جدول (۱-۳) تعریف کمیت‌های هندسی پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر و ورق پیش‌بریده آن

رابطه	شرح	کمیت
مستقل	زاویه شکل‌دهی	$\alpha$
مستقل	طول بال	$F$
مستقل	ضخامت ورق	$t$
مستقل	شعاع داخلی ناحیه خم	$r_b$
مستقل	عرض کف بخش باریک	$W_1$
مستقل	عرض ناحیه انتقال	$W_T$
$W_1 + 2W_T$	عرض کف بخش عریض	$W_2$
مستقل	شعاع خط خم	$R$
$R - F$	شعاع لبه ورق پیش‌بریده شده در ناحیه کششی	$R_1$
$R + F$	شعاع لبه ورق پیش‌بریده شده در ناحیه فشاری	$R_2$
$\cos^{-1}(1 - W_T/2R)$	زاویه کمان ناحیه فشاری و کششی	$\theta_0$
مستقل	طول بخش باریک	$L_N$
$2R \sin \theta_0$	طول ناحیه انتقال	$L_T$
مستقل	طول بخش عریض	$L_W$



شکل (۲-۳) شماتیک غلتک‌های یک ایستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر و کمیت‌های هندسی آن

جدول (۲-۳) تعریف کمیت‌های هندسی غلتک‌های یک ایستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر

رابطه	شرح	کمیت
مستقل	زاویه شکل‌دهی	$\alpha$
مستقل	شعاع غلتک بالایی	$R_{Top}$
مستقل	شعاع غلتک پایینی	$R_{Bot}$
مستقل	فاصله بین غلتک تا خط تقارن در بخش باریک	$d_R$
مستقل	شعاع داخلی ناحیه خم	$r_b$
$t$	فاصله بین غلتک بالا و پایین در ناحیه تماس با ورق	$g$

### ۳-۳- مدل اجزای محدود

در این رساله برای مدل‌سازی فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر از نسخه ۶/۱۰/۱ نرم‌افزار تجاری اجزای محدود آباکوس استفاده شد. با توجه به اهداف تعریف شده در این رساله دو دسته شبیه‌سازی انجام شد. در شبیه‌سازی‌های دسته اول، مدل دقیقاً مطابق با آزمایش‌های تجربی است که بر روی دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر ساخته شده، انجام شد. هدف از این شبیه‌سازی‌ها، صحت سنجی نتایج شبیه‌سازی و معیارهای ارائه شده برای پیش‌بینی چین‌خوردگی است. دسته دوم، شبیه‌سازی‌هایی هستند که با ترکیب نتایج آن‌ها با معیارهای ارائه شده به بررسی اثر پارامترهای هندسی پروفیل و جنس ورق بر شرایط بحرانی آغاز چین‌خوردگی پرداخته می‌شود. در ادامه نحوه ایجاد مدل اجزای محدود فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر در نرم‌افزار آباکوس تشریح می‌شود.

#### ۳-۳-۱- غلتک‌ها

راهنمای نرم‌افزار آباکوس [۸۰] جسم صلب را برای مدل‌سازی اجزای بسیار سخت پیشنهاد می‌کند. از آنجایی که تغییر شکل غلتک‌ها در حین فرآیند شکل‌دهی غلتکی ناچیز است، بنابراین در شبیه‌سازی‌های انجام شده غلتک‌ها صلب فرض شدند. مزیت اصلی استفاده از مدل صلب کارایی محاسباتی بالای آن است.

در نرم‌افزار آباکوس جسم صلب را می‌توان به صورت جسم صلب تحلیلی<sup>۱</sup> یا جسم صلب گسسته<sup>۲</sup> تعریف کرد. جسم صلب تحلیلی، به دلیل آن‌که بر خلاف جسم صلب گسسته نیازی به شبکه‌بندی ندارد از کارایی محاسباتی بالایی برخوردار است. در عین حال، جسم صلب تحلیلی فقط برای اجسام با شکل هندسی ساده قابل استفاده است. از آنجایی که غلتک‌های فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر را می‌توان از دوران یک منحنی دوبعدی حول یک محور ایجاد کرد، شکل هندسی آن پیچیده نیست و می‌توان آن را مطابق با دستورات مدل‌سازی در نظر گرفته برای جسم صلب تحلیلی در نرم‌افزار آباکوس مدل کرد. همچنین هموارتر بودن سطح ایجاد شده به روش صلب تحلیلی نسبت به سطوح صلب گسسته سبب می‌شود در مسائل تماسی اغتشاش کمتری در پاسخ‌ها ایجاد شود. بنابراین در این رساله غلتک‌ها به صورت جسم صلب تحلیلی مدل شدند.

#### ۳-۳-۲- ورق

در راهنمای نرم‌افزار آباکوس [۸۰] پیشنهاد شده است که اگر نسبت ضخامت به یک بعد شاخص کل<sup>۳</sup> از سازه کم‌تر از ۰/۱ باشد، جسم را می‌توان به صورت یک پوسته مدل کرد. از آنجایی که در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر معمولاً عرض ورق، بعد شاخص برای ورق در نظر گرفته می‌شود و نسبت ضخامت به عرض معمولاً خیلی کوچک‌تر از ۰/۱ می‌باشد، مدل پوسته به خوبی می‌تواند رفتار ورق را در این فرآیند توصیف کند.

بر اساس نظریه ورق‌ها و پوسته‌ها، هندسه پوسته توسط لایه میانی آن توصیف می‌شود. از آنجایی که ورق پیش از فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر تخت است، هندسه ورق اولیه با توجه به کمیت‌های هندسی آن در یک صفحه ترسیم می‌شود. همچنین با توجه به تقارن مساله نیمی از ورق مدل می‌گردد.

<sup>1</sup> Analytical rigid body

<sup>2</sup> Discrete rigid body

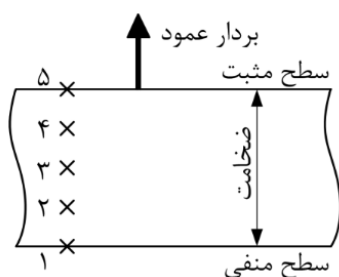
<sup>3</sup> Typical global structural dimension

### ۱-۲-۳-۳ - نوع المان انتخاب شده برای ورق

با توجه به راهنمای نرم‌افزار آباکوس [۸۰]، المان پوسته متداول با توجه به ضخامت به سه دسته تقسیم می‌شود:

- ۱- المان پوسته نازک<sup>۱</sup> که نسبت ضخامت به عرض پوسته کم‌تر از یک به پانزده است.
- ۲- المان پوسته ضخیم<sup>۲</sup> که نسبت ضخامت به عرض پوسته بیش‌تر از یک به پانزده است.
- ۳- المان پوسته چندمنظوره<sup>۳</sup> به جای هر دو نوع المان پوسته نازک و ضخیم قابل استفاده است.

از آن‌جا که المان‌های چندمنظوره برای مدل‌سازی کرنش‌های غشایی بزرگ در پوسته مناسب هستند، المان S4R که یکی از المان‌های چندمنظوره است برای مدل‌سازی ورق انتخاب شد. این المان دارای چهار گره بوده و از روش انتگرال‌گیری کاهش‌یافته استفاده کرده و پدیده ساعت‌شنی<sup>۴</sup> (آورگلاس) را نیز کنترل می‌کند. انتگرال‌گیری در جهت ضخامت به کمک روش سیمپسون<sup>۵</sup> و با پنج نقطه انتگرال‌گیری انجام شد. در شکل (۳-۳) نقاط انتگرال‌گیری در راستای ضخامت به همراه شماره آن‌ها و بردار عمود بر پوسته نشان داده شده است. هم‌چنان که مشاهده می‌شود نقطه شماره یک مربوط به سطحی از پوسته است که در خلاف جهت بردار نرمال قرار دارد و به آن سطح منفی گفته می‌شود. نقطه شماره سه معرف لایه میانی پوسته است و نقطه شماره پنج سطح مثبت پوسته را نشان می‌دهد که هم‌جهت با بردار نرمال پوسته است.



شکل (۳-۳) نقاط انتگرال‌گیری در ضخامت پوسته (۱: خلاف جهت بردار نرمال، ۳: لایه میانی، ۵: هم‌جهت با بردار نرمال) [۴۴]

### ۲-۲-۳-۳ - شبکه بندی ورق

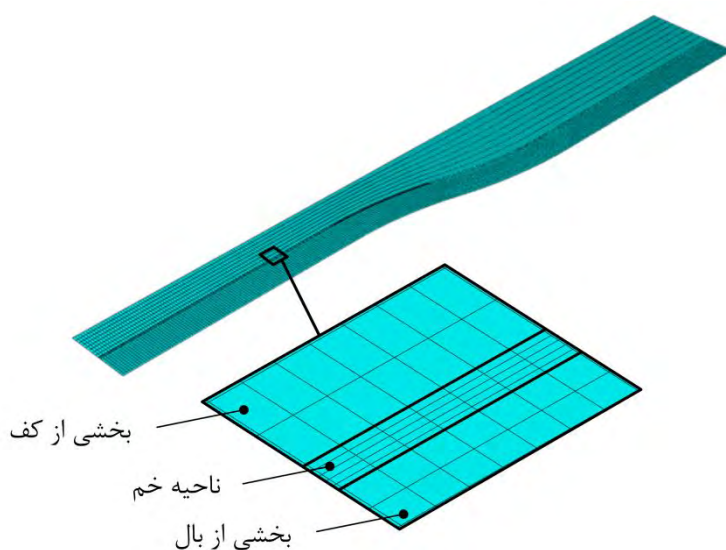
برای شبکه‌بندی ورق، بخش‌های مختلف آن که در شکل (۱-۳) نشان داده شده است با استفاده از عملیات تقسیم کردن<sup>۶</sup> جداسازی شدند و با توجه به نوع تغییرشکل در هر بخش المان‌بندی شدند که در ادامه تشریح می‌گردد.

در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر، ناحیه کف پروفیل تحت کمترین میزان تغییرشکل در راستای طولی و عرضی می‌باشد. بنابراین می‌توان بزرگترین اندازه المان را برای این ناحیه در مقایسه با سایر نواحی انتخاب کرد. با این حال اندازه طول المان در این ناحیه را نمی‌توان به صورت مستقل از سایر نواحی تعیین کرد. زیرا باید پیوستگی المان‌ها در راستای عرضی پروفیل حفظ شود و در غیر این صورت انجام شبیه‌سازی امکان‌پذیر نخواهد بود. بنابراین ناحیه‌ای که در راستای طولی تحت بیشترین تغییرشکل می‌باشد تعیین‌کننده اندازه طول المان‌ها در همه نواحی است. از آنجایی که عرض کف پروفیل در ناحیه

1 Thin shell element  
 2 Thick shell element  
 3 General purpose shell element  
 4 Hourglass  
 5 Simpson  
 6 Partitioning



انتقال افزایش می‌یابد اندازه عرض المان‌ها نیز در این ناحیه افزایش می‌یابد. بنابراین عرض المان در ناحیه کف در بخش باریک کمترین و در بخش عریض بیشترین مقدار خود را دارد. بر خلاف ناحیه کف که تغییرشکل عرضی ناچیزی دارد، ناحیه خم، تحت خمش عرضی قرار دارد و بیشترین میزان تغییرشکل عرضی در آن روی می‌دهد. بنابراین عرض المان‌ها در این ناحیه باید به اندازه کافی کوچک انتخاب شود تا بتوان تغییرشکل شدید ایجاد شده در این ناحیه را بدرستی شبیه‌سازی کرد. ناحیه بال که مهم‌ترین بخش پروفیل از لحاظ مطالعه چین‌خوردگی می‌باشد، در راستای طولی تحت بیشترین تغییرشکل قرار می‌گیرد بنابراین اندازه المان در راستای طولی با توجه با این ناحیه تعیین می‌گردد. از آنجایی که در این ناحیه میزان تغییرشکل‌های طولی در راستای عرضی تغییر می‌کند و هم‌چنین این ناحیه تحت تغییرشکل عرضی نیز قرار می‌گیرند، از المانی با طول و عرض برابر در این ناحیه استفاده شد. شکل (۳-۴) نحوه شبکه‌بندی ورق را نشان می‌دهد.



شکل (۳-۴) نحوه شبکه‌بندی ورق

### ۳-۳-۳- خواص مکانیکی ورق

ورق به صورت الاستیک-پلاستیک مدل شد. بدین منظور مدول الاستیک  $E$  و ضریب پواسون  $\nu$  برای تعریف رفتار الاستیک ورق در نرم‌افزار وارد گردید. برای پیش‌بینی آغاز تغییرشکل پلاستیک نیز از معیار تسلیم هیل ۱۹۴۸ استفاده شد.

$$f(\sigma) = \sqrt{F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H(\sigma_{11} - \sigma_{33})^2 + 2L\sigma_{23}^2 + 2M\sigma_{31}^2 + 2N\sigma_{12}^2} \quad (۱-۳)$$

$$F = \frac{1}{2} \left( \frac{1}{R_{22}^2} + \frac{1}{R_{33}^2} - \frac{1}{R_{11}^2} \right) \quad (۲-۳)$$

$$G = \frac{1}{2} \left( \frac{1}{R_{22}^2} + \frac{1}{R_{33}^2} - \frac{1}{R_{11}^2} \right)$$

$$H = \frac{1}{2} \left( \frac{1}{R_{22}^2} + \frac{1}{R_{33}^2} - \frac{1}{R_{11}^2} \right)$$

$$L = \frac{3}{2R_{23}^2}, M = \frac{3}{2R_{31}^2}, N = \frac{3}{2R_{12}^2}$$

که  $F, G, H, L, M$  و  $N$  ثابت‌های معیار تسلیم هیل هستند. این ثابت‌ها را می‌توان در نرم‌افزار با شش پارامتر نسبت تسلیم  $R_{11}, R_{12}, R_{22}, R_{33}, R_{13}, R_{23}$  با استفاده از روابط (۳-۳) وارد کرد.

$$R_{11} = R_{13} = R_{23} = 1 \quad (۳-۳)$$

$$R_{22} = \sqrt{\frac{r_{90}(r_0 + 1)}{r_0(r_{90} + 1)}}$$

$$R_{33} = \sqrt{\frac{r_{90}(r_0 + 1)}{(r_0 + r_{90})}}$$

$$R_{12} = \sqrt{\frac{3r_{90}(r_0 + 1)}{(2r_{45} + 1)(r_0 + r_{90})}}$$

که  $r_0$  و  $r_{45}$  ناهمسانگردی ورق در راستای متفاوت نسبت به راستای نورد می‌باشند.

برای مدل‌سازی رفتار سخت شونده فلز، قانون کارسختی همسانگرد<sup>۱</sup> مورد استفاده قرار گرفت. هم‌چنین رفتار تنش- کرنش در محدوده پلاستیک با استفاده از دو روش در نرم‌افزار تعریف شد. در روش اول تنش حقیقی برحسب کرنش پلاستیک حقیقی در نرم‌افزار تعریف شد. بدین منظور تنش و کرنش نامی بدست آمده از آزمون کشش با استفاده از روابطی که در ادامه آمده است به تنش حقیقی و کرنش پلاستیک حقیقی تبدیل شدند.

$$\varepsilon = \ln(1 + \varepsilon_{eng.}) \quad (۴-۳)$$

$$\sigma = \sigma_{eng.}(1 + \varepsilon_{eng.}) \quad (۵-۳)$$

$$\varepsilon_p = \varepsilon - \varepsilon_e = \varepsilon - (\sigma/E) \quad (۶-۳)$$

در روابط بالا  $\varepsilon$  و  $\sigma$  کرنش حقیقی کل و تنش حقیقی،  $\varepsilon_{eng.}$  و  $\sigma_{eng.}$  کرنش مهندسی کل و تنش مهندسی و  $\varepsilon_e$  و  $\varepsilon_p$  قسمت‌های الاستیک و پلاستیک کرنش حقیقی کل هستند. این روش برای تعریف رفتار پلاستیک ورقی که در آزمایش‌های تجربی شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر استفاده شد، بکار رفت. به عبارت دیگر، این روش برای دسته اول شبیه‌سازی‌ها استفاده شد.

در روش دوم رفتار تنش-کرنش در محدوده پلاستیک به صورت رابطه لودویک-هولومن (۷-۳) فرض شد و پارامترهای آن شامل ضریب استحکام<sup>۲</sup>  $k$  و نمای کارسختی<sup>۳</sup>  $n$  در نرم‌افزار وارد گردید.

$$\sigma = K\varepsilon^n \quad (۷-۳)$$

روش دوم برای بررسی اثر جنس ورق بر روی چین‌خوردگی مورد استفاده قرار گرفت. بدین ترتیب که رفتار پلاستیک مختلفی برای ورق با تغییر پارامترهای رابطه لودویک-هولومن فرض شد و نتایج بدست آمده از شبیه‌سازی با استفاده از

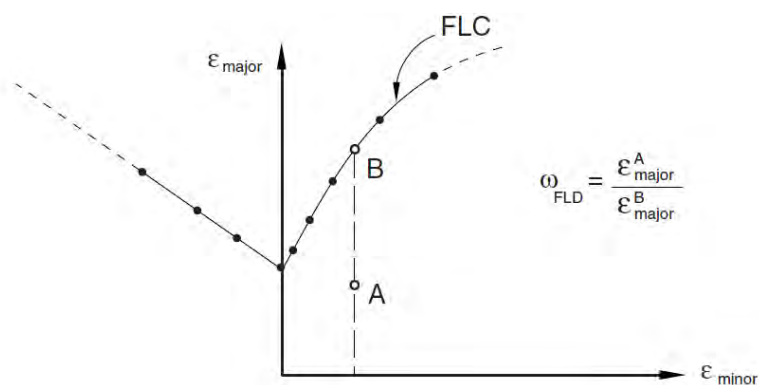
<sup>۱</sup> Isotropic hardening rule  
<sup>۲</sup> strength coefficient  
<sup>۳</sup> strain hardening exponent

روش‌های ارائه شده برای پیش‌بینی چین‌خوردگی مورد تحلیل قرار گرفت. به عبارت دیگر، این روش برای دسته دوم شبیه‌سازی‌ها استفاده شد.

### ۳-۳-۴- منحنی حد گلوبی شدن

شکل‌دهی ورق‌های فلزی بوسیله پدیده گلوبی شدن محدود می‌شود. منحنی حد گلوبی شدن از به هم وصل کردن جفت کرنش‌های اصلی در لحظه گلوبی شدن تحت شرایط بارگذاری مختلف بدست می‌آید. به این منحنی که در فضای کرنش‌های اصلی رسم می‌شود منحنی حد شکل‌دهی (FLC) و به دیاگرام بدست آمده دیاگرام حد شکل‌دهی (FLD) می‌گویند. مفهوم حد شکل‌دهی اولین بار توسط کلر و بکوفن [۸۱] و پس از آن بوسیله گودوین [۸۲] مطرح شد. تحقیقات زیادی برای بدست آوردن منحنی حد شکل‌دهی انجام شده است که بخشی از این تحقیقات به صورت تجربی و بخش دیگر به صورت تحلیلی و عددی بوده است.

در نرم افزار آباکوس شروع گلوبی شدن براساس معیار  $FLD_{crit}$ <sup>۱</sup> و با استفاده از شرط  $\omega_{FLD} = 1$  پیش‌بینی می‌شود.  $\omega_{FLD}$  تابعی از حالت تغییرشکل کنونی می‌باشد و به صورت نسبت کرنش اصلی،  $\epsilon_{major}$ ، کنونی به کرنش اصلی روی منحنی حد گلوبی در مقدار کنونی کرنش فرعی،  $\epsilon_{minor}$ ، تعریف می‌شود. شکل (۳-۵) نحوه محاسبه  $\omega_{FLD}$  را در نرم‌افزار آباکوس نشان می‌دهد. ناحیه زیر منحنی حد شکل‌دهی (FLC) که دارای  $\omega_{FLD} < 1$  است، ناحیه ایمن از لحاظ وقوع گلوبی شدن است. شایان ذکر است که این معیار برای جلوگیری از اثر گذاری کرنش‌های ناشی از خمش بر پیش‌بینی گلوبی شدن، کرنش‌های بدست آمده در لایه میانی را ملاک قرار می‌دهد.



شکل (۳-۵) منحنی حد شکل‌دهی و نحوه محاسبه معیار گلوبی شدن در آباکوس [۸۰]

حال می‌توان با بدست آوردن منحنی حد شکل‌دهی و معرفی آن در نرم‌افزار آباکوس، احتمال گلوبی شدن در ورق را به هنگام تغییرشکل بدست آورد. در این رساله، برای بدست آوردن منحنی حد شکل‌دهی ورق‌هایی که در آزمایش‌های شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر مورد استفاده قرار می‌گیرند از روش تجربی استفاده شد که در فصل آزمایش‌های تجربی روند بدست آوردن آن توضیح داده می‌شود. اما در مورد ورق‌هایی که خواص مکانیکی آن‌ها فرض شد از روش ارائه شده توسط موسسه تحقیقات کشش عمیق آمریکای شمالی (NADDRG) استفاده گردید.

<sup>1</sup> Forming limit diagram criterion

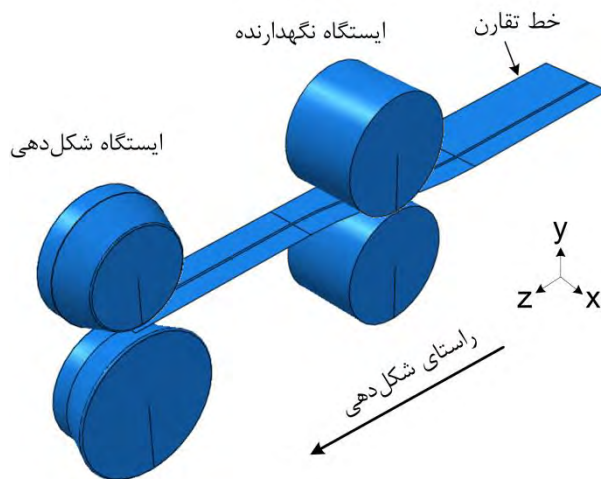
موسسه تحقیقات کشش عمیق آمریکای شمالی برای ساده‌سازی روش‌های تجربی و تحلیلی ارائه شده برای تعیین منحنی حد شکل‌دهی یک معادله نیمه تجربی ارائه کرد. بر طبق این مدل سمت چپ منحنی حد شکل‌دهی با رسم خطی با زاویه ۴۵ درجه نسبت به افق از نقطه  $FLD_0$  و سمت راست منحنی حد شکل‌دهی با رسم خطی با زاویه ۲۰ درجه نسبت به افق بدست می‌آید.  $FLD_0$  نقطه‌ای است که روی محور عمودی قرار دارد و نقطه حداقل منحنی حد شکل‌دهی است.  $FLD_0$  از رابطه (۳-۳) بدست می‌آید [۸۳].

$$FLD_0 = Q(0.233 + 0.141t) \quad (۸-۳)$$

$$\begin{cases} Q = 1 & n \geq 0.21 \\ Q = \frac{n}{0.21} & n < 0.21 \end{cases}$$

### ۳-۳-۵- سرهم‌بندی اجزای مدل سوار شده

در سرهم‌بندی اجزای مدل، ورق به عنوان مرجع در نظر گرفته شد و غلتک‌ها نسبت به آن موقعیت‌دهی شدند. به منظور نگه‌داشتن ورق در آغاز شبیه‌سازی، یک ایستگاه با غلتک بالایی و پایینی استوانه‌ای قبل از ایستگاه شکل‌دهی قرار داده شد که نقشی در شکل‌دهی ورق نداشتند. از آن‌جا که ورق به صورت پوسته‌ای بدون ضخامت مدل شد، برای مماس کردن غلتک‌ها با ورق فاصله‌ای برابر با نصف ضخامت ورق بین غلتک‌ها و پوسته در نظر گرفته شد. غلتک‌های ایستگاه شکل‌دهی نیز در لبه جلویی ورق قرار گرفتند. غلتک بالایی به صورت مماس با ورق موقعیت‌دهی شد ولی غلتک پایینی که وظیفه خم کردن ورق را برعهده دارد در ارتفاعی مناسب زیر ورق مستقر شد به گونه‌ای که در آغاز شبیه‌سازی تماسی با ورق نداشته باشد. شکل (۳-۶) نمایی از سرهم‌بندی خط شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر در نرم افزار آباکوس را نشان می‌دهد.



شکل (۳-۶) نمایی از سرهم‌بندی خط شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر در نرم افزار آباکوس

### ۳-۳-۶- روند انجام شبیه‌سازی

شبیه‌سازی فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر در دوم مرحله انجام گرفت. در مرحله اول غلتک پایینی ایستگاه شکل‌دهی به سمت بالا جابه‌جا شده تا اینکه به سطح پایینی ورق مماس شود. در مرحله دوم ورق با سرعت ثابت در فضای بین دو غلتک کشیده می‌شود. برای تعریف هر مرحله در آباکوس، لازم است تا نوع تحلیل در آن مرحله تعیین شود. شکل‌دهی

غلطکی انعطاف‌پذیر مانند بسیاری از فرآیندهای شکل‌دهی فلزات فرآیندی شبه‌استاتیک است. دو روش متداول برای شبیه‌سازی اجزای محدود این فرآیندها عبارتند از:

۱- استاتیکی ضمنی<sup>۱</sup>

۲- دینامیکی صریح<sup>۲</sup>

در نرم‌افزار آباکوس، روش ضمنی در محصول آباکوس/استاندارد و روش صریح در محصول آباکوس/اکسپلیسیت<sup>۳</sup> ارائه شده است. وجود اجزای مختلف در مدل شکل‌دهی غلطکی سرد و نیز تشخیص تماس یا جداشدن هر گره از ورق نسبت به هر یک از غلتک‌ها در هر لحظه باعث پیچیدگی مسأله تماس در این فرآیند شده است که می‌تواند به طولانی شدن زمان شبیه‌سازی یا واگراشدن آن در صورت استفاده از روش اجزای محدود ضمنی شود [۸۰]. مارتینز و تکایا [۸۴] نشان دادند که روش استاتیکی ضمنی در مقایسه با روش دینامیکی صریح از دقت بالاتری برخوردار است و حساسیت کمتری به شبکه‌بندی و پارامترهای سینماتیکی فرآیند دارند. کائو و وانگ [۶۲] گزارش دادند که تحلیل شروع و رشد کمانش توسط روش اجزای محدود صریح به کمیت‌هایی از جمله نوع و اندازه المان‌ها، سرعت شبیه‌سازی و غیره وابسته است. دانیل و میهان [۸۵] پیشنهاد کردند که روش اجزای محدود صریح برای شبیه‌سازی یک فرآیند حالت پایدار<sup>۴</sup> مانند شکل‌دهی غلطکی سرد مناسب نیست و تحلیل کمانش در لبه ممکن است تحت تأثیر کمیت‌های دخیل در روش حل صریح مانند اینرسی قرار گیرد. بنابراین، با وجود طولانی‌تر بودن زمان شبیه‌سازی و هم‌گرایی دشوارتر در روش ضمنی نسبت به روش صریح، در این رساله از روش اجزای محدود ضمنی برای شبیه‌سازی فرآیند شکل‌دهی غلطکی انعطاف‌پذیر و مطالعه چین‌خوردگی استفاده شد.

۳-۷-۳- مدل تماسی

۳-۷-۳-۱ - الگوریتم تماس

در محصول آباکوس/استاندارد<sup>۵</sup> که حل‌گر استاتیکی عمومی<sup>۶</sup> در آن ارائه شده است، دو الگوریتم کلی تماس عمومی<sup>۷</sup> و زوج تماسی<sup>۸</sup> برای مدل‌سازی تماس وجود دارد [۸۰]. در حالی که به کمک الگوریتم تماس عمومی می‌توان تماس را به صورتی ساده و خودکار برای همه یا تعدادی از سطوح موجود در مدل تعریف کرد، در الگوریتم زوج تماسی، دو سطحی که قابلیت تماس با هم دارند باید دقیقاً مشخص شوند. این دو سطح می‌توانند هر دو تغییرشکل‌پذیر<sup>۹</sup> یا یکی صلب و دیگری تغییرشکل‌پذیر باشد. در موارد خاصی نمی‌توان از الگوریتم تماس عمومی استفاده کرد. به عنوان مثال، هنگامی که یکی از سطوح تماس، سطح صلب تحلیلی باشد. با توجه به این‌که غلتک‌ها با استفاده از مدل صلب تحلیلی مدل شدند، برای تعریف تماس آن‌ها با ورق از الگوریتم زوج تماسی و گزینه سطح-به-سطح<sup>۱۰</sup> استفاده شد.

1 Implicit static  
2 Explicit dynamic  
3 ABAQUS/Explicit  
4 Steady state  
5 ABAQUS/Standard  
6 Static, General  
7 General contact algorithm  
8 Contact pair algorithm  
9 Deformable  
10 Surface to surface

### ۳-۷-۲ - مشخصات کنش در مدل تماسی

برای شبیه‌سازی فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر لازم است چگونگی کنش ورق و غلتک‌ها در دو جهت عمودی<sup>۱</sup> و مماسی<sup>۲</sup> تعریف شود. پیش‌فرض‌های آباکوس در جهت‌های عمودی و مماسی به ترتیب تماس سخت<sup>۳</sup> و تماس بدون اصطکاک<sup>۴</sup> اصطکاک<sup>۴</sup> هستند.

در مدل تماس سخت فرض می‌شود تا پیش از برقراری تماس، فشاری بین سطوح تبادل نمی‌شود، پس از تماس هیچ نفودی<sup>۵</sup> در سطوح صورت نمی‌گیرد و به محض جدا شدن سطوح از یکدیگر فشار تماس به صفر می‌رسد. با توجه به صلب فرض شدن غلتک‌ها و شرایط حاکم بر تماس ورق با غلتک‌ها در فرآیند شکل‌دهی غلتکی سرد، مدل تماس سخت برای توصیف کنش سطوح غلتک و ورق در جهت عمودی انتخاب شد.

در این رساله، دو نوع کنش تماس مماسی در نظر گرفته شد. در حالی که برای تماس ورق با غلتک‌های ایستگاه نگه‌دارنده، از مدل تماسی بدون اصطکاک استفاده شد، تماس ورق با غلتک‌های ایستگاه‌های شکل‌دهی با مدل تماسی پهنالتی و به کمک مدل اصطکاکی کولمب و ضریب اصطکاک همسان‌گرد  $0/1$  [۳۰، ۳۱، ۴۳، ۸۶، ۸۷] توصیف شد.

### ۳-۳-۸ - شرایط مرزی و بارگذاری

در نرم‌افزار آباکوس برای تعریف و کنترل درجات آزادی اجسام صلب، یک نقطه به عنوان نقطه مرجع به جسم منتسب می‌شود. آنگاه با تعیین هر یک از شش درجه آزادی نقطه مرجع، حرکت جسم صلب تعریف می‌گردد.

در مدل ایجاد شده، نقطه مرجع برای غلتک‌های نگه‌دارنده، مرکز حجم آن‌ها انتخاب شد و شش درجه آزادی آن‌ها در دو مرحله شبیه‌سازی مقید گردید. زیرا همانطور که پیش از این اشاره شد این غلتک‌ها نقشی در شکل‌دهی ورق ندارند و دارای مدل تماسی بدون اصطکاک هستند. غلتک‌های شکل‌دهی شرایط متفاوتی نسبت به غلتک‌های نگه‌دارنده دارند. در مرحله اول شبیه‌سازی تمامی درجات آزادی آن‌ها به جز جابه‌جایی غلتک پایینی در راستای  $y$  (شکل ۳-۶)) مقید گردید. این جابه‌جایی برای تماس غلتک پایینی با ورق تعریف شد. در مرحله دوم شبیه‌سازی حرکت ورق آغاز می‌گردد و برای شکل‌دهی ناحیه انتقال، غلتک‌های شکل‌دهی حرکت خطی در راستای  $x$  و حرکت دورانی حول محور  $y$  انجام می‌دهند. این دو حرکت متناسب با هندسه ناحیه انتقال و سرعت ورق محاسبه و به صورت جابه‌جایی خطی و دورانی بر حسب زمان برای غلتک بالایی و پایینی ایستگاه شکل‌دهی تعریف شد. نقطه مرجع برای غلتک‌های شکل‌دهی بر روی محور دوران آن‌ها در دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر انتخاب گردید که در بخش طراحی و ساخت دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر توضیحات بیشتری درباره آن ارائه می‌گردد.

به علت تقارن شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر در راستای طولی، نیمی از ورق و یک بخش از غلتک‌های شکل‌دهی مدل شدند. بنابراین شرط مرزی تقارن برای خط مرکزی ورق در دو مرحله شبیه‌سازی اعمال شدند. هم‌چنین در مرحله دوم برای ورق حرکتی با سرعت ثابت تعریف شد. از آنجایی که در شبیه‌سازی دسته دوم هدف بررسی اثر پارامترهای هندسی پروفیل و

<sup>1</sup> Normal

<sup>2</sup> Tangential

<sup>3</sup> Hard Contact

<sup>4</sup> Frictionless

<sup>5</sup> Penetration

جنس ورق بر شرایط بحرانی بروز چین خوردگی است، جابه‌جایی ناحیه کف ورق در راستای عمود بر آن (راستای  $y$ ) مقید شد تا از بروز عیب تابیدگی جلوگیری شود. زیرا عیب تابیدگی شرایط بحرانی بروز چین خوردگی را تحت تاثیر خود قرار می‌دهد.

### ۳-۴- طراحی آزمایش

از آنجایی که دسته اول شبیه‌سازی‌ها مطابق با آزمایش‌های تجربی انجام شدند، در فصل آزمایش‌های تجربی تشریح می‌شوند و پارامترهای آن‌ها مشخص می‌گردد. بنابراین در این بخش تنها نحوه طراحی آزمایش برای دسته دوم شبیه‌سازی‌ها توضیح داده می‌شود و در نهایت جداول مشخصات آن‌ها ارائه می‌گردد.

در شبیه‌سازی‌های دسته دوم هدف بررسی اثر کمیت‌های هندسی پروفیل و جنس ورق بر زاویه بحرانی شکل‌دهی می‌باشد. منظور از زاویه بحرانی شکل‌دهی، زاویه‌ای است که در آن چین‌خوردگی آغاز می‌گردد. چین‌خوردگی نیز توسط معیارهایی که در این رساله ارائه می‌گردد، پیش‌بینی می‌شود. جدول (۳-۳) مقادیر کمیت‌های هندسی مستقل در نظر گرفته شده در شبیه‌سازی‌ها را نشان می‌دهد که از این میان طول بال  $F$ ، شعاع خط خم  $R$ ، عرض ناحیه انتقال  $W_T$  و ضخامت ورق  $t$  متغیر هستند و هر کدام دارای سه سطح می‌باشند.

جدول (۳-۳) مقادیر کمیت‌های هندسی مستقل برای پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر در شبیه‌سازی‌های دسته دوم

کمیت	شرح	مقدار (mm)		
$F(mm)$	طول بال	۳۰	۲۰	۱۰
$t(mm)$	ضخامت ورق	۱/۵	۱	۰/۵
$r_b(mm)$	شعاع داخلی ناحیه خم		۲	
$W_1(mm)$	عرض کف بخش باریک		۷۰	
$W_T(mm)$	عرض ناحیه انتقال	۵۰	۳۵	۲۰
$R(mm)$	شعاع خط خم	۵۵۰	۴۰۰	۲۵۰
$L_N(mm)$	طول بخش باریک		۲۵۰	
$L_W(mm)$	طول بخش عریض		۲۵۰	

جدول (۳-۴) کمیت‌های مربوط به جنس ورق و مقادیر در نظر گرفته شده برای آن‌ها را نشان می‌دهد. در طراحی آزمایش انجام شده، تنش تسلیم  $\sigma_y$  و نمای کارسختی  $n$  متغیر می‌باشند و ضریب استحکام  $K$  با توجه به مقادیر آن‌ها تعیین می‌شود. همچنین از ناهمسانگردی صرف نظر شده است ( $r_0 = r_{45} = r_{90} = 1$ ).

جدول (۳-۴) مقادیر کمیت‌های مربوط به جنس ورق در شبیه‌سازی‌های دسته دوم

کمیت	شرح	مقدار		
$E$ (GPa)	مدول الاستیک	۲۰۰		
$\nu$	ضریب پواسون	۰/۳		
$\sigma_y$ (MPa)	تنش تسلیم	۶۵۰	۴۰۰	۱۵۰
$n$	نمای کارسختی	۰/۲۵	۰/۲۰	۰/۱۵
$k$ (MPa)	ضریب استحکام	$E(\sigma_y/E)^{-n+1}$		

نحوه طراحی آزمایش به این صورت است که برای بررسی اثر هر کمیت متغیر، سایر کمیت‌های متغیر در مقدار میانی خود قرار می‌گیرند و کمیت متغیر مورد بررسی در سه سطح تغییر داده می‌شود. جدول (۳-۵) مشخصات حالت‌های طراحی شده برای شبیه‌سازی اجزای محدود را نشان می‌دهد. برای هر یک از این حالت‌ها، زاویه شکل‌دهی از یک مقدار کم آغاز می‌شود و

مرحله به مرحله افزایش می‌یابد تا زمانی که چین خوردگی با استفاده از معیارهای تدوین شده در این رساله پیش‌بینی و مقدار زاویه بحرانی مشخص گردد.

جدول (۳-۵) مشخصات شبیه‌سازی‌های دسته دوم

شماره حالت	$F$ (mm)	$R$ (mm)	$W_T$ (mm)	$t$ (mm)	$\sigma_y$ (MPa)	$n$
۱	۱۰	۴۰۰	۳۵	۱	۴۰۰	۰/۲۰
۲	۲۰	۴۰۰	۳۵	۱	۴۰۰	۰/۲۰
۳	۳۰	۴۰۰	۳۵	۱	۴۰۰	۰/۲۰
۴	۲۰	۲۵۰	۳۵	۱	۴۰۰	۰/۲۰
۵	۲۰	۵۵۰	۳۵	۱	۴۰۰	۰/۲۰
۶	۲۰	۴۰۰	۲۰	۱	۴۰۰	۰/۲۰
۷	۲۰	۴۰۰	۵۰	۱	۴۰۰	۰/۲۰
۸	۲۰	۴۰۰	۳۵	۰/۵	۴۰۰	۰/۲۰
۹	۲۰	۴۰۰	۳۵	۱/۵	۴۰۰	۰/۲۰
۱۰	۲۰	۴۰۰	۳۵	۱	۱۵۰	۰/۲۰
۱۱	۲۰	۴۰۰	۳۵	۱	۶۵۰	۰/۲۰
۱۲	۲۰	۴۰۰	۳۵	۱	۴۰۰	۰/۱۵
۱۳	۲۰	۴۰۰	۳۵	۱	۴۰۰	۰/۲۵



## فصل ۴ مدل تحلیلی- عددی برای پیش‌بینی چین خوردگی

### ۴-۱- پیشگفتار

در این فصل، با استفاده از روش انرژی و ترکیب روابط تحلیلی و نتایج شبیه‌سازی اجزای محدود، مدل جدیدی برای پیش‌بینی چین خوردگی پوسته‌های همسانگرد الاستیک و ناهمسانگرد پلاستیک ارائه می‌گردد. در این مدل احتمال چین خوردگی از طریق محاسبه انرژی داخلی و کار نیروهای خارجی برای ناحیه تحت تنش‌های فشاری بدست می‌آید. در پایان این فصل نیز با استفاده از مدل ارائه شده روندی برای پیش‌بینی چین خوردگی ارائه می‌گردد.

### ۴-۲- روش انرژی

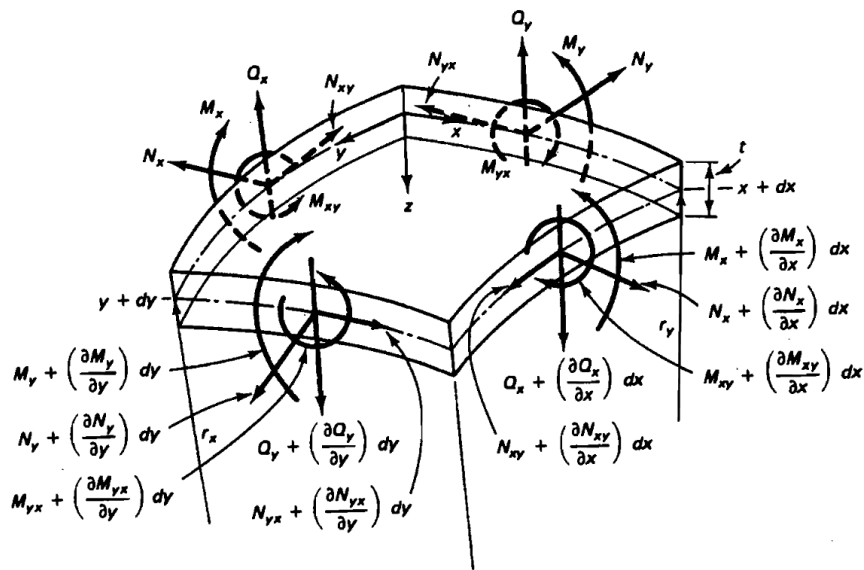
بر اساس اصل بقای انرژی، انرژی کرنشی ذخیره شده در یک ورق با کار انجام شده توسط نیروهای خارجی در حین فرآیند بارگذاری مساوی است [۶۰] به شرطی که از اثرهای گرمایی و اینرسی صرف‌نظر شود یا به عبارتی سامانه پایستار باشد [۶۱]. بر مبنای این اصل در روش انرژی یک شکل خیزدار فرضی برای ورق در نظر گرفته می‌شود و شرایط بحرانی کمانش با مساوی قرار دادن انرژی داخلی ورق کمانش کرده ( $\Delta U$ ) با کار نیروهای خارجی ( $\Delta T$ ) به دست می‌آید. در صورتی که مقدار انرژی داخلی برای هر خیز فرضی، از کار نیروهای خارجی بیشتر باشد ورق در شرایط تعادل پایدار باقی می‌ماند. بنابراین شرط پایداری به صورت رابطه (۴-۱) بیان می‌شود.

$$\Delta T < \Delta U \quad (4-1)$$

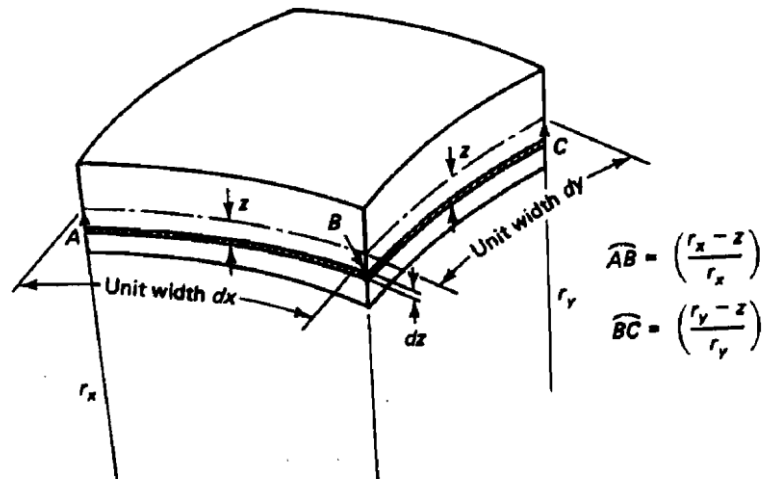
### ۴-۳- نظریه DMV برای پوسته‌های شبه کم عمق

پوسته (شکل (۴-۱)) جسمی است که فاصله هر نقطه در داخل آن از رویه مبنا، معمولاً رویه میانی، در مقایسه با ابعاد رویه مبنا، مانند شعاع انحنا آن، کوچک است. به علت همین کوچکی ابعاد در راستای عمود بر رویه، تغییر شکل سه‌بعدی در یک پوسته، به یک مسأله دوبعدی تبدیل می‌شود. در تحلیل پایداری، معادله DMV ساده‌ترین شکل ممکن برای معادلات پوسته است. پوسته شبه کم عمق به پوسته‌ای گفته می‌شود که قبل از تغییر شکل نسبتاً تخت بوده و مؤلفه‌های جابه‌جایی آن در

پیکره تغییرشکل یافته، تابعی با سرعت تغییر بالا<sup>۱</sup> از مختصات پوسته باشند. برای چنین پوسته‌ای، دوران‌ها حول نرمال بر پوسته، تابع‌هایی از جابه‌جایی عمود بر پوسته هستند که البته مستقل از جابه‌جایی‌های صفحه‌ای یا مماسی می‌باشند.



(الف)



(ب)

شکل (۴-۱) المان پوسته (الف) تعادل نیرویی و گشتاوری (ب) تغییرشکل و روابط هندسی [۴۷]

#### ۴-۳-۲- فرض‌ها

به طور خلاصه فرضیاتی که در مورد این نوع پوسته‌ها مطرح می‌شود عبارتند از:

- ۱- ضخامت پوسته  $t$  در مقایسه با انحنای آن کم است یعنی  $t/R$  خیلی کوچک‌تر از یک می‌باشد. جایی که  $R$  کوچک‌ترین شعاع انحنای اصلی در رویه میانی تغییرشکل نیافته است.

<sup>۱</sup> Rapid Varying Functions

- ۲- در هر نقطه از ضخامت، حالت تنش صفحه‌ای حاکم است یعنی از سهم تنش‌های ضخامتی (نرمال یا برشی) در انرژی کرنشی صرف‌نظر می‌شود.
- ۳- کرنش‌ها در قیاس با یک کوچک بوده که در نتیجه کرنش‌ها در رویه میانی تابعی خطی از جابه‌جایی‌های این رویه هستند.
- ۴- طول موج مشخصه تغییرشکل در مقایسه با ضخامت پوسته بزرگ و در قیاس با شعاع انحنا رویه میانی کوچک است.

#### ۳-۳-۴- کرنش

هندسه پوسته را می‌توان با شکل رویه میانی و ضخامت آن به طور کامل تعریف کرد. بنابراین جابه‌جایی هر نقطه در داخل پوسته را می‌توان بر حسب جابه‌جایی نقطه متناظر آن بر روی رویه میانی بیان کرد. وقتی سیستم مختصات بر روی رویه میانی پوسته کمانش نیافته قرار می‌گیرد، نقاط پوسته با استفاده از مختصات  $x_1$  و  $x_2$  با محورهای انحنای اصلی پوسته  $(1/r_1$  و  $1/r_2)$  منطبق هستند و  $u_i$  ( $i = 1, 2$ ) جابه‌جایی‌های صفحه‌ای در راستای محور  $x_1$  و  $x_2$  می‌باشند.  $w$  جابه‌جایی عمود بر رویه میانی ناشی از کمانش و  $b_{ij}$  تانسور انحنا<sup>۱</sup> رویه میانی پوسته کمانش نیافته هستند.

در زمانی که کمانش روی می‌دهد، مولفه‌های صفحه‌ای تانسور کرنش لاگرانژی  $\varepsilon_{ij}$  در فاصله  $x_3$  از صفحه میانی ورق انحنا دار را می‌توان با استفاده از رابطه (۲-۴) بدست آورد [۱۸۸].

$$\varepsilon_{ij} = E_{ij} + x_3 K_{ij} \quad (۲-۴)$$

در این رابطه زیرنویس‌ها با حروف یونانی از ۱ تا ۲ تغییر می‌کنند و  $E_{ij}$  و  $K_{ij}$  به ترتیب کرنش‌های ناشی از تنش‌های درون صفحه‌ای<sup>۲</sup> و کرنش‌های خمشی<sup>۳</sup> را نشان می‌دهند که به ترتیب از رابطه (۳-۴) و (۴-۴) قابل محاسبه می‌باشند [۱۸۸].

$$E_{ij} = \frac{1}{2}(u_{i,j} + u_{j,i}) + b_{ij}w \quad (۳-۴)$$

$$K_{ij} = -w_{,ij} \quad (۴-۴)$$

جایی که پایین‌نویس (i) مشتق کوواریانت<sup>۴</sup> نسبت به مختصات  $x_1$  و  $x_2$  است.

#### ۴-۳-۴- برآیندهای تنشی و گشتاورهای تنشی

اگر از قانون ساختاری<sup>۵</sup> به فرم  $\sigma_{ij} = \bar{L}_{ijkl} \varepsilon_{kl}$  استفاده گردد، برآیندهای تنشی<sup>۶</sup> و گشتاورهای تنشی<sup>۷</sup> در واحد عرض برابر خواهند بود با [۶۲]:

<sup>1</sup> Curvature tensor of the middle surface  
<sup>2</sup> Stretching strains  
<sup>3</sup> Bending strains  
<sup>4</sup> Covariant  
<sup>5</sup> Constitutive law  
<sup>6</sup> Stress resultants  
<sup>7</sup> Stress couples

$$N_{ij} = \int_{-t/2}^{t/2} \sigma_{ij} dx_3 = \int_{-t/2}^{t/2} \bar{L}_{ijkl} \varepsilon_{kl} dx_3 = t \bar{L}_{ijkl} E_{kl} \quad (5-4)$$

$$M_{ij} = \int_{-t/2}^{t/2} \sigma_{ij} x_3 dx_3 = \int_{-t/2}^{t/2} \bar{L}_{ijkl} \varepsilon_{kl} x_3 dx_3 = \frac{t^3}{12} \bar{L}_{ijkl} K_{kl} \quad (6-4)$$

جایی که  $M_{ij}$  وقتی  $i = j$  است گشتاور خمشی و وقتی  $i \neq j$  است گشتاوری پیچشی می‌باشد.  $\bar{L}_{ijkl}$  مدول‌های سفتی لحظه‌ای<sup>۱</sup> در حالت تنش صفحه‌ای هستند.

#### ۴-۴- معادلات ساختاری تنش- کرنش برای تغییرشکل همسانگرد الاستیک و تغییرشکل ناهمسانگرد پلاستیک

در این بخش با استفاده از تئوری تغییرشکل پلاستیسیته<sup>۲</sup> معادلات ساختاری تنش-کرنش توسعه می‌یابد. سپس با استفاده از این معادلات، مدول‌های سفتی لحظه‌ای بدست می‌آیند که از آن‌ها برای محاسبه برآیندها و گشتاورهای تنش استفاده می‌شود.

برای یک فلز که فراتر از حد الاستیک تحت تنش قرار می‌گیرد، تانسور نمو‌های کرنش به صورت رابطه (۷-۴) بدست می‌آید.

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^e + d\varepsilon_{ij}^p \quad (7-4)$$

جایی که  $d\varepsilon_{ij}$  نمو کرنش کل و  $d\varepsilon_{ij}^e$  و  $d\varepsilon_{ij}^p$  به ترتیب نمو کرنش‌های الاستیک و پلاستیک هستند.

با استفاده از قانون هوک می‌توان رابطه بین نمو کرنش الاستیک و نمو تنش را مطابق رابطه (۸-۴) بدست آورد.

$$d\varepsilon_{ij}^e = \frac{1}{E} [(1 + \nu)d\sigma_{ij} - \nu d\sigma_{kk} \delta_{ij}] \quad (8-4)$$

در این رابطه  $E$  و  $\nu$  به ترتیب مدول یانگ و ضریب پواسون و  $d\sigma_{kk}$  جمع سه تنش نرمال مطابق با قرارداد جمع تانسوری می‌باشند.  $\delta_{ij}$  دلتا کرانکر<sup>۳</sup> است که به صورت رابطه (۹-۴) تعریف می‌شود.

$$\delta_{ij} = \begin{cases} 1 & \text{if } i = j \\ 0 & \text{if } i \neq j \end{cases} \quad (9-4)$$

برای در نظر گرفتن ناهمسانگردی پلاستیک، معیار تسلیم درجه دو هیل<sup>۴</sup> ۱۹۴۸ مورد استفاده قرار گرفت. در این معیار تسلیم، تنش معادل با فرض ناهمسانگردی نرمال (هماسنگرد صفحه‌ای) و شرایط تنش صفحه‌ای، از رابطه (۱۰-۴) بدست می‌آید. در این رابطه تنش‌ها، تنش‌های اصلی می‌باشند و  $\bar{\sigma}$  ناهمسانگردی نرمال است.

$$\bar{\sigma} = \sqrt{(\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \frac{2\bar{\sigma}}{1 + \bar{\sigma}} \sigma_1 \sigma_2)} \quad (10-4)$$

<sup>1</sup> Instantaneous stiffness moduli

<sup>2</sup> Deformation theory of plasticity

<sup>3</sup> Kronecker delta

<sup>4</sup> Hill's 1948 quadratic yield function.

کرنش معادل با استفاده از معیار هیل ۱۹۴۸ و در نظر گرفتن بارگذاری متناسب<sup>۱</sup> (مسیر کرنش خطی)، از رابطه (۱۱-۴) بدست می‌آید.

$$\bar{\varepsilon} = \frac{1 + \bar{r}}{\sqrt{(1 + 2\bar{r})}} \sqrt{\varepsilon_1^2 + \varepsilon_2^2 + \frac{2\bar{r}}{(1 + \bar{r})} \varepsilon_1 \varepsilon_2} \quad (11-4)$$

برای تعریف رفتار کارسختی ماده نیز از رابطه لودویک-هولومون مطابق رابطه (۱۲-۴) استفاده شد.

$$\bar{\sigma} = k(\bar{\varepsilon})^n \quad (12-4)$$

برای بدست آوردن رابطه بین نموهای کرنش پلاستیک و نمو تنش بر مبنای تئوری تغییرشکل<sup>۲</sup> از رابطه (۱۳-۴) استفاده می‌شود [۸۹].

$$d\varepsilon_{ij}^p = \left(\frac{1}{E_t} - \frac{1}{E_s}\right) \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{ij}} \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{kl}} d\sigma_{kl} + \left(\frac{1}{E_s} - \frac{1}{E}\right) \bar{\sigma} \frac{\partial^2 \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{ij} \partial \sigma_{kl}} d\sigma_{kl} \quad (13-4)$$

که در این رابطه  $E_t$  و  $E_s$  به ترتیب مدول مماسی<sup>۳</sup> و مدول سکانت<sup>۴</sup> می‌باشند که از روابط (۱۴-۴) و (۱۵-۴) بدست می‌آیند.

$$E_t = \frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\varepsilon}} = nK(\bar{\varepsilon})^{n-1} = \frac{n}{\bar{\varepsilon}} \bar{\sigma} \quad (14-4)$$

$$E_s = \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\varepsilon}} \quad (15-4)$$

با جایگذاری رابطه (۸-۴) و رابطه (۱۳-۴) در رابطه (۷-۴) رابطه بین نموهای کرنش و تنش بدست می‌آید.

$$d\varepsilon_{ij} = \frac{1}{E} [(1 + \nu)d\sigma_{ij} - \nu d\sigma_{kk} \delta_{ij}] + \left(\frac{1}{E_t} - \frac{1}{E_s}\right) \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{ij}} \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{kl}} d\sigma_{kl} + \left(\frac{1}{E_s} - \frac{1}{E}\right) \bar{\sigma} \frac{\partial^2 \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{ij} \partial \sigma_{kl}} d\sigma_{kl} \quad (16-4)$$

با استفاده از معیار تسلیم هیل ۱۹۴۸، رابطه (۱۰-۴)، و رابطه بین نموهای کرنش و تنش، رابطه (۱۶-۴)، خواهیم داشت:

$$d\varepsilon_{11} = \frac{1}{E} [d\sigma_{11} - \nu d\sigma_{22}] + \left(\frac{1}{E_t} - \frac{1}{E_s}\right) \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{11}} \left(\frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{11}} d\sigma_{11} + \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{22}} d\sigma_{22}\right) + \left(\frac{1}{E_s} - \frac{1}{E}\right) \bar{\sigma} \left(\frac{\partial^2 \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{11} \partial \sigma_{11}} d\sigma_{11} + \frac{\partial^2 \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{11} \partial \sigma_{22}} d\sigma_{22}\right) \quad \text{الف (17-4)}$$

$$d\varepsilon_{22} = \frac{1}{E} [d\sigma_{22} - \nu d\sigma_{11}] + \left(\frac{1}{E_t} - \frac{1}{E_s}\right) \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{22}} \left(\frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{11}} d\sigma_{11} + \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{22}} d\sigma_{22}\right) + \left(\frac{1}{E_s} - \frac{1}{E}\right) \bar{\sigma} \left(\frac{\partial^2 \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{22} \partial \sigma_{11}} d\sigma_{11} + \frac{\partial^2 \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{22} \partial \sigma_{22}} d\sigma_{22}\right) \quad \text{ب (17-4)}$$

$$d\varepsilon_{33} = \frac{-\nu}{E} (d\sigma_{11} + d\sigma_{22}) \quad \text{پ (17-4)}$$

<sup>1</sup> Proportional loading

<sup>2</sup> Deformation theory

<sup>3</sup> Tangential modulus

<sup>4</sup> Secant modulus

رابطه (۱۷-۴) را می‌توان به صورت زیر بازنویسی کرد که  $C_{ij}$  مدول‌های کامپلیانس<sup>۱</sup> هستند:

$$d\varepsilon_{11} = C_{11}d\sigma_{11} + C_{12}d\sigma_{22} \quad \text{الف (۱۸-۴)}$$

$$d\varepsilon_{22} = C_{12}d\sigma_{11} + C_{22}d\sigma_{22}$$

$$d\varepsilon_{33} = \frac{-\nu}{E}(d\sigma_{11} + d\sigma_{22})$$

$$C_{11} = \left[ \frac{1}{E} + \left( \frac{1}{E_t} - \frac{1}{E_s} \right) \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{11}} \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{11}} + \left( \frac{1}{E_s} - \frac{1}{E} \right) \bar{\sigma} \left( \frac{\partial^2 \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{11} \partial \sigma_{11}} \right) \right] \quad \text{ب (۱۸-۴)}$$

$$C_{22} = \left[ \frac{1}{E} + \left( \frac{1}{E_t} - \frac{1}{E_s} \right) \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{22}} \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{22}} + \left( \frac{1}{E_s} - \frac{1}{E} \right) \bar{\sigma} \left( \frac{\partial^2 \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{22} \partial \sigma_{22}} \right) \right]$$

$$C_{12} = \left[ \frac{-\nu}{E} + \left( \frac{1}{E_t} - \frac{1}{E_s} \right) \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{11}} \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{22}} + \left( \frac{1}{E_s} - \frac{1}{E} \right) \bar{\sigma} \left( \frac{\partial^2 \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{11} \partial \sigma_{22}} \right) \right]$$

با معکوس کردن دو معادله اول (۱۸-۴) الف، می‌توان نمودهای تنش‌های اصلی را بر اساس  $L_{ij}$  مدول‌های سفتی لحظه‌ای بدست آورد.

$$d\sigma_{11} = L_{11}d\varepsilon_{11} + L_{12}d\varepsilon_{22} \quad \text{الف (۱۹-۴)}$$

$$d\sigma_{22} = L_{12}d\varepsilon_{11} + L_{22}d\varepsilon_{22}$$

$$L_{11} = \frac{C_{22}}{C_{11}C_{22} - C_{12}^2} \quad \text{ب (۱۹-۴)}$$

$$L_{22} = \frac{C_{11}}{C_{11}C_{22} - C_{12}^2}$$

$$L_{12} = \frac{-C_{12}}{C_{11}C_{22} - C_{12}^2}$$

مدول‌های سفتی لحظه‌ای با دو زیرنویس ( $L_{ij}$ ) را می‌توان به صورت  $L_{11} = \bar{L}_{1111}$ ،  $L_{22} = \bar{L}_{2222}$  و  $L_{12} = \bar{L}_{1122}$  به مولفه‌های تانسور  $\bar{L}_{ijkl}$  در قانون ساختاری سه‌بعدی برای حالت تنش صفحه‌ای  $\bar{\sigma}_{ij} = L_{ijkl}\bar{\epsilon}_{kl}$  تبدیل کرد.

در حالت کلی برای قانون ساختاری سه‌بعدی به فرم  $\bar{\sigma}_{ij} = L_{ijkl}\bar{\epsilon}_{kl}$  مدول‌های سفتی لحظه‌ای را می‌توان بر مبنای تئوری تغییرشکل با استفاده از رابطه (۲۰-۴) محاسبه کرد [۹۰].

$$L_{ijkl} = \frac{E_s}{1 + \nu_s} \left[ \frac{1}{2} (\delta_{ik}\delta_{jl} + \delta_{il}\delta_{jk}) + \frac{\nu_s}{1 - 2\nu_s} \delta_{ij}\delta_{kl} - \frac{1}{q} s_{ij}s_{kl} \right] \quad \text{(۲۰-۴)}$$

جایی که  $s_{ij}$  تنش‌های انحرافی است و  $\nu_s$  نسبت پواسون معادل است.  $\nu_s$  را می‌توان از رابطه (۲۱-۴) بدست آورد.

$$\frac{\nu_s}{E_s} = \frac{\nu}{E} + \frac{1}{2} \left( \frac{1}{E_s} - \frac{1}{E} \right) \quad \text{(۲۱-۴)}$$

که در آن  $q$  برابر است با:

<sup>1</sup> Compliance Modul

$$q = \left[ (1 + \nu) \frac{2E_t}{3(E_s - E_t)} + 1 \right] \frac{2}{3} \bar{\sigma}^2 \quad (22-4)$$

برای حالت تنش صفحه‌ای، مدول‌های سفتی لحظه‌ای از رابطه (۲۳-۴) بدست می‌آیند.

$$\bar{L}_{ijkl} = L_{ijkl} - \frac{L_{ij33}L_{33kl}}{L_{3333}} \quad (23-4)$$

#### ۵-۴- معیار چین خوردگی

انرژی کرنشی با فرض‌های مربوط به تئوری DMV به صورت رابطه (۲۴-۴) بدست می‌آید [۶۲].

$$\Delta U = \int_S \left( \int M_{ij} dK_{ij} + N_{ij} dE_{ij} \right) dS \quad (24-4)$$

جایی که S ناحیه‌ای از رویه میانی است که چین خوردگی روی می‌دهد. با استفاده از جابه‌جایی مجازی  $u_\alpha = 0$  و استفاده از روابط (۳-۴) تا (۶-۴)، رابطه (۲۴-۴) به صورت رابطه (۲۵-۴) ساده می‌شود.

$$\Delta U = \frac{t^3}{24} \int_S \bar{L}_{ijkl} w_{,kl} w_{,ij} dS + \frac{t}{2} \int_S \bar{L}_{ijkl} b_{ij} b_{kl} w^2 dS \quad (25-4)$$

بخش اول این رابطه، انرژی خمشی ( $i = j$ ) و انرژی پیچشی ( $i \neq j$ ) و بخش دوم انرژی کرنشی ناشی از تنش‌های صفحه‌ای را محاسبه می‌کند.

کار خارجی انجام شده بوسیله نیروهای خارجی که بر رویه میانی اعمال می‌شوند نیز برابر خواهد بود با [۶۲]:

$$\Delta T = \frac{1}{2} \int_S (N_{11} w_{,1}^2 + N_{22} w_{,2}^2) dS \quad (26-4)$$

از آنجایی که چین خوردگی یک ناپایداری فشاری می‌باشد که در اثر اعمال فشار بیش‌اندازه صفحه‌ای روی می‌دهد، به جای در نظر گرفتن کل ورق در حال تغییرشکل، ناحیه‌ای از آن که تحت تنش‌های اصلی فشاری است به عنوان ناحیه مستعد برای چین خوردگی در نظر گرفته می‌شود و ابعاد این ناحیه برای محاسبه انتگرال انرژی داخلی و کار نیروی خارجی در روابط (۴-۲۵) (۲۶-۴) بکار می‌رود. این ناحیه از این به بعد "ناحیه فشاری موثر"<sup>۱</sup> نامیده می‌شود. شرایط مرزی در امتداد لبه‌های ناحیه فشاری موثر اثر قابل توجهی بر شرایط بحرانی آغاز چین خوردگی دارد، بنابراین شکل موج فرضی باید به نحوی انتخاب شد که شرایط مرزی حاکم برای این ناحیه را ارضا کند.

در پژوهش‌های پیشین انجام شده با استفاده از روش انرژی [۶۲-۶۴، ۷۳، ۷۴، ۷۸، ۷۹]، با فرض یک شکل موج، تنش بحرانی برای آغاز چین خوردگی از برابری انرژی داخلی ورق چین‌خورده و کار نیروهای خارجی ( $\Delta U = \Delta T$ ) بدست آمده است و سپس از طریق مقایسه تنش‌های بحرانی با تنش‌های اعمالی، چین خوردگی پیش‌بینی شده است. این روش دارای یک فرض ساده‌کننده است و این فرض، در نظر گرفتن تنش بحرانی به صورت یک تنش ثابت بر روی مرز ناحیه فشاری موثر می‌باشد در حالی که معمولاً در فرآیندهای شکل‌دهی فلزات چنین شرایطی حاکم نمی‌باشد. بنابراین در این رساله معیار جدیدی ارائه شد که هدف آن آوردن تنش بحرانی چین خوردگی نیست بلکه تعیین احتمال چین خوردگی براساس نسبت کار نیروی خارجی به انرژی داخلی ورق چین‌خورده است. در این معیار دیگر مجهولی به نام تنش بحرانی وجود ندارد و انرژی داخلی ورق

<sup>1</sup> Effective compressive zone (ECZ)

چین خورده و کار نیروی خارجی با فرض شکل موج مناسب و با توجه به میدان تنش و کرنش ایجاد شده در ورق، خواص مواد و پارامترهای هندسی ورق تغییرشکل یافته محاسبه می‌گردد. در این معیار نسبت کار نیروی خارجی به انرژی داخلی ورق چین خورده مطابق رابطه (۴-۲۷) به عنوان شاخص چین خوردگی<sup>۱</sup> معرفی می‌شود. زمانی که مقدار این شاخص کوچک‌تر از یک باشد تعادل پایدار بوده و چین خوردگی روی نمی‌دهد و اگر مقدار آن بزرگ‌تر از یک باشد تعادل ناپایدار و چین خوردگی پیش‌بینی می‌شود و در شاخص چین خوردگی یک شرایط شروع چین خوردگی فراهم است.

$$W_e = \frac{\Delta T}{\Delta U} \begin{cases} W_e < 1 & \text{Stable, no wrinkling} \\ W_e = 1 & \text{Critical condition} \\ W_e > 1 & \text{Unstable, wrinkling} \end{cases} \quad (۴-۲۷)$$

از آنجایی که استفاده از روش‌های تحلیلی برای بدست آوردن میدان تنش و کرنش در فرآیندهای پیچیده شکل‌دهی ورقی فلزات تنها با در نظر گرفتن فرض‌های ساده کننده امکان‌پذیر است، در این رساله، برای بدست آوردن میدان تنش و کرنش از شبیه‌سازی اجزای محدود استفاده شد. در نرم‌افزارهای اجزای محدود می‌توان خواص ماده، خصوصیات هندسی و شرایط مرزی و تماسی را به صورت سه‌بعدی و بسیار نزدیک به واقعیت وارد نمود و میدان تنش و کرنش را در هر نمو تغییرشکل با دقت بالایی استخراج کرد. بنابراین می‌توان از این ویژگی این نرم‌افزارها استفاده کرد و با ترکیب معیار تحلیلی با آن‌ها، به بهترین ابزار برای پیش‌بینی چین خوردگی دست پیدا کرد.

پس از بدست آوردن میدان تنش کرنش، تعیین ناحیه فشاری موثر و فرض شکل موج مناسب، نسبت کار خارجی به انرژی داخلی ورق چین خورده به ازای تعداد موج‌های مختلف محاسبه می‌شود و بیشینه آن‌ها به عنوان شاخص چین خوردگی انتخاب می‌گردد.

#### ۴-۶- پیش‌بینی چین خوردگی در فرآیند شکل‌دهی انعطاف‌پذیر

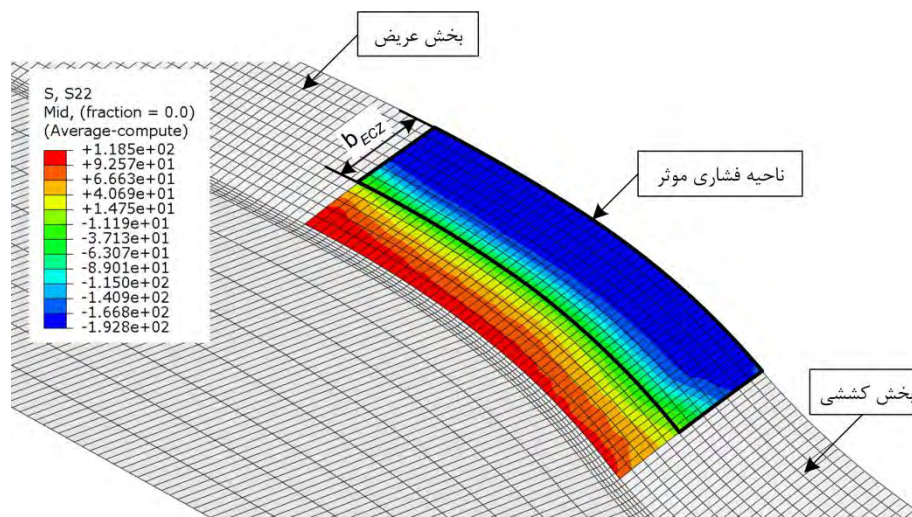
در این بخش، روند پیش‌بینی چین خوردگی در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر با استفاده از معیار انرژی ارائه شده در بخش قبل، توضیح داده می‌شود. این معیار برای پیش‌بینی احتمال چین خوردگی در بخش فشاری ناحیه انتقال پروفیل‌های با سطح مقطع متغیر بکار می‌رود.

#### ۴-۶-۱- ناحیه فشاری موثر

عامل ایجاد چین خوردگی در بخش فشاری ناحیه انتقال پروفیل‌های با سطح مقطع متغیر، تنش‌های محیطی (تنش‌های طولی) می‌باشند. شکل (۴-۲) توزیع تنش محیطی را در لایه میانی در بخش فشاری ناحیه انتقال نشان می‌دهد. برخلاف فرآیند فلنج‌کاری که در آن تمامی عرض بال تحت تنش‌های فشاری است، در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر بخشی از بال در مجاورت ناحیه خم تحت تنش‌های کششی قرار می‌گیرد. بنابراین ناحیه فشاری موثر، بخشی از بال در نظر گرفته شد که تحت تنش‌های فشاری محیطی باشد. این ناحیه با مستطیل مشکی رنگ در شکل (۴-۲) نشان داده شده است. در این ناحیه، بیشینه تنش فشاری محیطی در لبه ورق اعمال می‌شود در حالی که تنش فشاری محیطی در مرز پایینی این ناحیه برابر با صفر است. عرض ناحیه فشاری موثر که با  $b_{ECZ}$  نشان داده می‌شود تابعی از هندسه پروفیل و جنس ورق می‌باشد.

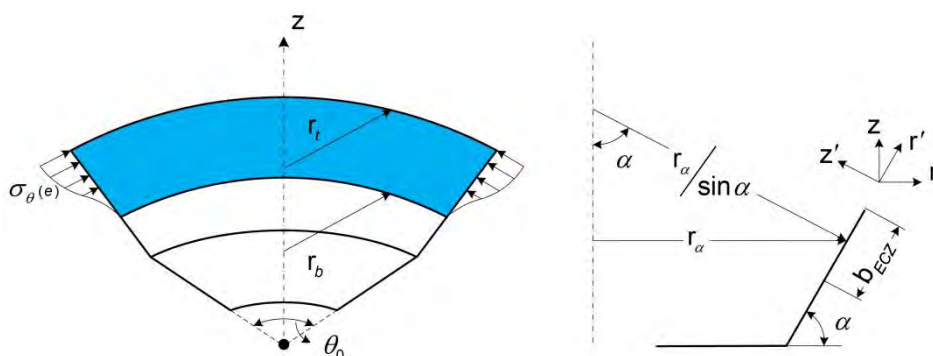
<sup>1</sup> Wrinkling factor





شکل (۲-۴) توزیع تنش محیطی در بخش فشاری ناحیه انتقال

شکل (۳-۴) شماتیک بخش فشاری ناحیه انتقال را نشان می‌دهد. در این شکل پارامترهای هندسی ناحیه فشاری موثر مشخص شده است. مرز بالایی و پایینی ناحیه فشاری موثر به ترتیب دارای شعاع  $r_t$  و شعاع  $r_b$  می‌باشد. مرزهای جانبی ناحیه فشاری موثر نیز از یک طرف به بخش کششی ناحیه انتقال و از طرف دیگر به بخش عریض محدود می‌شود که زاویه بین این دو مرز برابر با  $\theta_0$  است.



شکل (۳-۴) شماتیک بخش فشاری ناحیه انتقال

#### ۲-۶-۴- موج فرضی

با توجه به مشخص شدن ناحیه فشاری موثر، حال می‌توان با در نظر گرفتن شرایط مرزی این ناحیه، شکل موج چین خوردگی را تعیین کرد. شرایط مرزی این ناحیه عبارتند از:

$$w = 0, \quad \frac{\partial w}{\partial r} = 0 \quad \text{at} \quad r = r_b \quad (28-4)$$

$$w = 0 \quad \text{at} \quad \theta = 0, \theta_0 \quad (29-4)$$

این شرایط مرزی مطابق با مشاهدات در آزمایش‌های تجربی در نظر گرفته شدند. مطابق رابطه (۲۸-۴) شرط مرزی اول مربوط به مرز پایینی ناحیه فشاری موثر است جایی که میزان خیز و شیب تغییرات خیز صفر است. مرز بالایی ناحیه فشاری

موثر نیز آزاد می‌باشد. در مورد مرزهای جانبی نیز مطابق رابطه (۴-۲۹) تنها میزان خیز صفر در نظر گرفته می‌شود (شرط مرزی دوم).

با در نظر گرفتن شرایط مرزی ذکر شده، رابطه (۴-۳۰) برای شکل موج در مختصات  $(r, \theta)$  پیشنهاد شد. در این رابطه، ثابت دامنه موج را مشخص می‌کند. همچنین  $m$  تعداد نیم موجها اتفاق افتاده در راستای محیطی ناحیه فشاری موثر است.

$$w(r, \theta) = w_0 \sin\left(\frac{m\pi\theta}{\theta_0}\right) (r - r_b)^p \quad (۴-۳۰)$$

برای این که مطابق شرط مرزی اول، شیب تغییرات خیز در مرز پایینی صفر گردد، باید توان  $p$  مشخص گردد. بنابراین در رابطه (۴-۳۱) شیب تغییرات خیز محاسبه و برابر با صفر قرار گرفته شد.

$$\frac{\partial w}{\partial r} = w_0 \sin\left(\frac{m\pi\theta}{\theta_0}\right) p(r - r_b)^{p-1} \Big|_{r=r_b} = 0 \quad (۴-۳۱)$$

در این رابطه برای اینکه شرط مرزی اول ارضاء شود باید توان  $p$  مساوی و بزرگتر از دو انتخاب گردد. رابطه (۴-۳۰) را می‌توان در مختصات  $(r', \theta)$  با در نظر گرفتن اینکه  $r' = r/\cos\alpha$  بازنویسی کرد.

$$w(r', \theta) = w_0 \sin\left(\frac{m\pi\theta}{\theta_0}\right) [\cos\alpha (r' - r'_b)]^p \quad (۴-۳۲)$$

#### ۴-۶-۳- شاخص چین خوردگی

با استفاده از تابع موج فرض شده و روابط انرژی داخلی و کار نیروهای خارجی می‌توان رابطه شاخص چین خوردگی را در بخش فشاری ناحیه انتقال پروفیل‌های با سطح مقطع متغیر بدست آورد. از آنجایی که میدان تنش و کرنش و همچنین نیروهای خارجی محیطی از یک ردیف المان به ردیف المان دیگر تفاوت می‌کنند، در روش ارائه شده، انتگرال روی سطح ناحیه فشاری موثر در روابط انرژی داخلی (۴-۲۵) و کار نیروهای خارجی (۴-۲۶) به صورت جمع انتگرال‌های گرفته شده بر روی ردیف‌های المان تبدیل شد. با وجود اینکه در یک ردیف المان، توزیع تنش و کرنش از یک المان به المان دیگر تقریباً یکسان است، میانگین مدول‌های سفتی لحظه‌ای برای هر ردیف محاسبه و برای بدست آوردن انرژی داخلی بکار رفت. مدول‌های سفتی لحظه‌ای میانگین به صورت  $\bar{L}_{ijkl}(e)$  نشان داده می‌شوند که  $e$  نشان‌دهنده شماره ردیف المان است که شماره گذاری ردیف‌ها از مرز پایین به مرز بالایی ناحیه فشاری موثر انجام می‌شود و تعداد ردیف المان‌ها برابر  $nr$  است. همچنین نیروهای خارجی محیطی وارد شده به هر ردیف المان نیز به صورت  $N_{22}(e) = -t\sigma_\theta(e)$  نشان داده می‌شوند. در این مساله نیروهای خارجی شعاعی وارد شده به مرز بالا و پایین ناحیه فشاری موثر برابر با صفر ( $N_{11} = -t\sigma_{rr} = 0$ ) است.

در این مساله با توجه به این که ورق در یک راستا دارای شعاع انحنای بی نهایت است، از سیستم مختصات استوانه‌ای استفاده شد. با در نظر گرفتن شکل موج  $w(r', \theta)$  و انحنای  $b_{r'r'} = 0$  و  $b_{\theta\theta} = \sin\alpha / (r' \cos\alpha)$  شاخص چین خوردگی به صورت رابطه (۴-۳۳) بدست می‌آید.

$$W_e = \frac{\Delta T}{\Delta U} \quad (33-4)$$

$$= \frac{\sum_{e=1}^{nr} -\frac{t}{2} \int_0^{\theta_0} \int_{(r_b+(e-1)(b_{ECZ}/nr))/\cos\alpha}^{(r_b+e(b_{ECZ}/nr))/\cos\alpha} \left\{ \sigma_\theta(e) \left( \frac{1}{r'} \frac{\partial w}{\partial \theta} \right)^2 \right\} r' \cos^2 \alpha \, dr' d\theta}{\sum_{e=1}^{nr} \frac{t^3}{24} \int_0^{\theta_0} \int_{(r_b+(e-1)(b_{ECZ}/nr))/\cos\alpha}^{(r_b+e(b_{ECZ}/nr))/\cos\alpha} \left\{ \begin{aligned} & \bar{L}_{1111}(e) \left( \frac{\partial^2 w}{\partial r'^2} \right)^2 \\ & + \bar{L}_{2222}(e) \left( \frac{1}{r'} \frac{\partial w}{\partial r'} + \frac{1}{r'^2} \frac{\partial^2 w}{\partial \theta^2} \right)^2 \\ & + 2\bar{L}_{1122}(e) \frac{\partial^2 w}{\partial r'^2} \left( \frac{1}{r'} \frac{\partial w}{\partial r'} + \frac{1}{r'^2} \frac{\partial^2 w}{\partial \theta^2} \right) \\ & + 4\bar{L}_{1212}(e) \frac{\partial^2 w}{\partial r'^2} \left( \frac{1}{r'} \frac{\partial^2 w}{\partial r' \partial \theta} - \frac{1}{r'^2} \frac{\partial w}{\partial \theta} \right)^2 \\ & + \frac{12}{t^2} \bar{L}_{2222}(e) \left( \frac{w}{r' \cos \alpha} \sin \alpha \right)^2 \end{aligned} \right\} r' \cos^2 \alpha \, dr' d\theta}$$

رابطه (33-4) را می توان با تغییر متغیر  $r' = r/\cos \alpha$  به صورت رابطه (34-4) بازنویسی کرد.

$$W_e = \frac{\Delta T}{\Delta U} \quad (34-4)$$

$$= \frac{\sum_{e=1}^{nr} -\frac{t}{2} \cos^2 \alpha \int_0^{\theta_0} \int_{r_b+(e-1)(b_{ECZ}/nr)}^{r_b+e(b_{ECZ}/nr)} \left\{ \sigma_\theta(e) \left( \frac{1}{r} \frac{\partial w}{\partial \theta} \right)^2 \right\} r \, dr d\theta}{\sum_{e=1}^{nr} \frac{t^3}{24} \cos^4 \alpha \int_0^{\theta_0} \int_{r_b+(e-1)(b_{ECZ}/nr)}^{r_b+e(b_{ECZ}/nr)} \left\{ \begin{aligned} & \bar{L}_{1111}(e) \left( \frac{\partial^2 w}{\partial r^2} \right)^2 \\ & + \bar{L}_{2222}(e) \left( \frac{1}{r} \frac{\partial w}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 w}{\partial \theta^2} \right)^2 \\ & + 2\bar{L}_{1122}(e) \frac{\partial^2 w}{\partial r^2} \left( \frac{1}{r} \frac{\partial w}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 w}{\partial \theta^2} \right) \\ & + 4\bar{L}_{1212}(e) \left( \frac{1}{r} \frac{\partial^2 w}{\partial r \partial \theta} - \frac{1}{r^2} \frac{\partial w}{\partial \theta} \right)^2 \\ & + \frac{12}{t^2} \frac{1}{\cos^4 \alpha} \bar{L}_{2222}(e) \left( \frac{w}{r} \sin \alpha \right)^2 \end{aligned} \right\} r \, dr d\theta}$$

با جایگذاری رابطه (30-4) در رابطه (34-4) شاخص چین خوردگی از رابطه (35-4) قابل محاسبه است.

$$W_e = \frac{-\sum_{e=1}^{nr} \sigma_\theta(e) I_\theta(e)}{\left( \frac{t^2}{12} \cos^2 \alpha \right) \sum_{e=1}^{nr} I_T(e)} \quad (35-4)$$

جایی که  $I_\theta(e)$  و  $I_T(e)$  از رابطه (36-4) و (37-4) بدست می آید.

$$I_\theta(e) = \int_{r_b+(e-1)(b_{ECZ}/nr)}^{r_b+e(b_{ECZ}/nr)} \left( \frac{\pi^2 m^2 (r - r_b)^{2p}}{\theta_0 r} \right) dr \quad (36-4)$$

$$I_T(e) = \int_{r_b+(e-1)(b_{ECZ}/nr)}^{r_b+e(b_{ECZ}/nr)} \left( \bar{L}_{1111}(e) A_1 + \bar{L}_{2222}(e) A_2 + 2\bar{L}_{1122}(e) A_3 + 4\bar{L}_{1212}(e) A_3 \right) r \, dr \quad (37-4)$$

$A_1, A_2, A_3, A_4$  نیز به ترتیب از روابط (38-4), (39-4), (40-4), (41-4) محاسبه می شوند.

$$A_1 = \frac{p^2 (p-1)^2 (r - r_b)^{2(p-2)} \theta_0}{2} \quad (38-4)$$

$$A_2 = \frac{p^2(r-r_b)^{2(p-1)}\theta_0}{2r^2} + \frac{m^4\pi^4(r-r_b)^{2p}}{2r^4\theta_0^3} + \frac{12(1-\cos^2\alpha)(r-r_b)^{2p}\theta_0}{2r^2t^2\cos^4\alpha} - \frac{2m^2\pi^2p(r-r_b)^p(r-r_b)^{p-1}}{2\theta_0r^3} \quad (39-4)$$

$$A_3 = \frac{p(p-1)(r-r_b)^{2p-3}(pr\theta_0^2 - m^2\pi^2(r-r_b))}{2r^2\theta_0} \quad (40-4)$$

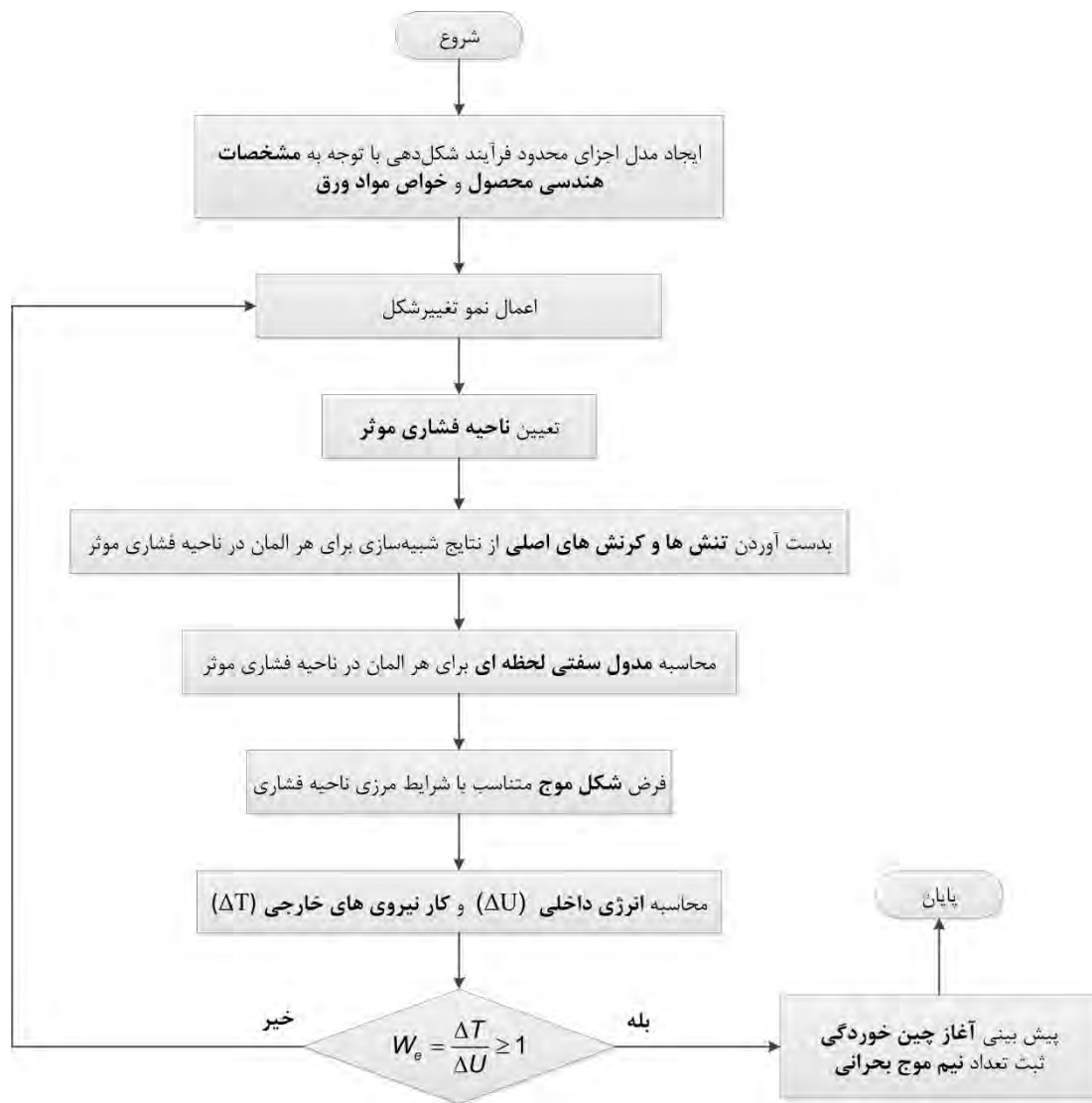
$$A_4 = \frac{m^2\pi^2(r-r_b)^{2(p-2)}(pr - (r-r_b))^2}{2r^4\theta_0} \quad (41-4)$$

در رابطه (۳۵-۴) که برای محاسبه شاخص چین خوردگی بدست آمد توان  $P$  و تعداد نیم موج  $m$  مجهول است. برای بدست آوردن شکل موجی که دارای بیشترین احتمال وقوع است، شاخص چین خوردگی به ازای توان‌ها و تعداد نیم موج‌های مختلف محاسبه می‌گردد و توان و تعداد نیم موجی که دارای بزرگترین شاخص چین خوردگی است، به عنوان توان مناسب و تعداد نیم موج بحرانی انتخاب می‌گردد.

بر مبنای روابط ارائه شده، برنامه‌ای در نرم افزار متلب تدوین شد که این برنامه با بدست آوردن میدان تنش و کرنش از شبیه‌سازی اجزای محدود قادر به محاسبه شاخص چین خوردگی است.

#### ۴-۶-۴- روندنمایی پیش‌بینی چین خوردگی با استفاده از شاخص چین خوردگی بر مبنای روش انرژی

به منظور پیش‌بینی چین خوردگی با استفاده از شاخص چین خوردگی بر مبنای روش انرژی روندی مطابق شکل (۴-۴) تدوین شد. این روند با ایجاد مدل اجزای محدود فرآیند شکل‌دهی با توجه به پارامترهای هندسی محصول و خواص مواد ورق آغاز می‌شود و با انجام شبیه‌سازی اجزای محدود و استفاده از معیار انرژی ارائه شده برای تعیین شاخص چین خوردگی ادامه پیدا می‌کند. در این مدل، چین خوردگی زمانی پیش‌بینی می‌گردد که شاخص چین خوردگی مساوی و یا بزرگتر از یک شود.



شکل (۴-۴) روندنمایی پیش‌بینی چین‌خوردگی با استفاده از معیار انرژی ارائه شده

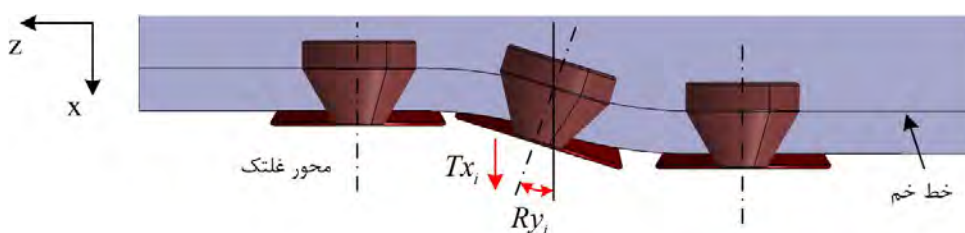
## فصل ۵ طراحی و ساخت دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر

### ۵-۱- پیشگفتار

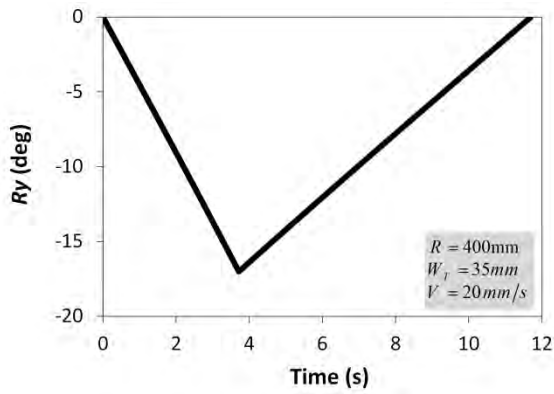
در این فصل مراحل طراحی و ساخت دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر تک ایستگاه به صورت خلاصه تشریح می‌گردد. بدین منظور ابتدا به مراحل طراحی سازوکار حرکت‌دهنده ایستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر پرداخته می‌شود که شامل تحلیل‌های سینماتیکی و دینامیکی است. سپس بخش‌های تغذیه ورق و کنترل دستگاه توضیح داده می‌شوند.

### ۵-۲- طراحی سازوکار حرکت‌دهنده ایستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر

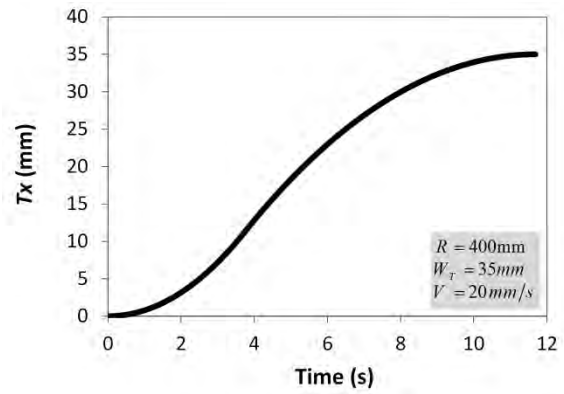
همانطور که در شکل (۱-۴) نشان داده شد، برای بدست آوردن هندسه مطلوب در ناحیه انتقال پروفیل‌های با سطح مقطع متغیر، غلتک‌ها همواره باید به گونه‌ای حرکت کنند که محور غلتک‌ها عمود بر خط خم پروفیل باشد که این اصل با ترکیب حرکت خطی و دورانی برای غلتک‌ها امکان‌پذیر می‌گردد. این حرکت‌ها در شکل (۵-۱) (الف) نشان داده شده‌است. در این شکل موقعیت ورق ثابت در نظر گرفته شده و موقعیت غلتک‌ها در سه زمان از فرآیند تصویر شده‌است. بنابراین با در نظر گرفتن اصل عمود بودن که در فصل اول توضیح داده شد و با توجه به هندسه ناحیه انتقال، می‌توان میزان جابه‌جایی خطی و دورانی مورد نیاز برای غلتک‌ها را محاسبه کرد. برای پروفیلی که خط خم آن در ناحیه انتقال از دو کمان دایره‌ای با شعاع و زاویه برابر تشکیل شده‌است، روند حرکت خطی و دورانی غلتک‌ها به ترتیب مطابق شکل (۵-۱) (ب) و شکل (۵-۱) (پ) است. همانطور که در شکل (۵-۱) (ب) نشان داده شده‌است، حرکت خطی غلتک‌ها ( $Tx_i$ ) تا پایان ناحیه انتقال در یک جهت ادامه پیدا می‌کند که میزان آن برابر با عرض ناحیه انتقال می‌باشد. در حالی که زاویه چرخش ( $Ry_i$ ) از ابتدای ناحیه انتقال تا پایان ناحیه مقعر افزایش می‌یابد و با آغاز ناحیه محدب، شروع به کاهش می‌کند به طوری که در پایان ناحیه انتقال زاویه چرخش برابر با صفر می‌گردد. حرکت خطی و دورانی غلتک‌ها وابسته به شعاع ناحیه انتقال، عرض ناحیه انتقال، فاصله مرکز دوران غلتک تا خط خم و سرعت حرکت ورق می‌باشد.



(الف)



(پ)

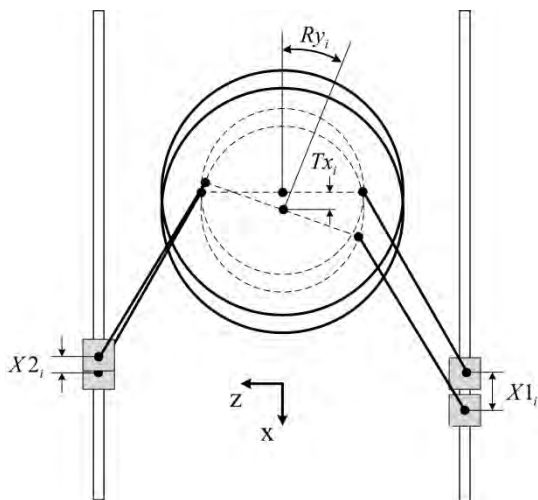


(ب)

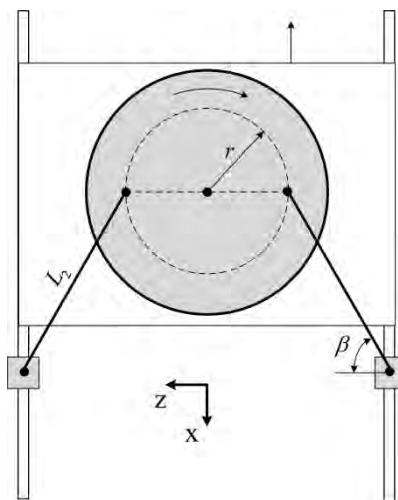
شکل (۱-۵) حرکت غلتک‌ها در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر (الف) موقعیت غلتک‌های شکل‌دهی در سه زمان مختلف فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر (ب) حرکت خطی مورد نیاز برای غلتک‌ها بر حسب زمان در ناحیه انتقال (پ) حرکت دورانی مورد نیاز برای غلتک‌ها بر حسب زمان در ناحیه انتقال برای پروفیلی با شعاع ناحیه انتقال ۴۰۰ میلی‌متر و عرض ناحیه انتقال ۳۵ میلی‌متر و سرعت ورق ۲۰ میلی‌متر بر ثانیه

### ۵-۲-۲- طراحی سینماتیکی

برای ایجاد حرکت‌های مورد نیاز برای غلتک‌ها یک سازوکار سینماتیک موازی<sup>۱</sup> مطابق شکل (۲-۵) طراحی شد. این سازوکار دارای دو محور می‌باشد که حرکت خطی در امتداد آن‌ها، حرکت خطی و دورانی همزمان را برای دیسک مرکزی ایجاد می‌کند. در این سازوکار در صورتی که هر دو محور به یک میزان حرکت کنند، دیسک تنها حرکت خطی خواهد داشت اما در صورتی که این دو محور دارای حرکت نسبی باشند علاوه بر حرکت خطی، حرکت دورانی نیز برای دیسک ایجاد می‌گردد. پارامترهای مهم این سازوکار عبارتند از طول بازو مفصل لغزنده به دیسک ( $L_2$ )، زاویه نصب بازو ( $\beta$ ) و شعاع دایره‌ای بر روی دیسک که بازو بر روی آن نصب می‌گردد ( $r$ ) می‌باشد.



(ب)

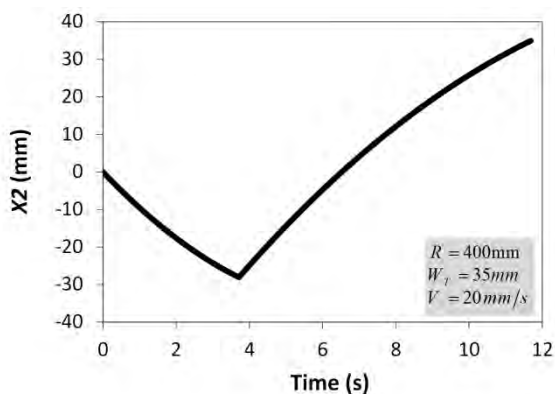


(الف)

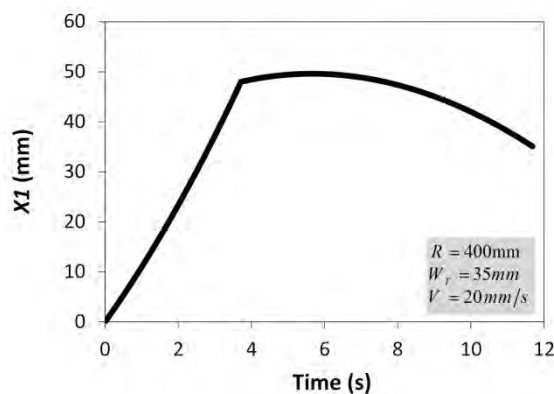
<sup>1</sup> Parallel kinematic mechanism

شکل (۲-۵) سازوکار سینماتیک موازی برای دستگاه شکل دهی غلتکی انعطاف پذیر (الف) سازوکار طراحی شده و پارامترهای هندسی موثر آن (ب) سازوکار طراحی شده پس از حرکت خطی هر یک از محورها

شکل (۳-۵) نحوه حرکت محورهای اول ( $X1_i$ ) و دوم ( $X2_i$ ) برای ایجاد حرکت خطی ( $Tx_i$ ) و دورانی ( $Ry_i$ ) دیسک مطابق با شکل (۱-۵) (ب) و شکل (۱-۵) (پ) را نشان می دهد. با استفاده از این نتایج می توان سرعت و شتاب حرکت را نیز در امتداد هر محور محاسبه کرد که در طراحی موتور و سیستم انتقال قدرت دارای اهمیت است.



(ب)



(الف)

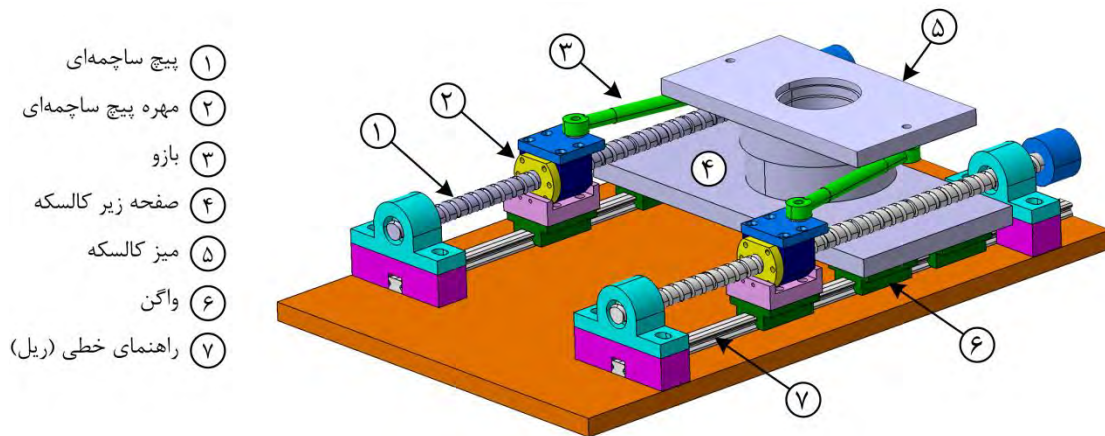
شکل (۳-۵) حرکت خطی در راستای محور اول (الف) و محور دوم (ب) برای ایجاد حرکت خطی و دورانی دیسک مطابق شکل (۱-۵) (الف) و (ب)

### ۳-۲-۵- پیاده سازی سازوکار طراحی شده

مطابق شکل (۴-۵) سازوکار طراحی شده به این شکل پیاده سازی شد که برای ایجاد حرکت خطی در امتداد هر محور، از یک پیچ ساچمه ای که از یک طرف به سروموتور متصل است استفاده شد. دوران حاصل از چرخش هر سروموتور، پیچ ساچمه ای<sup>۱</sup> مربوط به آن موتور را به چرخش در می آورد، چرخش پیچ ساچمه ای نیز سبب جابجایی خطی مهره ای آن می گردد. این حرکت با استفاده از بازو به میز کالسکه انتقال داده می شود. میز با استفاده از یک یاتاقان بندی ویژه بر روی صفحه پایینی کاسکه نصب شده است که این سیستم یاتاقان بندی امکان چرخش میز نسبت به صفحه پایینی را فراهم می کند. صفحه پایینی کالسکه نیز بواسطه ای واگن های تعبیه شده در زیر آن، قابلیت حرکت بر روی دو راهنمای خطی را دارد. پس بدین ترتیب کاسکه می تواند حرکت خطی و دورانی داشته باشد. حال با چرخش موتورها به اندازه ی مشخص می توان حرکت های خطی و چرخشی مورد نظر میز را ایجاد کرد.

<sup>1</sup> Ball screw

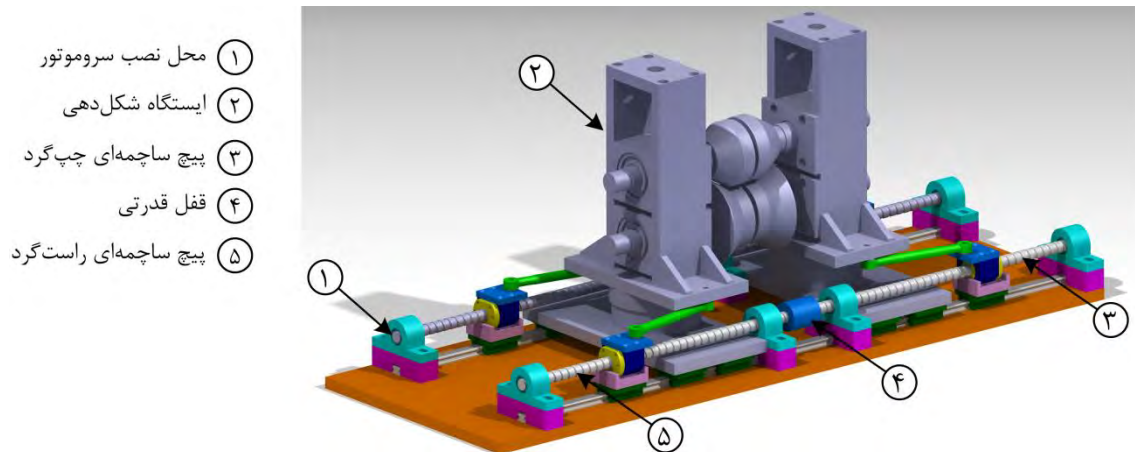




- ① پیچ ساچمه‌ای
- ② مهره پیچ ساچمه‌ای
- ③ بازو
- ④ صفحه زیر کالسکه
- ⑤ میز کالسکه
- ⑥ واگن
- ⑦ راهنمای خطی (ریل)

شکل (۴-۵) سازوکار ایستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر

ایستگاه شکل‌دهی بر روی میز کالسکه نصب می‌گردد. با توجه به حرکت غلتک‌ها در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر، برخلاف شکل‌دهی غلتکی سرد، شافت غلتک‌ها نمی‌تواند یکپارچه شوند. بنابراین ایستگاه شکل‌دهی باید به صورت دو بخش مجزا ساخته و برای هر بخش یک سازوکار حرکت دهنده در نظر گرفته شود. از آنجایی که هدف از ساخت این دستگاه، شکل‌دهی پروفیل‌های متقارن است، تنها از یک جفت سروموتور استفاده شد و حرکت آن از طریق اتصال پیچ ساچمه‌ای راستگرد به چپ‌گرد به صورت متقارن به طرف دیگر منتقل گردید.



- ① محل نصب سروموتور
- ② ایستگاه شکل‌دهی
- ③ پیچ ساچمه‌ای چپ‌گرد
- ④ قفل قدرتی
- ⑤ پیچ ساچمه‌ای راست‌گرد

شکل (۵-۵) ایستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر

## ۵-۲-۴- تحلیل دینامیکی

از آنجایی که حرکت خطی غلتک‌ها به صورت شتاب‌دار می‌باشد، برای بدست آوردن نیروها و گشتاورها وارد بر اجزای مختلف سازوکار و همچنین بدست آوردن گشتاور لازم برای موتورها نیاز به انجام تحلیل دینامیکی سازوکار می‌باشد. بدین منظور از بسته سیم‌مکانیکس<sup>۱</sup> متلب استفاده شد. این بسته یک جعبه ابزار مدل‌سازی فیزیکی بسیار قوی است که هدف آن شبیه‌سازی حرکت انتقالی یا دورانی سیستم‌های مکانیکی تشکیل شده از اجسام صلب متصل به هم توسط مفاصل در دو یا

<sup>۱</sup> SimMechanics

سه بعد می‌باشد. برای مدل‌سازی یک سیستم مکانیکی در سیم‌مکانیکس از بلوک‌های مختلفی استفاده می‌شود که در ادامه به صورت مختصر به توضیح آن‌ها پرداخته می‌شود [۹۱]:

- بلوک بدنه<sup>۱</sup>: این بلوک برای مدل کردن اجسام صلب از طریق وارد کردن مقدار جرم، تانسور ممان اینرسی، مختصات مرکز جرم، جهت‌گیری<sup>۲</sup> و تعیین یک یا چند سیستم مختصات الحاقی (CS) استفاده می‌شود. هر مفصل<sup>۳</sup>، یا عملگر<sup>۴</sup> یا سنسور<sup>۵</sup> که به جسم متصل می‌شود می‌بایست به مبدا یکی از سیستم‌های مختصات الحاقی بدنه (CS) متصل گردد.
- بلوک‌های مفصل: این بلوک‌ها برای نمایش حرکات نسبی بین بدنه‌ها به عنوان درجات آزادی استفاده می‌شود. زیرا بدنه‌ها حامل هیچ درجه آزادی نیستند.
- بلوک‌های عملگر: با استفاده از این بلوک‌ها می‌توان یک نیروی متغیر با زمان به یک بدنه یا مفصل اعمال کرد و یا موقعیت، سرعت، شتاب یک مفصل را به صورت تابعی از زمان مشخص کرد.
- بلوک‌های سنسور: با استفاده از این بلوک‌ها می‌توان حرکت بدنه‌ها و مفصل‌ها و همچنین نیروها و گشتاورهای روی مفصل‌ها را اندازه‌گیری کرد.
- بلوک زمین<sup>۶</sup>: یک نقطه روی جسم ایده‌آل با جرم بی‌نهایت و ابعاد بی‌نهایت را مدل می‌کند، به گونه‌ای که مانند یک محیط ثابت شده برای سیستم‌ها بکار می‌رود، این بلوک به کاربر این امکان را می‌دهد که درجات آزادی سیستم نسبت به محیطش را تعیین کند. برای معتبر بودن مدل در سیم‌مکانیکس باید حداقل یک بلوک زمین اتصال داده شده به یک بلوک بدنه یا مفصل وجود داشته باشد.
- بلوک پیرامون مکانیکی<sup>۷</sup> این بلوک امکان انتخاب اندازه و جهت شتاب گرانشی و همچنین نوع تحلیل را فراهم می‌سازد.

با استفاده از این بلوک‌ها و تعریف مشخصات مورد نیاز هر یک و برقراری ارتباط درست بین آن‌ها می‌توان یک سیستم مکانیکی را مدل‌سازی کرد. شکل (۵-۶) مدل سیم‌مکانیکس سازوکار ایستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر را نشان می‌دهد. هدف از این مدل بدست آوردن نیرو لازم برای ایجاد حرکت در امتداد محورهای سازوکار می‌باشد. این مدل شامل ورودی‌ها، خروجی‌ها و زیر مدل می‌باشد. یکی از ورودی‌های این مدل، حرکت محورهای سازوکار می‌باشد. برای بدست آوردن حرکت محورها یک برنامه متلب برمبنای روابط سینماتیکی تدوین شد. در این برنامه با وارد کردن هندسه ناحیه انتقال، سرعت ورق و پارامترهای هندسی سازوکار، حرکت محورها (جابه‌جایی بر حسب زمان، سرعت بر حسب زمان و شتاب بر حسب زمان) محاسبه می‌شود. این برنامه با مدل سیم‌مکانیکس مرتبط شد تا به این طریق داده‌ها مسقیماً وارد مدل سیم‌مکانیکس گردد. ورودی دیگر این مدل نیروهای وارد بر مرکز کاسکه در راستای محور X (Force X) و گشتاور حول محور Y (Torque Y) است. برای بدست آوردن این نیرو و گشتاور از شبیه‌سازی اجزای محدود استفاده شد. بدین منظور برآیند نیرو در راستای محور X و گشتاور حول محور Y وارد بر مرکز دوران غلتک‌ها استخراج و بیشینه آن‌ها به عنوان ورودی مدل در نظر گرفته شد.

<sup>1</sup> Body

<sup>2</sup> Orientation

<sup>3</sup> Joint

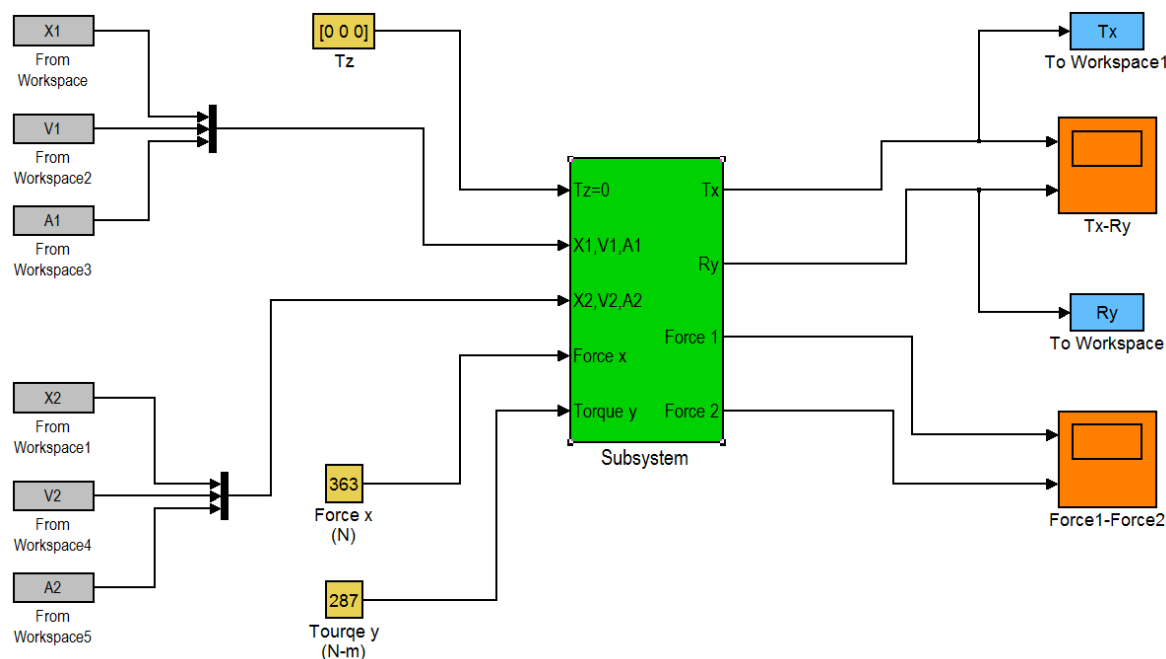
<sup>4</sup> Actuator

<sup>5</sup> Sensor

<sup>6</sup> Ground

<sup>7</sup> Mechanical Environment

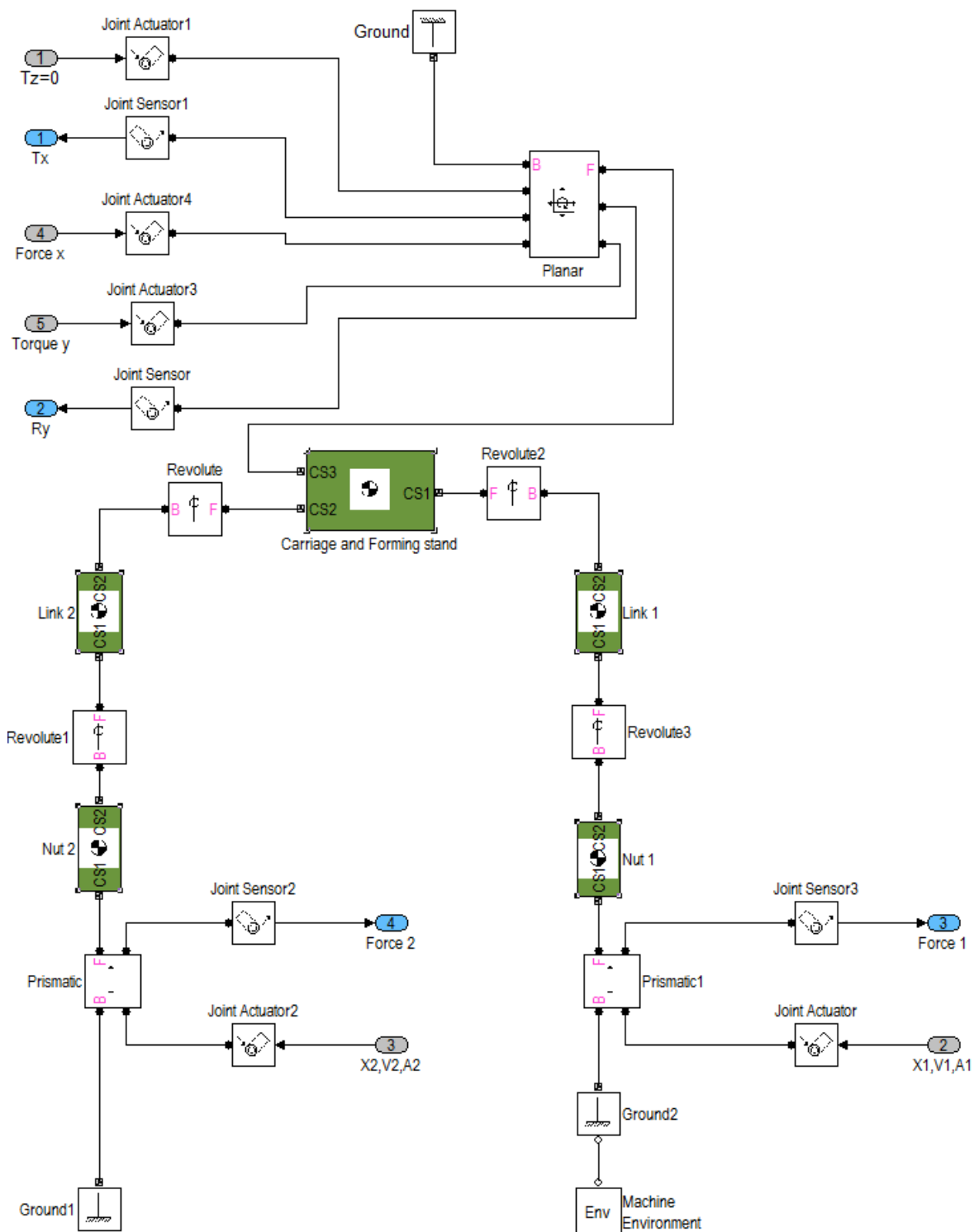
نیروی لازم برای حرکت هر یک از محورها یکی از خروجی‌های این مدل است. با استفاده از این نیروها می‌توان گشتاور سروموتور مورد نیاز را بدست آورد. حرکت خطی و دورانی کالسکه نیز به عنوان یکی دیگر از خروجی‌های این مدل در نظر گرفته شد. بدست آوردن حرکت خطی و دورانی کالسکه از تحلیل سیم‌مکانیکس و مقایسه آن با مقادیر بدست آمده از روابط سینماتیک می‌تواند معیاری برای بررسی صحت مدل‌سازی انجام شده باشد. زیرا ابتدا حرکت هر یک از محورها با استفاده از روابط سینماتیکی سازوکار و با توجه میزان حرکت خطی و دورانی مورد نیاز بدست آمده است (سینماتیک معکوس) و به عنوان ورودی این مدل تعریف شده است، حال اگر مدل‌سازی به درستی انجام شده باشد با اعمال این حرکت‌ها باید حرکت خطی و دورانی کالسکه مجدداً بدست آید (سینماتیک مستقیم).



شکل (۵-۶) مدل سیم‌مکانیکس سازوکار ایستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر

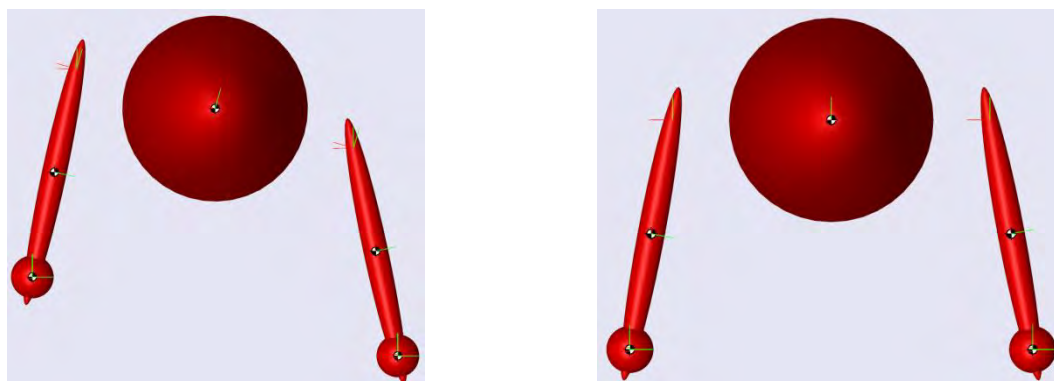
زیر مدل در واقع شامل بخش‌های مختلف سازوکار می‌باشد که با استفاده از بلوک‌های معرفی شده در ابتدای این بخش، تعریف شده‌اند و ارتباط بین آن‌ها مشخص شده است. شکل (۵-۷) زیر مدل سیم‌مکانیکس سازوکار ایستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر را نشان می‌دهد. در این زیر مدل، کالسکه و ایستگاه شکل‌دهی، دو بازو و دو مهره پیچ ساچمه‌ای با استفاده از بلوک‌های بدنه مدل شده‌اند. مشخصات هر یک از بلوک‌های بدنه مانند جرم، تانسور ممان اینرسی و مختصات مرکز جرم با مدل‌سازی هر یک از این بخش‌ها در نرم‌افزار کتیا و تعیین جنس برای آن‌ها بدست آمده است. مشخصات دیگر آن‌ها نیز مانند مختصات محل‌های اتصال با سایر اجزاء، زاویه آن‌ها نسبت به محورها نیز مطابق با هندسه طراحی شده برای سازوکار در نظر گرفته شده است. مفصل‌ها نیز با استفاده از هفت بلوک تعریف شده‌اند. یک مفصل با دو درجه آزادی خطی در صفحه و یک درجه آزادی دورانی حول محور عمود بر صفحه (Planar joint) برای مدل‌سازی حرکت کالسکه استفاده شده که البته یکی از درجات آزادی خطی آن محدود شده است ( $T_z=0$ ). نیرو در راستای X و گشتاور حول Y که از شبیه‌سازی بدست آمده در این بلوک با استفاده از دو عملگر اعمال گردیده است. همچنین دو سنسور برای خواندن میزان چرخش و حرکت خطی کالسکه در نظر گرفته شده است. چهار مفصل با یک درجه آزادی دورانی (Revolute joint) برای مدل‌سازی اتصال بازوها به کالسکه و مهره پیچ ساچمه‌ای استفاده شده است. دو مفصل نیز با یک درجه آزادی خطی (Prismatic joint) ارتباط بین مهره پیچ

ساقچه‌ای و پیچ ساقچه‌ای را مدل‌سازی می‌کند. حرکت محورها از طریق یک عملگر به این مفاصل اعمال شده است و سنسورهایی نیز برای خواندن مقدار نیرو و بکار رفته است.



شکل (۵-۷) زیرمدل سیم‌مکانیکس سازوکار ایستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر

در نمونه مورد مطالعه، حرکت محورها مطابق شکل (۳-۵) است. همچنین بیشینه نیرو و گشتاور اعمالی به مرکز کالسکه به ترتیب ۳۶۳ نیوتن در جهت منفی محور X و ۲۸۷ نیوتن متر به صورت پادساعتگرد حول محور Y می‌باشند. با مشخص شدن ورودی‌های مدل، شبیه‌سازی به صورت دینامیکی انجام شد که شکل (۸-۵) نمایی از این شبیه‌سازی سازوکار را نشان می‌دهد.

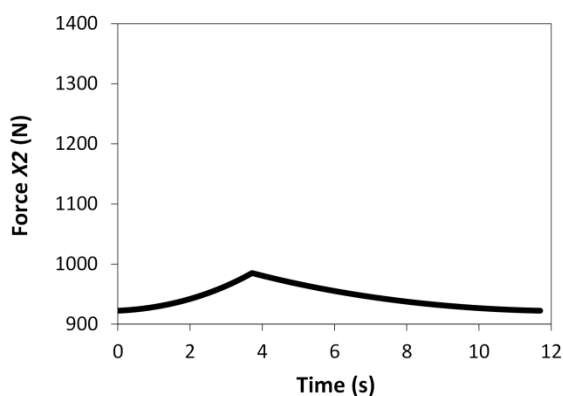


(ب)

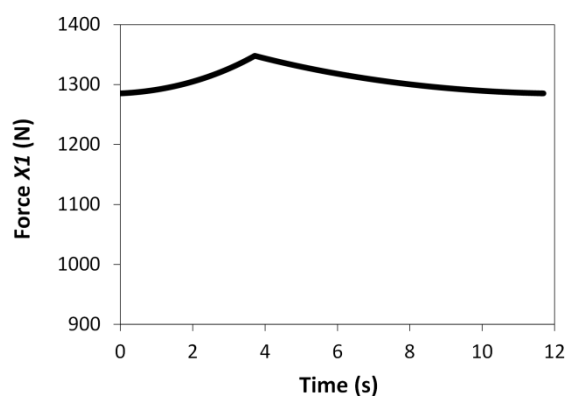
(الف)

شکل (۸-۵) نمایی از شبیه‌سازی سازوکار ایستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر در محیط سیم‌مکانیکس (الف) قبل از آغاز حرکت (ب) در حین حرکت

نتایج شبیه‌سازی نشان داد که حرکت خطی و دورانی کالسکه دقیقاً منطبق با حرکت دورانی و خطی بدست آمده از روابط سینماتیک است که در شکل (۱-۵) نشان داده شده است (به علت انطباق کامل از نشان دادن مجدد آن پرهیز شد). بنابراین مدل ایجاد شده معتبر می‌باشد. شکل (۹-۵) اندازه نیروی لازم برای حرکت در راستای محور اول و دوم را نشان می‌دهد. جهت بردار نیرو در محور اول در جهت مثبت محور X و در محور دوم در جهت منفی محور X است. نتایج نشان می‌دهد اندازه نیرو مورد نیاز در هر دو محور زمانی که شکل‌دهی ناحیه مقعر به پایان می‌رسد به بیشینه مقدار خود می‌رسد و نیرو مورد نیاز برای محور اول همراه بیشتر از نیروی مورد نیاز برای محور دوم است.



(ب)



(الف)

شکل (۹-۵) اندازه نیروی لازم برای حرکت در راستای (الف) محور اول (ب) محور دوم

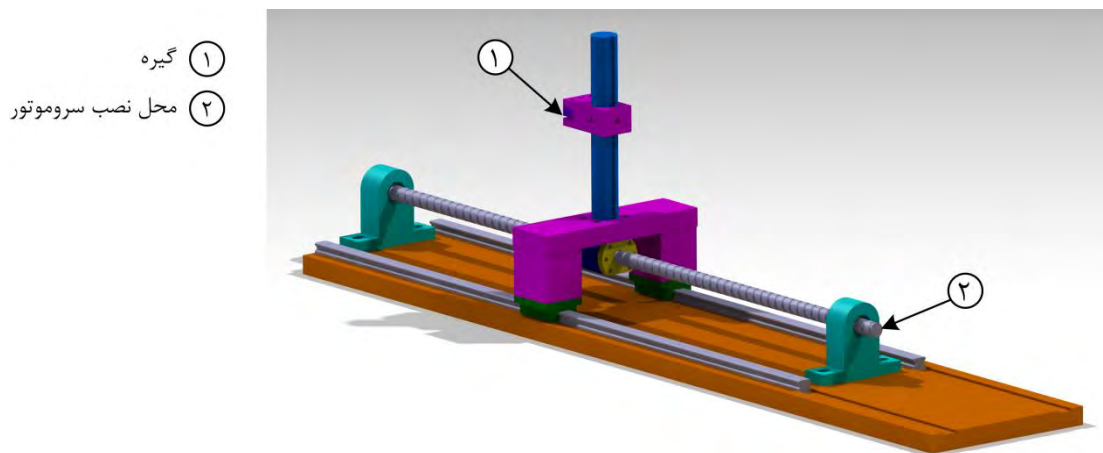
با فرض اصطکاک صفر بین پیچ ساچمه‌ای و مهره آن می‌توان حداقل گشتاور مورد سروموتور هر محور را مطابق رابطه (۵-۱) محاسبه کرد. در این رابطه  $L$  گام پیچ ساچمه‌ای می‌باشد که در سازوکار طراحی شده ۵ میلی‌متر می‌باشد.

$$T = \frac{FL}{2\pi} \quad (۱-۵)$$

از آنجایی که شبیه‌سازی سازی انجام شده مربوط به یک طرف ایستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر می‌باشد و موتور هر محور برای هر دو بخش مورد استفاده قرار می‌گیرد، پس از محاسبه گشتاور از رابطه (۵-۱) باید دو برابر آن را به عنوان حداقل گشتاور مورد نیاز موتور در نظر گرفت. با توجه به توضیحات ذکر شده حداقل گشتاور مورد نیاز برای محور اول و دوم به ترتیب برابر با  $2/145$  نیوتن متر و  $1/567$  نیوتن متر می‌باشد. با توجه به قیمت قابل توجه سروموتورهای با گشتاور نامی بالا، در این دستگاه از یک جعبه‌دنده سیاره‌ای با نسبت انتقال ۵:۱ همراه با یک سروموتور با گشتاور نامی  $2/2$  نیوتن متر برای هر محور استفاده شد.

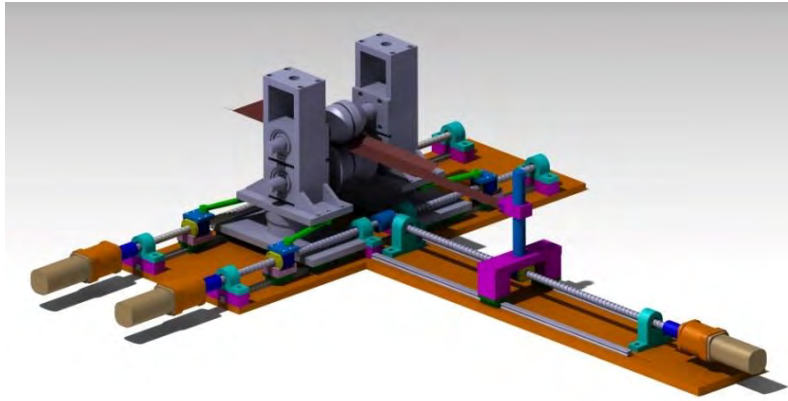
### ۵-۳- طراحی سازوکار بخش تغذیه ورق

در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر، حرکت غلتک‌ها باید به صورت کاملاً هماهنگ با حرکت ورق انجام شود. از آنجایی که دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر طراحی شده دارای یک ایستگاه شکل‌دهی می‌باشد، نیروی اصطکاک بین غلتک و ورق نمی‌تواند یک حرکت یکنواخت با سرعت ثابت برای ورق ایجاد کند. زیرا در چنین شرایطی به علت کم بودن نیرو اصطکاک، احتمال سر خوردن غلتک بر روی ورق بسیار زیاد است. بنابراین تنظیم حرکت غلتک‌ها با سرعت ورق برای شکل‌دهی ناحیه انتقال بسیار دشوار است. برای رفع این مشکل یک سازوکار ویژه برای تغذیه ورق طراحی شد که در شکل (۳-۱۰) نشان داده شده است. در این سازوکار حرکت خطی ورق از طریق تبدیل حرکت دورانی سروموتور به حرکت خطی توسط پیچ ساچمه‌ای و مهره آن تأمین می‌گردد. این سازوکار دارای یک گیره می‌باشد که سر ورق در آن بسته می‌شود. پایه گیره بر روی مهره پیچ ساچمه‌ای و دو راهنمای خطی سوار است. پیچ ساچمه‌ای به سروموتور متصل است و با چرخش آن ورق در فضای بین غلتک‌ها کشیده می‌شود. برای محاسبه حداقل گشتاور مورد نیاز سروموتور نیز نیروی کشش ورق از شبیه‌سازی استخراج شد. با بدست آوردن بیشینه نیرو کشش و جایگذاری در رابطه (۵-۱) حداقل مقدار گشتاور  $1/66$  نیوتن متر بدست آمد. برای این بخش سروموتوری با گشتاور  $3/2$  نیوتن متر بکار رفت.



شکل (۵-۱۰) سازوکار تغذیه ورق

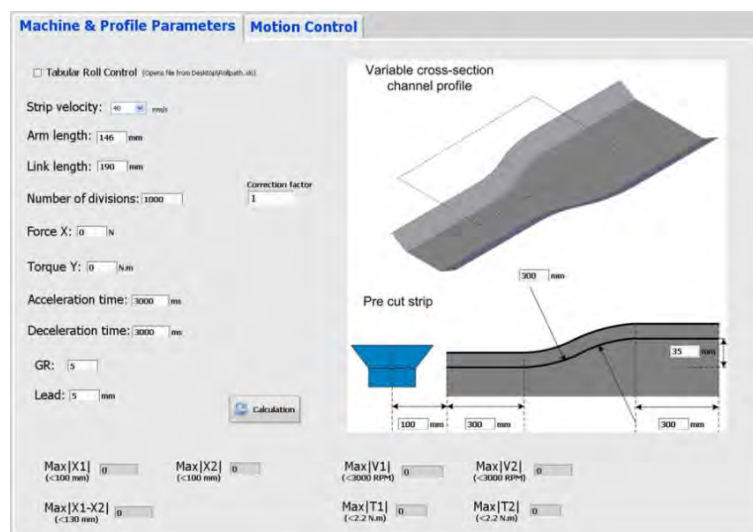
بخش تغذیه ورق باید به صورت عمود بر دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر نصب گردد. شکل (۵-۱۱) موقعیت بخش تغذیه ورق را نسبت به ایستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر نشان می‌دهد. برای اتصال ورق پیش بریده شده به گیره نیز، قسمت باریکی در جلو ورق در نظر گرفته شد که این بخش از ناحیه کف غلتک‌ها عبور داده می‌شود و در گیره نصب می‌گردد.



شکل (۵-۱۱) دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر طراحی شده

#### ۵-۴- طراحی و تدوین نرم‌افزار کنترل

برنامه کنترلی دستگاه با استفاده از نرم‌افزار لب ویو<sup>۱</sup> بر روی یک رایانه شخصی مجهز به کارت کنترل حرکت سروموتور<sup>۲</sup> تدوین شد. این برنامه از دو بخش تشکیل شده است. در بخش اول سرعت ورق، پارامترهای هندسی محصول، مشخصات ایستگاه شکل‌دهی و نیرو و گشتاور بدست آمده از شبیه‌سازی توسط کاربر وارد و مشخصات حرکت هر محور و گشتاور مورد نیاز موتور محاسبه می‌گردد. پس از آن بررسی می‌شود که آیا هر پارامتر در محدوده مجاز قابلیت دستگاه قرار دارد یا خیر. در صورتی که هر یک از پارامترها خارج از محدوده مجاز باشد، پیغام خطا ظاهر می‌شود و گزینه اجرا برنامه غیر فعال می‌گردد. در این بخش امکان کنترل حرکت موتورها با وارد کردن حرکت‌های مورد نظر از طریق فایل اکسل نیز فراهم شده است. از این امکان جهت تولید پروفیل‌هایی استفاده می‌گردد که در ناحیه‌ی انتقال آن‌ها از کمان دایره‌ای استفاده نشده است برای مثال برای تولید پروفیل‌های مخروطی از این بخش استفاده می‌گردد. صفحه ارتباط با کاربر این بخش در شکل (۵-۱۲) (الف) نشان داده شده است. بخش دوم برنامه مربوط به تنظیم موقعیت غلتک‌ها پیش از آغاز شکل‌دهی می‌باشد. در این بخش می‌توان هر محور را در دو حالت سرعت پایین یا سرعت بالا جابه‌جا کرد (شکل (۵-۱۲) (ب)).



(الف)

<sup>1</sup> Labview

<sup>2</sup> Servo Motor Control Universal PCI Card



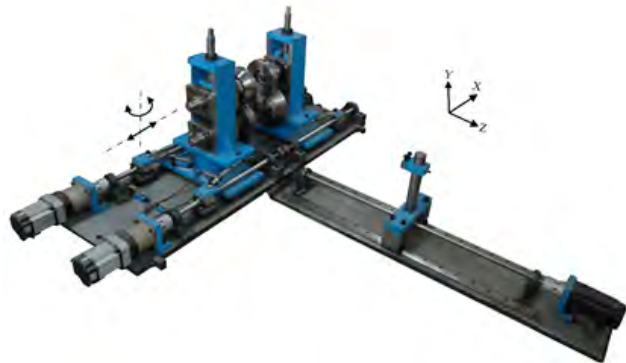


(ب)

شکل (۵-۱۲) (الف) صفحه ارتباط با کاربر بخش اول برنامه کنترلی (ب) صفحه ارتباط با کاربر بخش دوم برنامه کنترلی پس از طراحی ایستگاه شکل دهی غلتکی انعطاف پذیر، تغذیه ورق و برنامه کنترلی دستگاه که در این فصل به صورت مختصر به آن‌ها اشاره شد، ساخت و خرید اجزای مختلف دستگاه انجام شد و پس از مونتاژ دستگاه، پروفیل‌های با سطح متغیر مختلف تولید گردید. شکل (۵-۱۳) (الف) نمایی از دستگاه شکل دهی غلتکی انعطاف پذیر ساخته شده در دانشگاه تربیت مدرس را نشان می‌دهد که بوسیله آن و تنها با تغییر در برنامه کنترلی دستگاه پروفیل‌های شکل (۵-۱۳) (ب) شکل دهی شده است.



(ب)



(الف)

شکل (۵-۱۳) (الف) دستگاه شکل دهی غلتکی انعطاف پذیر تک ایستگاه ساخته شده (ب) پروفیل‌های با سطح مقطع متغیر مختلف تولید شده



## فصل ۶ آزمایش‌های تجربی

### ۶-۱- پیشگفتار

این فصل به آزمایش‌های تجربی انجام شده در این رساله اختصاص دارد. این آزمایش‌ها در سه بخش ارائه می‌شوند که عبارتند از آزمون کشش تک محوری برای بدست آوردن خواص مکانیکی ورق، آزمون‌های شکل‌پذیری برای تعیین حد شکل‌دهی و آزمایش‌های انجام شده بر روی دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر می‌باشند.

### ۶-۲- آزمون کشش<sup>۱</sup> تک محوری برای تعیین خواص مکانیکی ورق

ورق مورد استفاده در تمام آزمایش‌های تجربی از جنس فولاد St12 است. برای تعیین دقیق خواص مکانیکی این ورق، آزمون کشش مطابق با استاندارد ASTM E8 انجام گرفت. بدین منظور، نمونه‌های استاندارد از ورق در سه راستای  $0^\circ$ ،  $45^\circ$ ،  $90^\circ$  نسبت به راستای نورد با استفاده از دستگاه وایرکات تهیه شد. تعداد نمونه‌ها به ازای هر راستا شش عدد بودند. در شکل (۶-۱) نمونه‌های آماده شده برای آزمون کشش تک‌محوری در سه راستای  $0^\circ$ ،  $45^\circ$ ،  $90^\circ$  نشان داده شده است که با استفاده از کاغذ سنباده نرم سطح نمونه‌ها از اکسیدها و آلودگی‌ها پاک و پلیسه‌های ایجاد شده در اثر برش در لبه‌های آنها برطرف شده است.



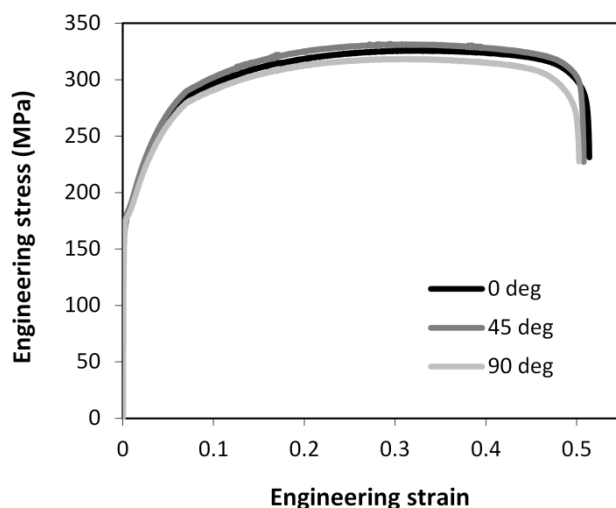
شکل (۶-۱) نمونه‌های آماده شده برای آزمون کشش تک‌محوری در سه راستای  $0^\circ$ ،  $45^\circ$ ،  $90^\circ$  نسبت به راستای نورد

آزمون کشش تک‌محوری بوسیله یک دستگاه اینسترون مدل Instron 5500R با سرعت ۵ میلی‌متر بر دقیقه انجام گرفت که بر روی آن اکستنسیومتر<sup>۲</sup> برای اندازه‌گیری دقیق تغییر طول نصب بود. سه نمونه در هر راستا مورد آزمایش قرار گرفت و

<sup>1</sup> Uniaxial tensile test

<sup>2</sup> Extensometer

منحنی‌های نیرو-جاب‌جایی بدست آمد. تنش مهندسی ( $\sigma_{eng.}$ ) با تقسیم نیرو به مساحت مقطع اولیه و کرنش مهندسی ( $\epsilon_{eng.}$ ) از تقسیم جابه‌جایی به طول اولیه ناحیه اندازه‌گیری بدست آمد. برای محاسبه تنش حقیقی ( $\sigma$ ) و کرنش حقیقی ( $\epsilon$ ) از رابطه‌های (۳-۴) و (۳-۵) استفاده شد. شکل (۶-۲) منحنی تنش-کرنش مهندسی را در سه راستای آزمایش شده نشان می‌دهد که تفاوت اندکی بین آن‌ها مشاهده می‌شود. هر یک از این منحنی‌ها، میانگین نتایج نمونه‌های هر راستا هستند.



شکل (۶-۲) نمودار تنش -کرنش مهندسی

استحکام تسلیم از قاعده کرنش  $0.2\%$  بدست آمد. نتایج نشان داد که تفاوت بسیار کمی بین تنش‌های تسلیم در راستاهای مختلف وجود دارد و تنش تسلیم میانگین برابر با  $173/27$  مگاپاسکال است. مدول الاستیک میانگین نیز  $196/53$  گیگاپاسکال بدست آمد. سایر خواص مکانیکی در جدول (۶-۱) آمده است.

جدول (۶-۱) خواص مکانیکی فولاد St12

افزایش طول <sup>۱</sup> قبل از شکست	استحکام کششی نهایی	استحکام تسلیم	مدول الاستیک
$A(\%)$	$\sigma_u$ (MPa)	$\sigma_y$ (MPa)	$E$ (GPa)
۵۵/۲۶	۳۲۷/۶۸	۱۷۳/۲۷	۱۹۶/۵۳

منحنی تنش -کرنش حقیقی با استفاده از رابطه لودویک-هولومون تقریب زده شد و (۶-۱) بدست آمد.

$$\sigma = 586.8\epsilon^{0.246} \quad (۶-۱)$$

## ۶-۲-۲-۶- محاسبه ضریب‌های ناهمسانگردی

به طور کلی، ضریب ناهمسانگردی در هر راستا به صورت نسبت کرنش در راستای عمود بر آن راستا به کرنش در راستای ضخامت تعریف می‌شود. به عنوان نمونه ضریب ناهمسانگردی در راستای طولی برابر است با:

$$r = \frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_t} = \frac{\ln\left(\frac{W_1}{W_0}\right)}{\ln\left(\frac{t_1}{t_0}\right)} \quad (2-6)$$

که در آن  $W_0$  و  $W_1$  به ترتیب عرض اولیه و عرض بعد از کشش طولی و  $t_0$  و  $t_1$  به ترتیب ضخامت اولیه و ضخامت پس از کشش طولی هستند. از آنجا که اندازه‌گیری کرنش در راستای ضخامت برای ورق فلزی بسیار دشوار است می‌توان با استفاده از فرض ثابت بودن حجم در حین تغییر شکل پلاستیک نسبت ضخامت‌های بعد به قبل از کشش طولی را از رابطه (۳-۶) محاسبه کرد.

$$\frac{t_1}{t_0} = \frac{l_0 W_0}{l_1 W_1} \quad (3-6)$$

که در آن  $l_0$  و  $l_1$  به ترتیب طول اولیه و طول نهایی سنج هستند. به این ترتیب، با جایگذاری رابطه (۳-۶) در رابطه (۲-۶)، رابطه (۴-۶) برای ضریب ناهمسانگردی بر حسب کرنش‌های طولی و عرضی بدست می‌آید.

$$r = -\frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_l + \varepsilon_w} \quad (4-6)$$

برای بدست آوردن ضرایب ناهمسانگردی به این صورت عمل شد که سه نمونه در هر راستا تحت کشش قرار گرفت تا کرنش طولی برابر با ۱۵٪ ایجاد گردد [۹۲]. سپس با اندازه‌گیری عرض نمونه ناحیه اندازه‌گیری و با داشتن عرض اولیه آن کرنش عرضی محاسبه شد. بدین ترتیب با داشتن کرنش عرضی و طولی و استفاده از رابطه (۴-۶) ضرایب ناهمسانگردی در راستای  $0^\circ$  ( $r_0$ )، در راستای  $45^\circ$  ( $r_{45}$ ) و در راستای  $90^\circ$  ( $r_{90}$ ) محاسبه شد. ناهمسانگردی نرمال ( $\bar{r}$ ) و ناهمسانگردی صفحه‌ای ( $\Delta r$ ) نیز از روابط (۵-۶) و (۶-۶) بدست آمد. در جدول (۲-۶) خواص ناهمسانگردی فولاد St12 آمده است.

$$\bar{r} = \frac{r_0 + 2r_{45} + r_{90}}{4} \quad (5-6)$$

$$\Delta r = \frac{r_0 - 2r_{45} + r_{90}}{2} \quad (6-6)$$

جدول (۲-۶) خواص ناهمسانگردی فولاد St12

ناهمسان‌گردی صفحه‌ای	ناهمسان‌گردی نرمال	ضرایب ناهمسانگردی		
		$r_{90}$	$r_{45}$	$r_0$
$\Delta r$	$\bar{r}$	۱/۵۵	۱/۲۳	۱/۳۲
۰/۲۰	۱/۳۲			

### ۳-۶- آزمون‌های شکل‌پذیری برای تعیین منحنی حد شکل‌دهی (FLC)

منحنی حد شکل‌دهی مرزی است بین ترکیبات کرنشی که در آن‌ها واماندگی از نوع گلویی شدن رخ می‌دهد و ترکیبات کرنشی که در شکل‌دهی ورق فلزات قابل قبول هستند. برای بدست آوردن منحنی حد شکل‌دهی، مسیرهای بارگذاری کرنشی مختلفی برای ورق ایجاد می‌شود تا کرنش‌های بحرانی تحت حالت‌های مختلف تغییر شکل بدست آید و از اتصال آن‌ها به هم منحنی حد شکل‌دهی در فضای کرنش‌های اصلی ایجاد گردد. شناخته شده ترین آزمون‌های شکل‌پذیری که برای تعیین منحنی حد شکل‌دهی مورد استفاده قرار می‌گیرند عبارتند از: آزمون کشش تک‌محوری، آزمون ناکازیم<sup>۱</sup>، آزمون بالچ

<sup>1</sup> Nakazima test

بیضوی<sup>۱</sup>، آزمون سنبه سر نیم کروی<sup>۲</sup> و آزمون بالچ دایروی<sup>۳</sup>. این آزمون‌ها مسیرهای بارگذاری کرنشی مختلف از تغییرشکل کشش تک محوری تا کشش دومحوری که برای بدست آوردن منحنی حد شکل‌دهی لازم است را فراهم می‌کنند. شکل (۳-۶) (۳-۶) طبقه‌بندی آزمون‌های شکل‌پذیری را بر مبنای نوع تغییرشکل نشان می‌دهد که برای هر یک حالت تنش، حالت کرنش و شماتیکی از قالب و هندسه ورق نشان داده شده است. شایان ذکر است که تمامی آزمون‌های انجام شده در این بخش در انستیتو فن‌آوری‌های پیشرفته دانشگاه لیسبون<sup>۴</sup> پرتغال انجام شده است.

Deformation Mode	Test	State of strain	State of stress	Schematic Drawing
Uniaxial	Tensile test	$\varepsilon_1 > 0$ $\varepsilon_2 = \varepsilon_3 < 0$ $\varepsilon_2 = \varepsilon_3 = -\varepsilon_1/2$	$\sigma_1 > 0$ $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$	
Plane strain (and the transition region between uniaxial and biaxial deformation modes)	Nakazima test	$ \varepsilon_1  > 0$ $-\varepsilon_1/2 < \varepsilon_2 < \varepsilon_1$ $\varepsilon_3 = -(\varepsilon_2 + \varepsilon_1)$	$\sigma_1 > \sigma_2 > 0$ $\sigma_3 = 0$	
	Elliptical bulge test			
Biaxial	Hemispherical dome test	$\varepsilon_1 = \varepsilon_2 > 0$ $\varepsilon_3 < 0$ $\varepsilon_1 = \varepsilon_2 = -\varepsilon_3/2$	$\sigma_1 = \sigma_2 > 0$ $\sigma_3 = 0$	
	Circular bulge test			

شکل (۳-۶) آزمون‌های شکل‌پذیری [۹۳]

<sup>1</sup> Elliptical bulge test

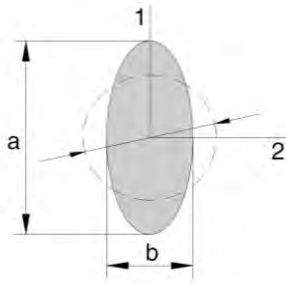
<sup>2</sup> Hemispherical dome test

<sup>3</sup> Circular bulge test

<sup>4</sup> Instituto Superior Técnico, University of Lisbon

### ۶-۳-۲- اندازه‌گیری کرنش با تحلیل گرید دایره‌ای<sup>۱</sup>

روش اندازه‌گیری تجربی کرنش در فرآیندهای شکل‌دهی ورق‌های ابتدا توسط کلر و گودمن [۸۲، ۹۴] ارائه شد. در این روش که در این رساله هم مورد استفاده قرار گرفت ابتدا بر روی ورق دایره‌هایی با قطر مشخص  $d$  ایجاد می‌گردد و سپس آزمون شکل‌پذیری انجام می‌گیرد. به علت تغییر شکل پلاستیک، گرید دایره‌ای به بیضی تغییر شکل می‌یابد (شکل (۶-۴)). حال با اندازه‌گیری قطرهای بزرگ (a) و کوچک بیضی (b) می‌توان کرنش پلاستیک متناظر با هر گرید را با استفاده از رابطه (۶-۷) محاسبه کرد.



شکل (۶-۴) (الف) ورق گریدبندی شده بعد از تغییر شکل (ب) تغییر شکل یک گرید دایره‌ای به بیضی

$$\varepsilon_{major} = \ln\left(\frac{a}{d}\right) \quad (۶-۷)$$

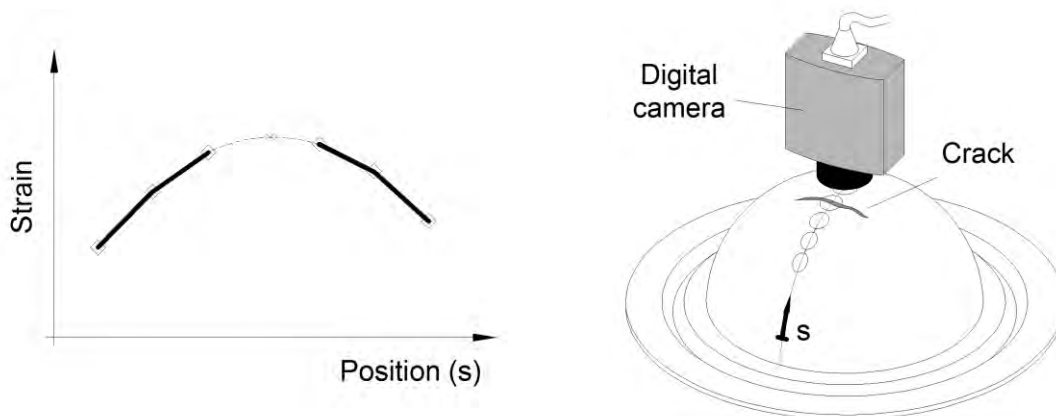
$$\varepsilon_{minor} = \ln\left(\frac{b}{d}\right)$$

برای اندازه‌گیری جفت کرنش صفحه‌ای در لحظه آغاز گلویی شدن از روش راسورد<sup>۲</sup> [۹۵] استفاده شد. در این روش مسیری عمود بر ترک در نظر گرفته می‌شود به نحوی که در هر طرف ترک<sup>۳</sup> سه گرید قرار بگیرد. سپس اندازه‌گیری کرنش بر روی این گریدها در دو طرف ترک مطابق با روش توضیح داده شده انجام می‌شود. در ادامه با توجه به کرنش‌های بدست آمده، برای هر یک از کرنش‌های اصلی و فرعی درونیابی انجام می‌شود و جفت کرنش صفحه‌ای ایجاد شده در لحظه گلویی شدن بدست می‌آید. برای هر ترک حداقل سه مسیر به این شکل در نظر گرفته می‌شود و اندازه‌گیری انجام می‌گردد. میانگین کرنش‌های بحرانی بدست آمده برای این مسیرها برای منحنی حد شکل‌دهی استفاده می‌شود. شکل (۶-۵) شماتیک روند بدست آوردن جفت کرنش صفحه‌ای در آغاز گلویی شدن را نشان می‌دهد.

<sup>1</sup> Strain Measurement by Circle-Grid Analysis

<sup>2</sup> Rossard

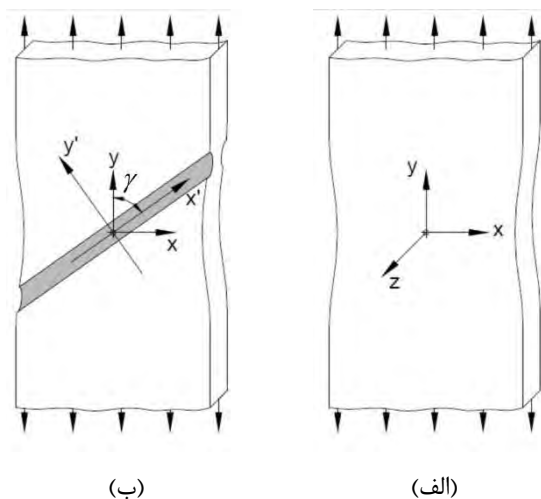
<sup>3</sup> Crack



شکل (۵-۶) شماتیک روند بدست آوردن جفت کرنش صفحه‌ای در آغاز گلوپی شدن

### ۳-۳-۶- آزمون کشش تک محوری

با استفاده از آزمون کشش به خوبی می‌توان انواع گلوپی شدن را تشریح کرد. به طور کلی گلوپی شدن به دو صورت گلوپی شدن پخشی<sup>۱</sup> و گلوپی شدن موضعی<sup>۲</sup> اتفاق می‌افتد. گلوپی شدن پخشی که در بیشینه نیرو اتفاق می‌افتد با کاهش در دو راستای عرضی و ضخامت همراه است. مرزهای جانبی ناحیه‌ای که تحت گلوپی شدن پخشی است به صورت کمانی از دایره در می‌آیند که در شکل (۶-۶) الف) نشان داده شده است. با ادامه کشش، گلوپی شدن موضعی در تحت زاویه  $\gamma$  نسبت به محور کشش روی می‌دهد (شکل (۶-۶) ب)) که تحت این شرایط تنها ضخامت کاهش می‌یابد (حالت کرنش صفحه‌ای) [۹۶].



شکل (۶-۶) الف) گلوپی شدن پخشی ب) گلوپی شدن موضعی [۹۶]

در بخش قبل از آزمون کشش تک محوری برای بدست آوردن خواص مکانیکی ورق St12 استفاده شد. در اینجا این آزمون با هدفی دیگر تکرار شد. بدین صورت که پنج نمونه آزمون کشش، گریدبندی شدند و تحت کشش تا وقوع واماندگی قرار گرفتند و پس از آن جفت کرنش صفحه‌ای در آغاز گلوپی شدن اندازه‌گیری شد. آزمون کشش بر روی یک دستگاه

<sup>1</sup> Diffuse necking  
<sup>2</sup> Localized necking

اینسترون مدل Instron 4507 انجام شد. با توجه به تخت بودن نمونه‌های کشش از یک پروفایل پروژکتور مدل Mitutoyo Pj300 برای اندازه‌گیری قطرهای گریدها استفاده شد.



(ب)



(الف)

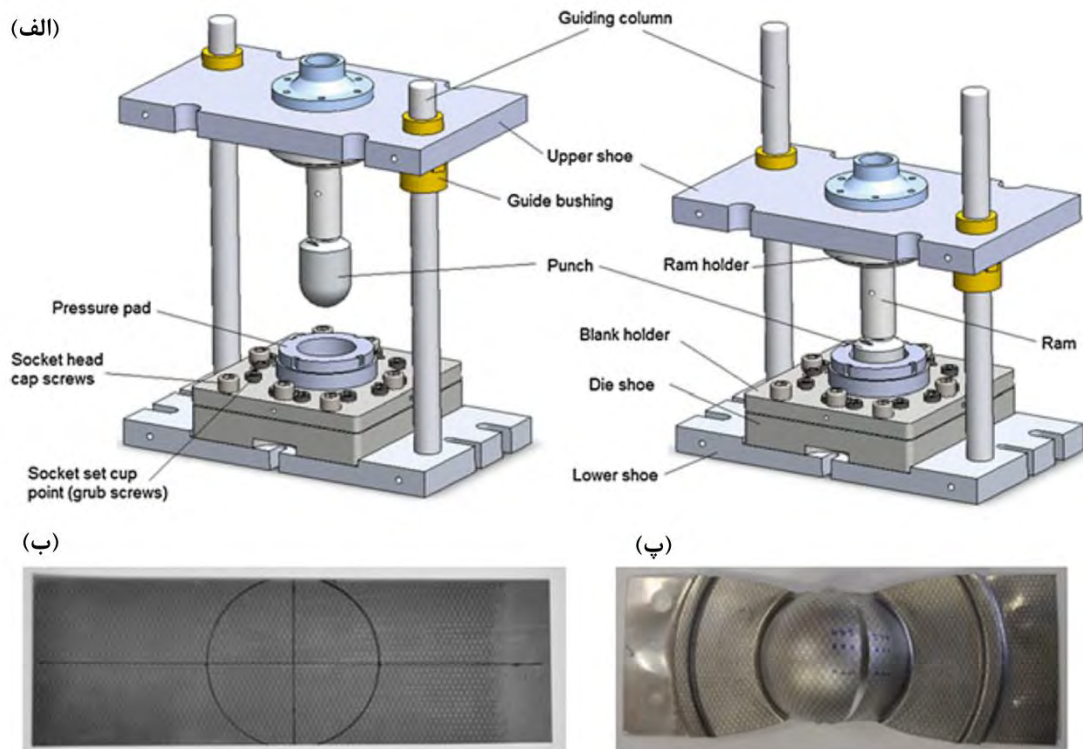
شکل (۶-۷) (الف) دستگاه اینسترون مدل Instron 4507 (ب) پروفایل پروژکتور مدل Mitutoyo Pj300 (دانشگاه لیسبون)

### ۶-۳-۴- آزمون ناکازیما

آزمون ناکازیما برای ایجاد مسیرهای کرنش مختلف بین شرایط کشش تک محوری تا کشش دو محوری توسعه یافته است. در این آزمون یک سنبه سر نیم‌کروی برای شکل‌دهی، ورقی مستطیلی استفاده می‌شود که طول این ورق ثابت و عرض آن متغیر است. هر چه عرض ورق افزایش یابد تغییرشکل از کشش تک محوری به سمت کشش دو محوری پیش می‌رود. در این آزمون عرض‌های ۶۶، ۷۷، ۸۸، ۹۹، ۱۰۴ و ۱۱۲ میلی‌متر می‌تواند انتخاب گردد. البته در این رساله چهار عرض اول مورد آزمایش قرار گرفت. شکل (۶-۸) (الف) مجموعه قالب ناکازیما را نشان می‌دهد که در آن اجزا مختلف قالب معرفی شده‌اند. این مجموعه قالب بر روی یک دستگاه آزمون یونیورسال اینسترون مدل Instron SATEC در دانشگاه لیسبون نصب شد و برای انجام آزمایش‌ها مورد استفاده قرار گرفت. در شکل (۶-۸) (ب) و (پ) ورق اولیه و ورق پس از تغییرشکل و گلوبی شدن نشان داده شده است.

یکی از مسائل مهم در این آزمون، اصطکاک بین سنبه و ماتریس است. شکل (۶-۹) (الف) توزیع کرنش در راستای ضخامت را در دو حالت بدون اصطکاک و با اصطکاک نشان می‌دهد. همانطور که مشخص است افزایش اصطکاک سبب جابه‌جایی ناحیه دارای بیشترین نازک شدگی از مرکز ورق تغییرشکل یافته به سمت دیوارهای آن می‌گردد [۹۲]. بنابراین تحت شرایط با اصطکاک احتمال وقوع ترک در دیواره‌ها وجود دارد که شرایط تغییرشکل آن با مرکز ورق متفاوت است. بدین منظور در ناحیه تماس سنبه و ورق از یک لایه تفلون استفاده شد تا میزان اصطکاک به حداقل ممکن کاهش یابد. با این حال این روش حذف

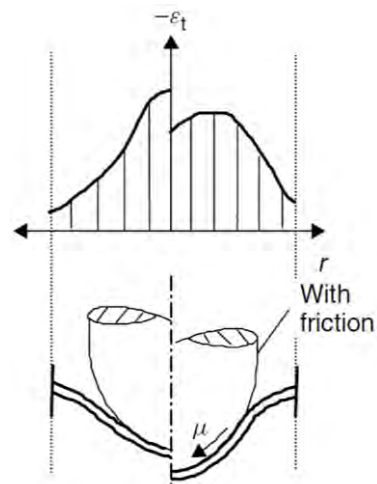
اصطکاک در نمونه‌ها با عرض بیشتر به علت افزایش سطح تماس عملکرد مناسبی را از خود نشان نداد و ترک در دیواره مشاهده شد (شکل ۹-۶ (ب)).



شکل ۸-۶ (الف) مجموعه قالب آزمون ناکازیما (ب) ورق اولیه (پ) ورق پس از تغییر شکل (دانشگاه لیسبون)



(ب)



(الف)

شکل ۹-۶ (الف) توزیع کرنش در راستای ضخامت در تغییر شکل با سنبه سر نیم کروی تحت شرایط با اصطکاک و بدون اصطکاک [۹۲] (ب) وقوع ترک در دیواره در آزمون ناکازیما با عرض ورق ۸۸ میلی‌متر



### ۶-۳-۵- آزمون بالچ

در آزمون بالچ برخلاف آزمون ناکازیما، به جای استفاده از سنبه برای ایجاد تغییرشکل ورق از فشار سیال استفاده می‌شود. در این آزمون با جابه‌جایی سنبه، سیال تحت فشار قرار می‌گیرد و سبب تغییرشکل ورق می‌شود. بنابراین اصطکاک برابر با صفر است. وابسته به شکل ماتریس، این آزمون، بالچ دایروی و یا بالچ بیضوی نامیده می‌شود. برای جلوگیری از تغییرشکل فلنج و همچنین جلوگیری از جابجایی شعاعی ورق در این آزمون از ورق گیر و ترمز کشش استفاده می‌شود. برای انجام این آزمون نیاز به دستگاه ویژه‌ای می‌باشد که در این رساله از دستگاه Erichsen 145/60 استفاده شد (شکل (۶-۱۰) الف و ب)). هندسه ورق در این آزمون به صورت دایره‌ای و با قطر ثابت ۱۷۵ میلی‌متر است.

آزمون بالچ دایروی برای ایجاد تغییرشکل کششی دو محوری برابر در کل ورق مورد استفاده قرار می‌گیرد. در حالی آزمون سنبه سر نیمه کروی تغییرشکل کششی دو محوری را تنها در مرکز ورق ایجاد می‌کند. بنابراین در این رساله، تنها آزمون بالچ دایروی انجام شد که قطر داخلی ماتریس برابر با ۱۰۰ میلی‌متر بود.



(ب)



(الف)



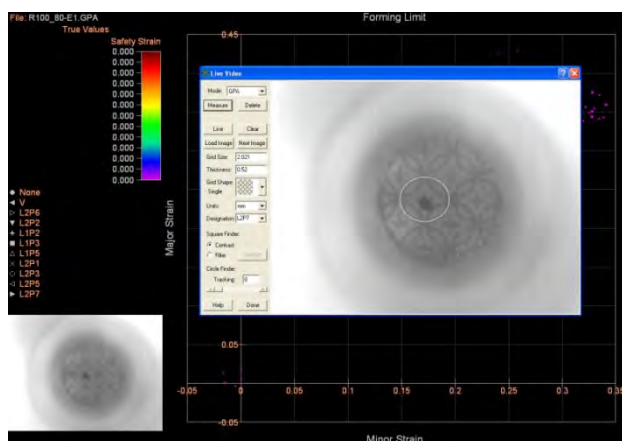
(پ)

شکل (۶-۱۰) الف) دستگاه آزمون بالچ مدل Erichsen 145/60 (ب) نمایی از ورق تغییرشکل یافته و قالب در آزمون بالچ دایروی (پ) سه قطعه شکل‌داده شده در آزمون بالچ و ماتریس‌های متناظر آن‌ها (دانشگاه لیسبون)

در آزمون بالچ بیضوی، شرایط تغییرشکل دیگر به صورت کشش دو محوری برابر نیست و شرایط تغییرشکلی نزدیک به آن ایجاد می‌شود. استفاده از این آزمون کمک شایانی برای بدست آوردن منحنی حد شکل‌دهی در ناحیه‌ای که جفت کرنش

مثبت است، می‌کند. در این رساله از دو ماتریس بیضوی با قطرهای اصلی ۸۰-۱۰۰ و ۶۴-۱۰۰ استفاده شد که ورق در دو حالت مختلف نسبت به آن‌ها قرار داده شد به طوری که در حالت اول راستای نورد ورق در امتداد قطر بزرگ و در حالت دوم راستای نورد ورق در امتداد قطر کوچک ماتریس بود. شکل (۶-۱۰) (پ) ماتریس‌های بکار رفته در آزمون بالچ را نشان می‌دهد.

برای اندازه‌گیری گریدها بر روی یک سطح انحنادار دیگر نمی‌توان از پروفایل پروژکتور استفاده کرد. به همین دلیل برای اندازه‌گیری گریدها در آزمون ناکازیمانما و بالچ از روش‌های اندازه‌گیری دیگری استفاده شد. روش اولی که بکار برده شد روش اندازه‌گیری نوری رایانه محور<sup>۱</sup> است. در این روش یک دوربین دیجیتال ویژه قادر است تصاویر گریدها را با دقت بالایی به نرم‌افزار مرتبط به آن در رایانه منتقل کند. در این نرم‌افزار این امکان ایجاد شده است که با انتخاب پنج نقطه بر روی محیط گرید مورد نظر، منحنی بر آن برازش شود و بزرگترین قطر و کوچکترین قطر آن بدست آید. در این روش، پیش از انجام تغییرشکل، اندازه قطرگریدهای اولیه به همین روش اندازه‌گیری می‌شود و مقدار آن در نرم‌افزار ثبت می‌گردد. بر همین اساس پس از اندازه‌گیری قطرهای گرید تغییرشکل یافته، کرنش‌های اصلی و فرعی در خروجی نرم‌افزار ثبت می‌گردد و در انتها می‌توان نتایج کلیه اندازه‌گیری‌ها را به صورت فایل اکسل دریافت کرد. شکل (۶-۱۱) (الف) طرز قرارگیری دوربین دیجیتال را بر روی ناحیه مورد اندازه‌گیری، نشان می‌دهد. در شکل (۶-۱۱) (ب) نیز محیط نرم‌افزار نشان داده شده است که در آن منحنی بر روی گرید هدف برازش شده است.



(ب)



(الف)

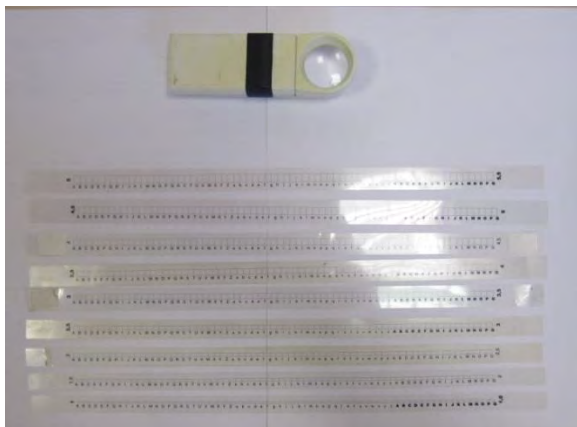
شکل (۶-۱۱) روش اندازه‌گیری نوری رایانه محور (دانشگاه لیسبون) (الف) دوربین دیجیتال در حال نمایش گریدها در نرم‌افزار مرتبط با آن (ب) محیط نرم‌افزار (دانشگاه لیسبون)

استفاده از روش اندازه‌گیری نوری رایانه محور در مواردی که انحنای ورق در ناحیه اندازه‌گیری زیاد باشد، سبب ایجاد خطا می‌گردد. زیرا دوربین نمی‌تواند به طور کامل منطبق بر سطح قرار گیرد. بنابراین از روش اندازه‌گیری دیگری در این موارد استفاده شد. در این روش اندازه‌گیری، یک خط کش انعطاف‌پذیر شفاف به نام خط کش مایلر<sup>۲</sup> بکار رفت که می‌تواند به طور کامل بر سطح ورق منطبق گردد. اساس طراحی این خط کش در شکل (۶-۱۲) نشان داده شده است. نحوه اندازه‌گیری با این خط کش به این صورت است که کاربر با جابه‌جا کردن خط کش، گرید را در داخل حد مخروطی نشان داده شده محاط

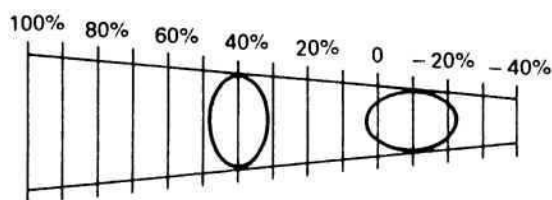
<sup>1</sup> Optical PC based strain measuring system

<sup>2</sup> Maylar tabe

می‌کند. این محاط شدن باید به گونه‌ای باشد که دیواره بیضی و خط محیطی بر هم مماس باشند. برای افزایش دقت در اندازه‌گیری معمولاً از یک ذره‌بین کمک گرفته می‌شود. استفاده از این روش اندازه‌گیری نیاز به مهارت بالا دارد.



(ب)

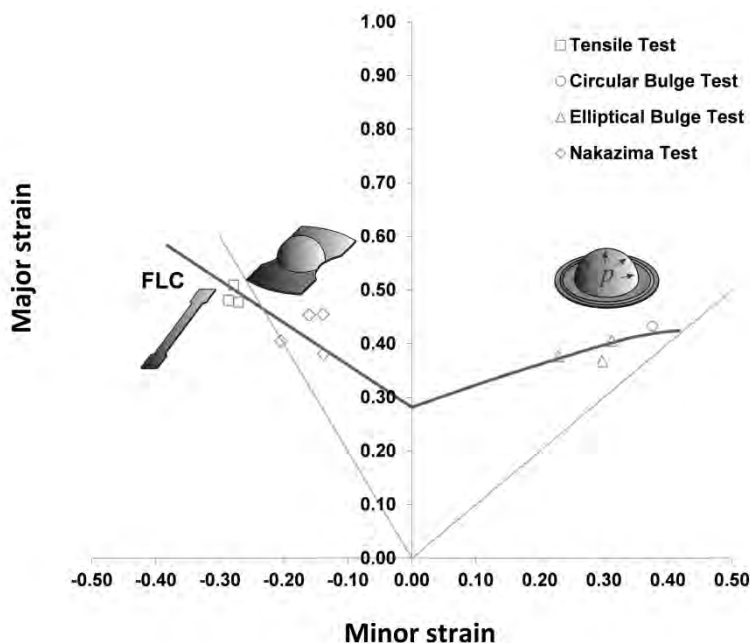


(الف)

شکل (۶-۱۲) (الف) اساس طراحی خط کش مایلر [۹۷] (ب) خط کش مایلر مورد استفاده (دانشگاه لیسبون)

### ۶-۳-۶- منحنی حد شکل‌دهی بدست آمده آزمون‌های شکل‌پذیری

شکل (۶-۱۳) منحنی حد شکل‌دهی برای فولاد St12 با ضخامت ۰/۵ میلی‌متر را نشان می‌دهد. برای بدست آوردن این منحنی جفت کرنش‌های بحرانی بدست آمده از آزمون‌های شکل‌پذیری در فضای کرنش‌های اصلی رسم شد. سپس برای نقاط ناحیه سمت راست و چپ دیاگرام، برازش منحنی انجام شد و حد شکل‌دهی بدست آمد. تقاطع این منحنی با محور عمودی (حالت کرنش صفحه‌ای) انطباق خوبی را با نمای کارسختی (حد تئوری گلوبی شدن در این حالت تغییر شکل [۹۳]) نشان داد.



شکل (۶-۱۳) منحنی حد شکل‌دهی برای فولاد St12 با ضخامت ۰/۵ میلی‌متر

#### ۴-۶- آزمایش‌های شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر

در این بخش آزمایش‌های تجربی انجام شده بر روی دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیری که روند طراحی و ساخت آن در فصل ۳ ذکر شد، توضیح داده می‌شود. آزمایش‌های تجربی با دو هدف انجام شده است که در ادامه ضمن مشخص کردن آن‌ها، اندازه‌گیری‌های انجام شده بر روی پروفیل‌ها به منظور دستیابی به این هدف‌ها ذکر می‌گردد.

**هدف اول:** صحت سنجی مدل اجزای محدود

- اندازه‌گیری کرنش
- اندازه‌گیری تابیدگی کف
- اندازه‌گیری هندسه سه بعدی پروفیل

**هدف دوم:** صحت‌سنجی روش‌های ارائه شده برای پیش‌بینی چین‌خوردگی

- اندازه‌گیری موقعیت لبه ورق

پیش از تشریح آزمایش‌های تجربی انجام شده، مشخصات دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر و روند آماده‌سازی ورق‌ها تشریح می‌شود.

#### ۴-۶-۱- مشخصات دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر

همانطور که در بخش طراحی و ساخت دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر توضیح داده شد، این دستگاه دارای یک ایستگاه شکل‌دهی می‌باشد. بنابراین تمامی آزمایش‌های انجام شده به صورت تک ایستگاه هستند (شکل ۴-۶-۱).



شکل (۴-۶-۱) نمایی از دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر تک ایستگاه به هنگام شکل‌دهی ناحیه انتقال

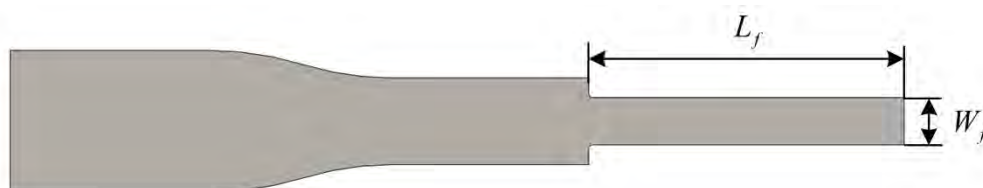
در جدول (۴-۶-۳) مشخصات غلتک‌های مورد استفاده در آزمایش‌های تجربی ذکر شده است. زاویه شکل‌دهی در آزمایش‌های تجربی ۲۰، ۳۰ و ۴۰ درجه می‌باشد که برای هر کدام یک دست غلتک از جنس فولاد M040 ساخته شده است. این محدوده زاویه به این علت انتخاب شده است که هم بتوان پروفیل‌های بدون عیب تولید کرد و هم پروفیل‌هایی که دارای عیب چین‌خوردگی هستند. فاصله بین غلتک بالا و پایین برابر با ضخامت ورق است. سرعت ورق ۲۰ میلی‌متر بر ثانیه انتخاب شد که این حرکت توسط بخش تغذیه به ورق منتقل می‌شود.

جدول (۳-۶) مشخصات غلتک‌های شکل‌دهی

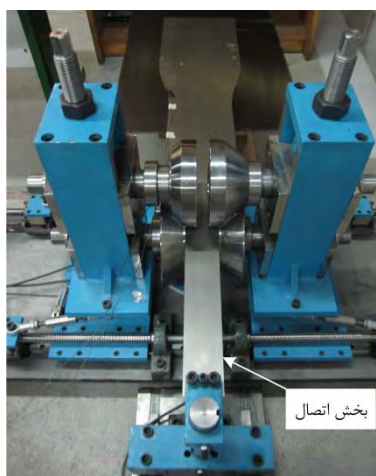
مقدار	شرح	کمیت
۴۰، ۳۰، ۲۰	زاویه شکل‌دهی	$\alpha$
۷۵	شعاع غلتک بالایی	$R_{Top}$
۷۵	شعاع غلتک پایینی	$R_{Bot}$
۱۰	فاصله بین غلتک تا خط تقارن در بخش باریک	$d_R$
۲	شعاع داخلی ناحیه خم	$r_b$
$t$	فاصله بین غلتک بالا و پایین در ناحیه تماس با ورق	$g$

### ۲-۴-۶- آماده‌سازی ورق‌ها برای شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر

کمیت‌های هندسی ورق در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر در شکل (۳-۱) (ب) نشان داده شدند و در جدول (۳-۱) تعریف شدند. برای اینکه حرکت از بخش تغذیه به ورق منتقل شود، ورق باید به گیره بخش تغذیه متصل شود به همین دلیل بخش باریکی به بخش اصلی ورق افزوده شد که بخش اتصال نامیده می‌شود (شکل (۶-۱۵)). عرض  $W_f$  و طول  $L_f$  این بخش برابر با ۶۰ و ۴۰۰ میلی‌متر است. عرض کمتر این بخش در مقایسه با اندازه کف بخش باریک پروفیل ( $W_1 = 70mm$ ) سبب می‌شود که به هنگام نصب ورق بر روی دستگاه، این بخش بدون تغییر شکل از فضای کف غلتک‌ها عبور کند و در گیره بخش تغذیه نصب گردد (شکل (۶-۱۶)). این بخش پس از تولید پروفیل با یک قیچی فلزبری ساده از پروفیل جدا شد.



شکل (۶-۱۵) ورق پیش‌بریده شده



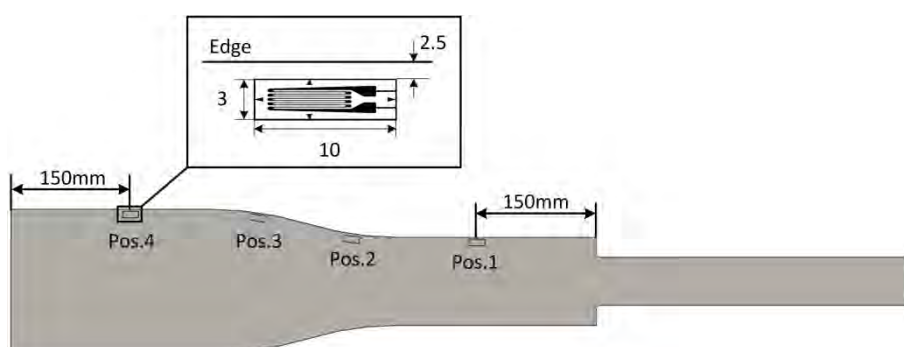
شکل (۶-۱۶) نحوه نصب ورق پیش‌بریده شده در دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر

با توجه به هندسه غیر خطی ورق در ناحیه انتقال برای برش ورق‌ها از برش لیزر استفاده شد. تمامی ورق‌ها از جنس فولاد St12 با ضخامت ۰/۵ میلی‌متر بودند. به هنگام برش ورق‌ها، طول ورق پیش‌بریده شده در راستای نورد قرار داده شد.



### ۳-۴-۶- اندازه‌گیری کرنش لبه

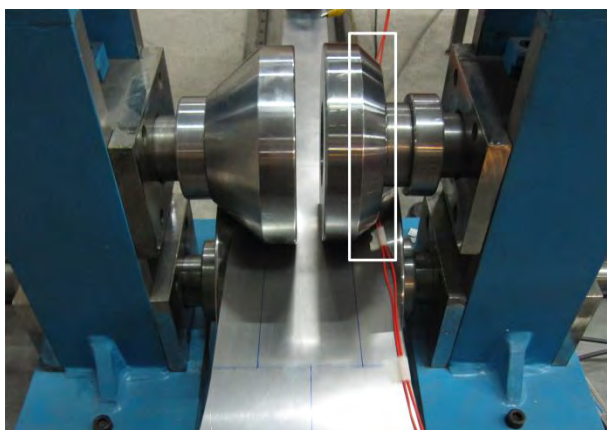
برخلاف فرآیندهای شکل‌دهی فلزات که در آن‌ها می‌توان کرنش‌های صفحه‌ای را از تحلیل گرید دایره‌ای بدست آورد، در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر این امر امکان‌پذیر نمی‌باشد، زیرا کرنش‌ها در این فرآیند بسیار کوچک هستند. به همین سبب در این رساله، از کرنش سنج مقاومتی<sup>۱</sup> برای بدست آوردن تاریخچه کرنش طولی استفاده شد. کرنش سنج در بخش باریک (Pos.1)، بخش کششی (Pos.2)، بخش فشاری (Pos.3) و بخش عریض (Pos.4) بر روی سطح بالایی ورق و در فاصله ۲/۵ میلی‌متر از لبه ورق چسبانده شد (شکل (۱۷-۶)). موقعیت طولی کرنش سنج در بخش باریک و عریض در شکل (۱۷-۶) مشخص شده است. در بخش کششی و فشاری نیز کرنش سنج در مرکز آن بخش قرار گرفت. از آنجایی که با تغییر هندسه ناحیه انتقال، موقعیت مرکز بخش کششی و فشاری نیز تغییر می‌کند، فاصله کرنش‌سنج در این دو بخش نسبت به لبه ورق در شکل (۱۷-۶) مشخص نشده است.



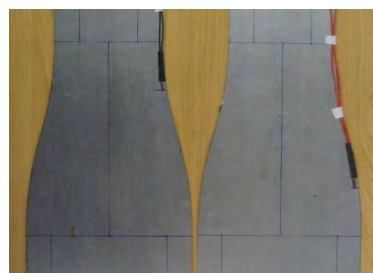
شکل (۱۷-۶) شمایی از محل چسباندن کرنش سنج‌ها

برای اندازه‌گیری کرنش از یک دستگاه اندازه‌گیری کرنش مدل TML DC-97A همراه با کرنش‌سنج TML FLA 5-11 استفاده شد. شکل (۱۸-۶) الف) کرنش‌سنج‌های چسبانده شده در بخش فشاری و کششی را به همراه دستگاه اندازه‌گیری کرنش و تجهیزات جانبی آن نشان می‌دهد. از آنجایی که دستگاه اندازه‌گیری کرنش، تنها داری یک کانال برای اتصال کرنش سنج بود، در هر آزمایش تنها یک کرنش‌سنج مورد استفاده قرار گرفت و برای اندازه‌گیری کرنش در بخش دیگر آزمایش تکرار شد. به منظور جلوگیری از آسیب رسیدن به کرنش سنج در حین فرآیند شکل‌دهی، بال غلتک بالایی در سمتی که کرنش سنج نصب شده است، ۱۰ میلی‌متر کوچکتر از بال پروفیل ساخته شد. در شکل (۱۸-۶) ب) غلتک با بال کوچکتر در مستطیل سفید رنگ نشان داده شده است.

<sup>1</sup> resistance strain gauge



(ب)



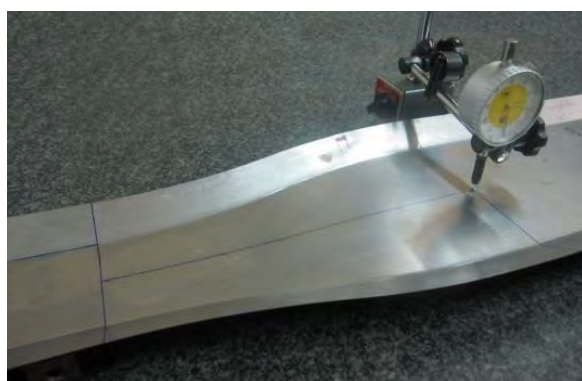
(الف)



شکل (۶-۱۸) (الف) کرنش‌سنج‌ها در مرکز ناحیه کششی و فشاری به همراه تجهیزات اندازه‌گیری کرنش (ب) استفاده از غلتک بالایی با طول بال کمتر به منظور جلوگیری از آسیب رساندن به کرنش‌سنج

#### ۶-۴-۴- اندازه‌گیری تابیدگی کف

دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر ساخته شده دارای ورق‌گیر نمی‌باشد، به همین دلیل پروفیل‌های تولید شده دارای تابیدگی کف در ناحیه انتقال می‌باشند. برای اندازه‌گیری تابیدگی، پیش از شکل‌دهی، خط مرکزی ناحیه انتقال رسم و به ازای هر ۱۰ میلی‌متری بر روی آن یک علامت زده شد. پس از شکل‌دهی، پروفیل بر روی میز استاندارد اندازه‌گیری قرار داده شد و با استفاده از بلوک‌های استاندارد و ساعت اندازه‌گیری، نقطه ابتدا و انتهای ناحیه انتقال در یک ارتفاع قرار گرفت. سپس ساعت اندازه‌گیری بر روی خط مرکزی حرکت داده شد و ارتفاع نقاط علامت زده شده ثبت گردید. بدین ترتیب تابیدگی کف برحسب فاصله از ابتدای ناحیه انتقال بدست آمد. شکل (۶-۱۹) نحوه اندازه‌گیری تابیدگی کف را نشان می‌دهد.

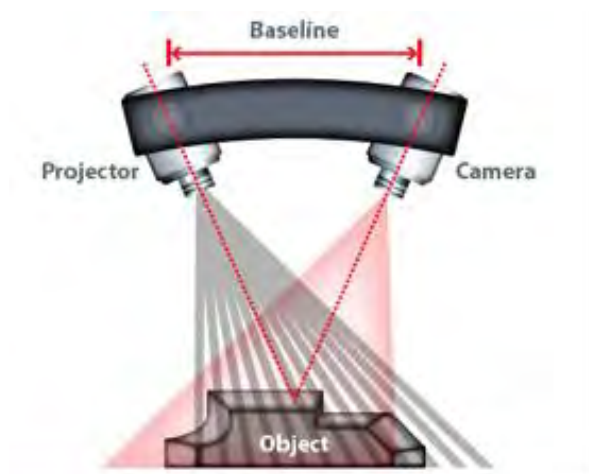


شکل (۶-۱۹) نحوه اندازه‌گیری تابیدگی کف

#### ۶-۵- اندازه‌گیری هندسه سه بعدی پروفیل

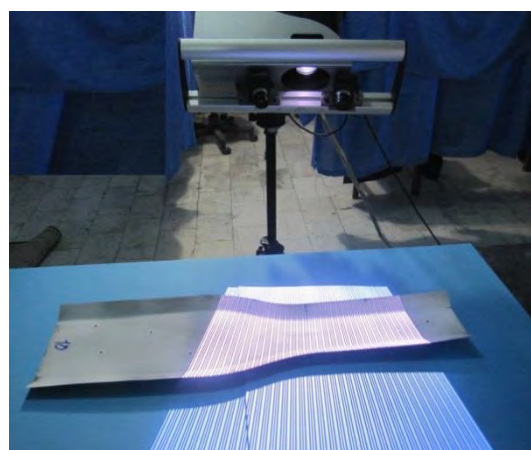
به منظور بدست آوردن هندسه سه بعدی پروفیل‌های تولید شده، از روش اندازه‌گیری نوری استفاده شد. در این روش اندازه‌گیری، اسکنر نوری با اسکن بخش به بخش قطعه مورد نظر و اتصال بخش‌های مختلف اسکن شده در محیط نرم‌افزار

مرتبط به آن، هندسه سه بعدی قطعه مورد نظر را به صورت ابر نقاط<sup>۱</sup> ایجاد می‌کند. دستگاه اسکن نوری سه بعدی شامل دو جز اصلی پروژکتور و دوربین می‌باشد که اساس اندازه‌گیری آن بر مبنای قاعده مثلث<sup>۲</sup> است که در شکل (۶-۲۰) نشان داده شده است. مطابق این اصل می‌توان با داشتن یک ضلع (فاصله بین دوربین و پروژکتور) و دو زاویه معلوم (زاویه تابش نور پروژکتور و زاویه دید دوربین) موقعیت راس مقابل به ضلع (یک نقطه بر روی قطعه) را مشخص کرد. نور پروژکتور به صورت تعداد زیادی از باندهای موازی و باریک روی سطح سه‌بعدی تابیده می‌شود. باندها ابتدا پهن تر و سپس باریکتر می‌شوند که به سبب تقسیم‌بندی منطقه در حال اسکن برای تشخیص بهتر نقاط مورد نظر است و هر باند شامل تعداد زیادی نقطه یا پیکسل است که موقعیت آن‌ها روی قطعه توسط قاعده مثلث مشخص می‌شود. دوربین نقش اصلی برداشت اطلاعات را بر عهده دارد و حداکثر میزان نقاط در هر برداشت وابسته به دقت دوربین دارد. به عنوان مثال یک دوربین ۱/۳ مگا پیکسل در هر برداشت حداکثر توانایی برداشت ۱/۳ میلیون نقطه را دارد.



شکل (۶-۲۰) نحوه اندازه‌گیری اسکنرهای نوری با استفاده از قانون مثلث [۹۸]

دستگاه اسکنر نوری که در این اندازه‌گیری‌ها مورد استفاده قرار گرفت مدل RangeVision 3D scanner Standard Plus می‌باشد که دارای دقت ۰/۰۳ میلی‌متر در حوزه کاری ۱۰۰×۱۰۰×۱۳۳ میلی‌متر است.



شکل (۶-۲۱) نمایی از اسکنر یک پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر

<sup>۱</sup> Point cloud

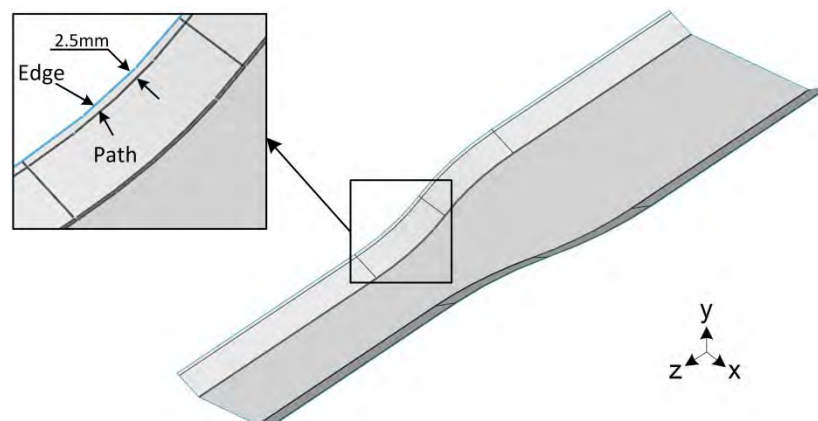
<sup>۲</sup> Triangulation



این دستگاه از نوع دو دوربین می‌باشد که هر کدام دارای دقت  $1/3$  مگا پیکسل است. در این اسکنرها منطقه‌ای در اسکن قابل ثبت در نرم‌افزار دستگاه خواهد بود که در دید دو دوربین باشد. به منظور افزایش دقت در اندازه‌گیری، سطح پروفیل با استفاده از رنگ پودری سفید رنگ پوشانده شد. از آنجایی که طول پروفیل بلندتر از طول حوزه کاری دستگاه می‌باشد، امکان اندازه‌گیری با یک مرحله اسکن وجود ندارد. به همین سبب بر روی سطح پروفیل نشانگرهایی چسبانده شد و اسکن در چندین مرحله انجام گرفت. سپس این برداشتها توسط نرم‌افزار دستگاه با توجه به موقعیت نشانگرها به صورت اتوماتیک یکپارچه شد. شکل (۶-۲۱) نمایی از اسکن یک پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر را نشان می‌دهد.

#### ۶-۶- اندازه‌گیری موقعیت لبه ورق

به منظور بدست آوردن موقعیت لبه ورق پس از تغییر شکل که امکان بررسی عیب چین خوردگی را فراهم می‌کند، از نتایج اسکن سه بعدی استفاده شد. بدین منظور مسیری به موازات لبه ورق و به فاصله  $2/5$  میلی‌متر از آن در مدل ابر نقاط پروفیل در نظر گرفته شد و موقعیت نقاط واقع بر آن استخراج گردید. شکل (۶-۲۲) موقعیت مسیر تعریف شده را نشان می‌دهد. علت در نظر گرفتن این فاصله از لبه، ضخامت کم ورق است که احتمال ایجاد خطا در اسکن سه بعدی آن را زیاد می‌کند.



شکل (۶-۲۲) موقعیت مسیر در نظر گرفته شده برای بررسی چین خوردگی

#### ۶-۷- طراحی آزمایش

جدول (۶-۴) مقادیر کمیت‌های هندسی پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر را در آزمایش‌های تجربی نشان می‌دهد که از میان آن‌ها طول بال  $F$ ، زاویه شکل‌دهی  $\alpha$ ، شعاع خط خم  $R$  متغیر هستند.

جدول (۶-۵) مشخصات آزمایش‌های تجربی را نشان می‌دهد. هر یک از این آزمایش‌ها حداقل سه بار تکرار شده است. تمامی این آزمایش‌ها برای هدف اول تعریف شده برای آزمایش‌های تجربی یعنی صحت سنجی شبیه‌سازی اجزای محدود می‌تواند مورد استفاده قرار گیرد. برای بررسی اعتبار روش‌های ارائه شده برای پیش‌بینی چین خوردگی نیز (هدف دوم)، آزمایش‌های ۱ تا ۹ مناسب است زیرا سه طول بال مختلف در سه زاویه شکل‌دهی مورد آزمایش قرار گرفته است.

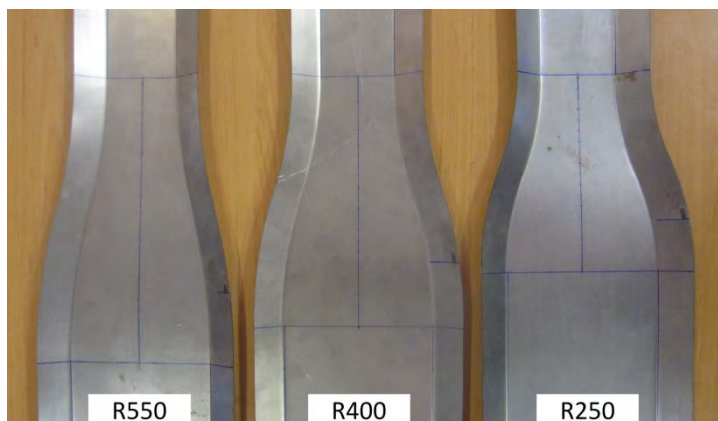
جدول (۴-۶) مقادیر کمیت‌های هندسی مستقل پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر در آزمایش‌های تجربی

مقدار	شرح	کمیت
۴۰ ۳۰ ۲۰	طول بال	$F(mm)$
۴۰ ۳۰ ۲۰	زاویه شکل‌دهی	$\alpha(deg)$
۰/۵	ضخامت ورق	$t(mm)$
۲	شعاع داخلی ناحیه خم	$r_b(mm)$
۷۰	عرض کف بخش باریک	$W_1(mm)$
۲۰	عرض ناحیه انتقال	$W_t(mm)$
۵۵۰ ۴۰۰ ۲۵۰	شعاع خط خم	$R(mm)$
۲۵۰	طول بخش باریک	$L_N(mm)$
۲۵۰	طول بخش عریض	$L_W(mm)$

جدول (۵-۶) مشخصات آزمایش‌های تجربی

شماره آزمایش	$F$ (mm)	$\alpha$ (deg)	$R$ (mm)
۱	۲۰	۲۰	۴۰۰
۲	۲۰	۳۰	۴۰۰
۳	۲۰	۴۰	۴۰۰
۴	۳۰	۲۰	۴۰۰
۵	۳۰	۳۰	۴۰۰
۶	۳۰	۴۰	۴۰۰
۷	۴۰	۲۰	۴۰۰
۸	۴۰	۳۰	۴۰۰
۹	۴۰	۴۰	۴۰۰
۱۰	۳۰	۳۰	۲۵۰
۱۱	۳۰	۳۰	۵۵۰

شکل (۶-۲۳) پروفیل‌های تولید شده در آزمایش‌های شماره ۱۰، ۵ و ۱۱ را نشان می‌دهد که تنها شعاع خط خم در آنها متفاوت است. همانطور که مشخص است با افزایش شعاع خط خم، تغییر عرض در طول بزرگتری اتفاق می‌افتد یا به عبارت دیگر طول ناحیه انتقال افزایش پیدا می‌کند.



شکل (۶-۲۳) مقایسه پروفیل‌های تولید شده در آزمایش‌های شماره ۱۰، ۵ و ۱۱ (اثر شعاع خط خم)

## فصل ۷ منحنی حد چین خوردگی

### ۷-۱- پیشگفتار

در این فصل، آزمون جدیدی برای تعیین منحنی حد چین خوردگی<sup>۱</sup> معرفی می‌گردد. بدین منظور ابتدا نحوه انجام آزمون و تجهیزات مورد نیاز تشریح می‌گردد. سپس روند شبیه‌سازی اجزای محدود این آزمون توضیح داده می‌شود. در ادامه با ترکیب نتایج تجربی و شبیه‌سازی، منحنی حد چین خوردگی بدست می‌آید. در نهایت، معیاری برای بدست آوردن احتمال چین خوردگی ارائه می‌گردد و با استفاده از یک زیر برنامه<sup>۲</sup>، در نرم‌افزار آباکوس تعریف می‌شود.

### ۷-۲- آزمون تعیین منحنی حد چین خوردگی

در آزمون جدید ارائه شده برای تعیین حد شکل‌پذیری با استفاده از چین خوردگی که حد چین خوردگی نیز نامیده می‌شود، نمونه‌های مستطیلی تحت فشار تک محوری قرار می‌گیرند (شکل (۷-۱) الف)). این نمونه‌ها از ورق مورد نظر با نسبت‌های مختلف  $l_0/w_0$  که  $l_0$  طول آزاد ابتدایی و  $w_0$  عرض ابتدایی نمونه است، بریده می‌شوند. علت این امر آن است که نسبت‌های مختلف  $l_0/w_0$  بر روی کمانش ورق در نتیجه ناپایداری پلاستیک اثر می‌گذارد. سطح نمونه‌ها گریدبندی دایره‌ای می‌شوند تا بتوان میزان کرنش را با استفاده از روش تحلیل گرید دایره‌ای اندازه‌گیری کرد.

مجموعه قالب طراحی شده و ساخته شده در این رساله شامل دو کفشک<sup>۳</sup>، دو نگهدارنده ورق<sup>۴</sup> و دو میله راهنما افقی<sup>۵</sup> می‌باشد. کفشک‌ها برای نصب مجموعه قالب بر روی عملگرهای افقی سازوکار حرکت دهنده<sup>۶</sup> مورد استفاده قرار می‌گیرند. این سازوکار حرکت‌دهنده با استفاده گوه‌هایی که بر روی هم می‌لغزند حرکت عمودی اعمال شده را به حرکت افقی دو طرفه تبدیل می‌کند (شکل (۷-۱) ب)). نگهدارنده‌های ورق که در هر طرف، ورق به اندازه ۲۰ میلی‌متر در آن‌ها قرار می‌گیرد، دو انتهای ورق را مقید می‌کنند به نحوی که از خمش خالص ورق جلوگیری شود. بنابراین طول نمونه‌ها از افزودن ۴۰ میلی‌متر به طول آزاد  $l_0$  بدست می‌آید. میله‌های راهنما این امکان را فراهم می‌آورند که دو انتهای سمت چپ و راست نمونه مستطیلی به هنگام فشار محوری در یک صفحه باقی بمانند. میله‌های راهنما در هر طرف دارای یک قفل کننده پیچی ساده هستند. این سیستم

<sup>1</sup> Wrinkling limite curve (WLC)

<sup>2</sup> Subroutine

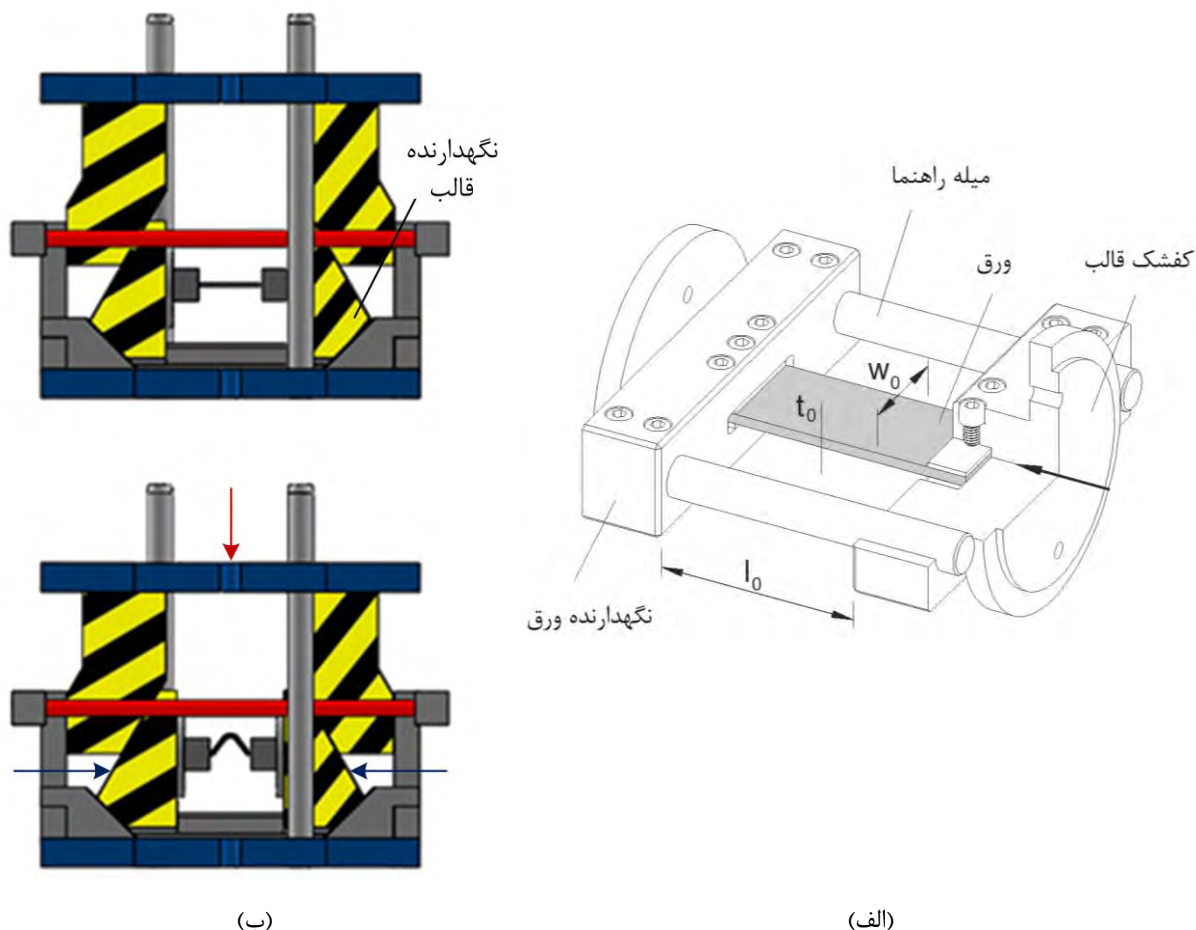
<sup>3</sup> Die shoe

<sup>4</sup> Sheet holder

<sup>5</sup> Horizontal guiding column

<sup>6</sup> Double-action tool system

قفل کننده سبب می شود که بتوان مجموعه قالب را از سیستم حرکت دهنده بدون ایجاد بازیابی الاستیک برای ورق از سیستم حرکت دهنده جدا کرد. این سیستم قفل کننده اهمیت بسیار زیادی برای تعیین کرنشها و دامنه موج ناپایداری پلاستیک ناشی از کمانش دارد. همچنین با آزادسازی این سیستم قفل کننده می توان کرنشها و دامنه موج را پس از باربرداری الاستیک ارزیابی کرد.



شکل (۱-۷) آزمون جدید ارائه شده برای تعیین منحنی حد چین خوردگی (الف) شمایی از مجموعه قالب آزمون (ب) شمایی از مجموعه قالب آزمون بر روی سازوکار حرکت دهنده قبل و بعد از انجام آزمون

شکل (۲-۷) مجموعه تجهیزات آزمون تعیین منحنی حد چین خوردگی را نشان می دهد. برای انجام این آزمون، سازوکار حرکت دهنده بر روی یک دستگاه آزمون یونیورسال اینسترون مدل Instron SATEC نصب شد تا حرکت عمودی از طریق رم آن به سازوکار منتقل شود و عملگرهای افقی آن به حرکت درآیند. مشخصات هندسی نمونه های مورد استفاده در آزمون تعیین منحنی حد چین خوردگی ورقی از جنس فولاد St12 با ضخامت ۰/۵ میلی متر در جدول (۱-۷) آمده است.

جدول (۱-۷) مشخصات هندسی نمونه های مورد استفاده در آزمون تعیین منحنی حد چین خوردگی

شماره آزمایش	$l_0$ (mm)	$w_0$ (mm)	$l_0/w_0$
۱	۲۰	۵۰	۰/۴
۲	۳۵	۵۰	۰/۷
۳	۱۰۰	۵۰	۲



(ب)

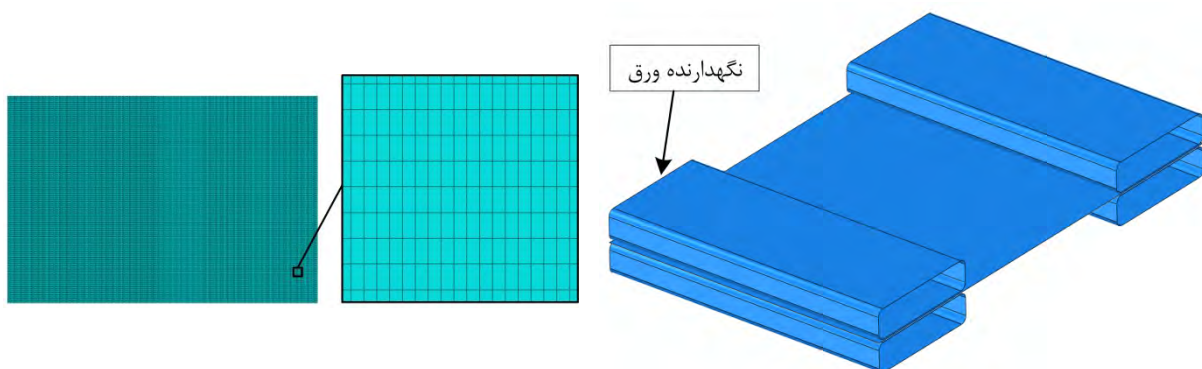


(الف)

شکل (۲-۷) نمایی از مجموعه تجهیزات آزمون تعیین حد چین خوردگی (الف) قالب و سیستم حرکت دهنده (ب) دستگاه آزمون یونیورسال اینسترون مدل Instron SATEC

### ۳-۷- شبیه‌سازی اجزای محدود آزمون تعیین منحنی حد چین خوردگی

برای مدل‌سازی آزمون تعیین منحنی حد چین خوردگی از نسخه ۶/۱۰/۱ نرم‌افزار اجزای محدود آباکوس استفاده شد. مدل ایجاد شده شامل نگهدارنده و ورق می‌باشد. نگهدارنده ورق به صورت جسم صلب تحلیلی مدل‌سازی شد. المان S4R که یکی از المان‌های پوسته چندمنظوره است برای مدل‌سازی ورق انتخاب گردید. ارتباط بین ورق و نگهدارنده آن نیز با استفاده از قید تای<sup>۱</sup> تعریف شد. با استفاده از این قید، درجات آزادی گره‌هایی که در یک فاصله قابل تعریف (به اندازه ضخامت ورق) نسبت به نگهدارنده قرار دارند مقید می‌شوند، به نحوی که حرکت‌های یکسان با نگهدارنده داشته باشند [۸۰]. درجات آزادی نگهدارنده نیز به جز جابه‌جایی افقی در راستای محور نمونه مقید شدند. شبیه‌سازی‌ها به صورت استاتیکی و با حلگر ضمنی انجام شد.



شکل (۳-۷) (الف) نمایی از سرهم‌بندی مدل اجزای محدود آزمون تعیین منحنی حد چین خوردگی (ب) نحوه شبکه‌بندی ورق

<sup>1</sup> Tie

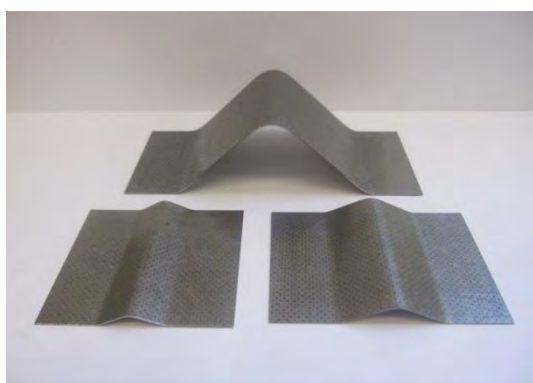
مشخصات هندسی نمونه‌های مورد استفاده در شبیه‌سازی آزمون تعیین منحنی حد چین‌خوردگی ورقی از جنس فولاد St12 با ضخامت ۰/۵ میلی‌متر در جدول (۲-۷) آمده است.

جدول (۲-۷) مشخصات هندسی نمونه‌های مورد استفاده در شبیه‌سازی آزمون تعیین منحنی حد چین‌خوردگی

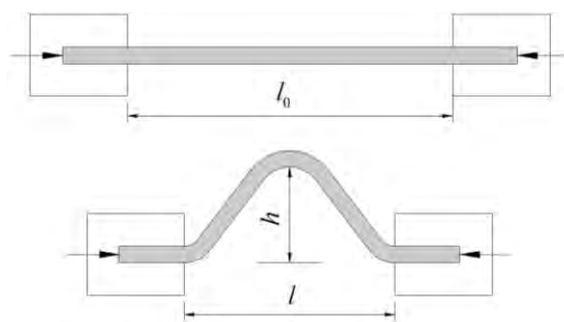
شماره شبیه‌سازی	$l_0$ (mm)	$w_0$ (mm)	$l_0/w_0$
۱	۲۰	۵۰	۰/۴
۲	۲۳/۷۵	۵۰	۰/۴۷۵
۳	۲۷/۵	۵۰	۰/۵۵
۴	۳۱/۲۵	۵۰	۰/۶۲۵
۵	۳۵	۵۰	۰/۷
۶	۴۲/۵	۵۰	۰/۸۵
۷	۵۰	۵۰	۱
۸	۵۷/۵	۵۰	۱/۱۵
۹	۶۵	۵۰	۱/۳
۱۰	۷۲/۵	۵۰	۱/۴۵
۱۱	۸۰	۵۰	۱/۶
۱۲	۱۰۰	۵۰	۲

#### ۴-۷- منحنی حد چین‌خوردگی (WLC)

برای بدست آوردن منحنی حد چین‌خوردگی در این رساله از ترکیب نتایج تجربی و شبیه‌سازی استفاده شد. به همین دلیل پیش از تعیین منحنی حد چین‌خوردگی، اعتبار مدل اجزای محدود بررسی شد. بدین منظور هر یک از نمونه‌ها جدول (۱-۷) تحت آزمون فرار گرفت و در زمان‌های مختلف از بارگذاری، کرنش‌های صفحه‌ای در سطح بالایی ورق، دامنه موج  $h$  و فاصله افقی بین سمت راست و چپ نمونه  $l$  اندازه‌گیری شد. شکل (۴-۷) الف) شمایی از آزمون تعیین منحنی حد چین‌خوردگی و پارامترهای  $l_0$ ،  $l$  و  $h$  را نشان می‌دهد. نمونه‌های آزمایش شده نیز در شکل (۴-۷) ب) نشان داده شده‌اند.



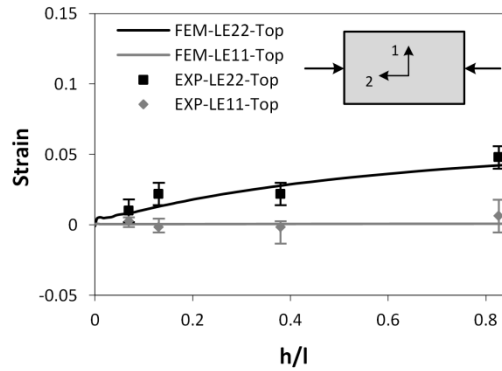
(ب)



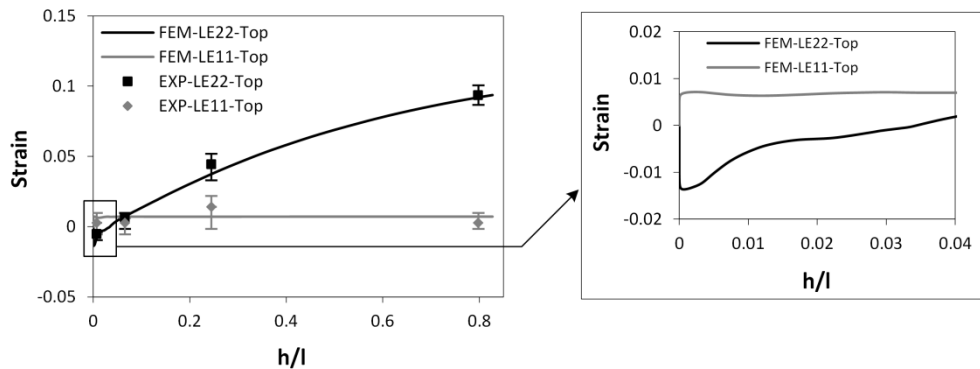
(الف)

شکل (۴-۷) الف) شمایی از آزمون تعیین منحنی حد چین‌خوردگی (ب) نمونه‌های آزمایش شده مطابق جدول (۱-۷)

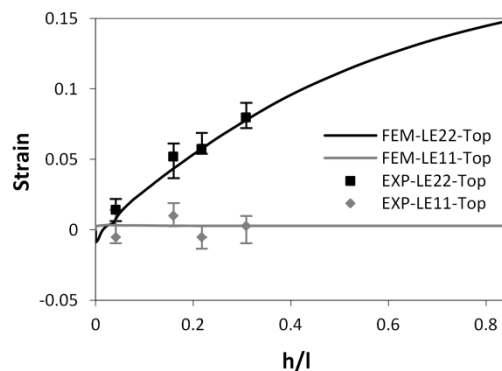
شکل (۵-۷) مقایسه کرنش‌های صفحه‌ای (در سطح بالایی ورق) پیش‌بینی شده در شبیه‌سازی اجزای محدود و کرنش‌های صفحه‌ای اندازه‌گیری شده در آزمایش‌های تجربی را برحسب دامنه موج نرمال شده  $h/l$  برای آزمایش‌های جدول (۱-۷) نشان می‌دهد. نتایج بدست آمده انطباق خوبی را بین کرنش‌های پیش‌بینی شده و کرنش‌های اندازه‌گیری شده نشان می‌دهد. بنابراین مدل اجزای محدود ایجاد شده معتبر است.



(الف)



(ب)



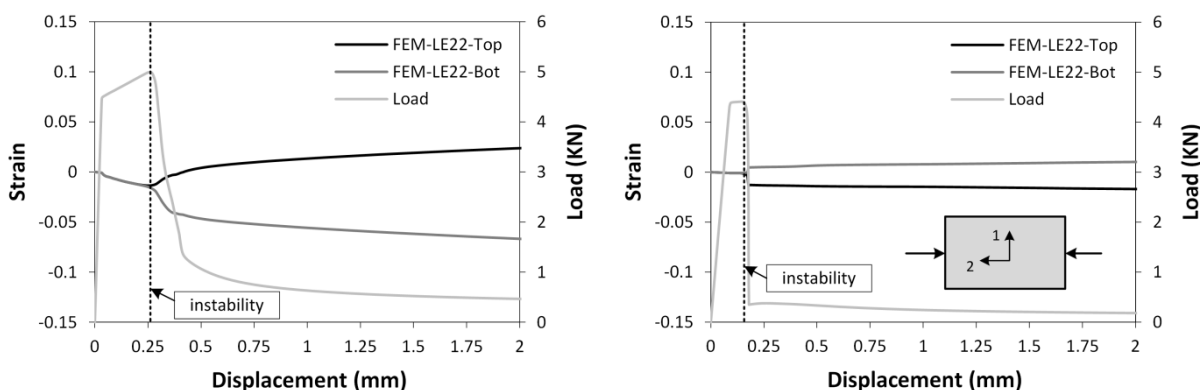
(پ)

شکل (۵-۷) مقایسه کرنش‌های صفحه‌ای (در سطح بالایی ورق) پیش‌بینی شده در شبیه‌سازی اجزای محدود و کرنش‌های صفحه‌ای اندازه‌گیری شده در آزمایش‌های تجربی برحسب دامنه موج نرمال شده  $h/l$  (الف) نتایج برای آزمایش ۳ جدول (۱-۷) (ب) نتایج برای آزمایش ۲ جدول (۱-۷) همراه با جزئیات نشان‌دهنده مقدار کرنش در لحظه آغاز چین‌خوردگی (پ) آزمایش ۱ جدول (۱-۷)

مطابق شکل (۵-۷) (ب) با اعمال فشار محوری به نمونه، ابتدا نسبت  $h/l$  ثابت و برابر با صفر است، اما با ادامه آن، نسبت  $h/l$  افزایش می‌یابد که نشان‌دهنده شروع چین‌خوردگی است. زمانی که نسبت  $h/l$  برابر با صفر است شرایط فشار تک محوری حاکم است زیرا کرنش در راستای اعمال فشار برابر با نصف کرنش در راستای عمود بر آن ( $\varepsilon_2 = -\varepsilon_1/2$ ) است. اما با افزایش نسبت  $h/l$ ، کرنش کششی در راستای اعمال فشار در سطح بالایی ورق ایجاد می‌گردد و سبب می‌شود که به تدریج کرنش کل، از حالت فشاری به کششی تغییر پیدا کند. هم‌چنین در این مرحله، کرنش در راستای عمود بر راستای اعمال فشار ثابت باقی می‌ماند. بنابراین می‌توان گفت با افزایش نسبت  $h/l$  از صفر، شرایط کرنش صفحه‌ای حاکم می‌شود که در نتیجه

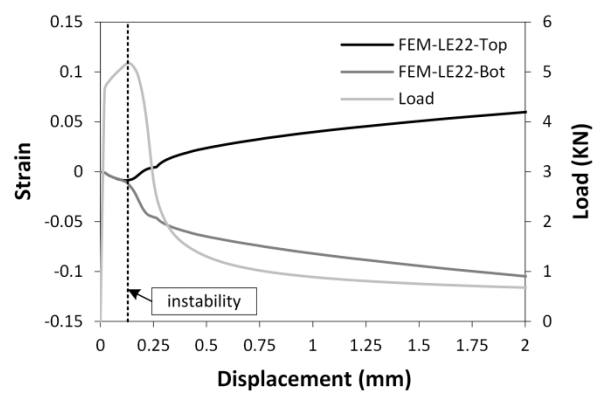
خمش ایجاد شده در ورق به علت شکل‌گیری موج ناشی از چین‌خوردگی است. بنابراین با توجه به توضیحات داده شده، کرنش‌های بحرانی ( $\epsilon_1^{crit}, \epsilon_2^{crit}$ ) برای آغاز چین‌خوردگی را می‌توان در آخرین لحظه‌ای که نسبت  $h/l$  برابر با صفر است (نقطه تقاطع منحنی‌های کرنش با محور  $y$ ) بدست آورد.

شکل (۶-۷) تغییرات کرنش طولی در سطح بالایی و پایینی ورق و همچنین نیروی فشاری محوری را در آزمون تعیین منحنی حد چین‌خوردگی بر حسب جابه‌جایی نشان می‌دهد. همانطور که در این شکل مشخص است با اعمال جابه‌جایی ابتدا کرنش طولی در سطح بالا و پایین به صورت برابر در جهت کرنش‌های منفی پیش می‌رود و نیرو نیز افزایش می‌یابد. این روند تا زمانی که تغییرشکل از حالت پایدار خارج می‌شود ادامه پیدا می‌کند. از لحظه ناپایداری به بعد با اعمال جابه‌جایی، به علت تشکیل موج، کرنش در سطح بالا و پایین از هم فاصله می‌گیرند و یکی در جهت کرنش‌های مثبت و دیگری در جهت کرنش‌های منفی پیش می‌رود. در لحظه ناپایداری بیشترین نیروی فشاری محوری نیز اعمال می‌گردد که نشان‌دهنده دو شاخه‌ای شدن تغییرشکل در این لحظه می‌باشد. زیرا از این زمان به بعد انرژی تغییرشکل در مسیر کمانش ورق کمتر از انرژی تغییرشکل در مسیر تغییرشکل فشاری هموزن است. شایان ذکر است که منحنی نیرو بر حسب جابه‌جایی پیش از ناپایداری در هر سه نمونه از دو بخش تشکیل شده است، بخش اول مربوط به محدوده تغییرشکل الاستیک ورق می‌باشد که دارای شیب زیادی می‌باشد و بخش دوم که شیب کمتری دارد و تا نقطه دو شاخه‌ای شدن پیش می‌رود مربوط به تغییرشکل پلاستیک ورق است.



(ب)

(الف)

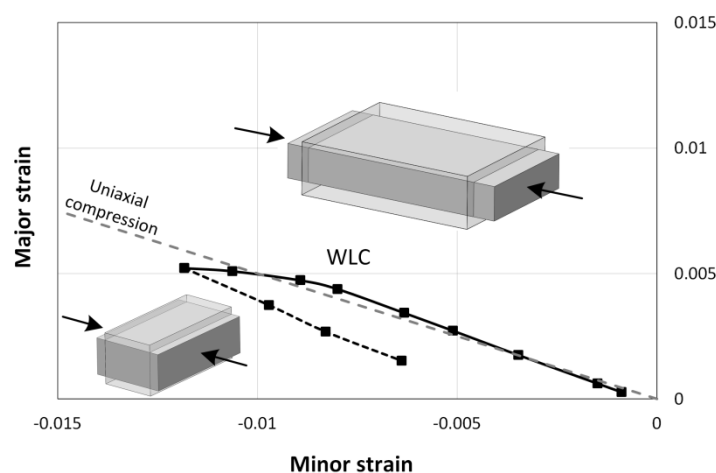


(پ)

شکل (۶-۷) کرنش طولی در سطح بالایی و پایینی ورق به همراه نیروی فشاری محوری در آزمون تعیین منحنی حد چین‌خوردگی برای آزمایش‌های جدول (۱-۷) (الف) آزمایش ۳ (ب) آزمایش ۲ (پ) آزمایش ۱



با بدست آوردن کرنش‌های بحرانی برای سه نمونه جدول (۷-۱) و بدست آوردن کرنش‌های بحرانی با استفاده از شبیه‌سازی اجزای محدود برای سایر نسبت‌های  $l_0/w_0$  که در جدول (۷-۲) آمده است می‌توان منحنی حد چین‌خوردگی را مطابق شکل (۷-۷) در فضای کرنش‌های اصلی رسم کرد. نتایج نشان داد با کاهش نسبت  $l_0/w_0$  جفت کرنش‌های بحرانی در مسیری نزدیک به تغییرشکل فشاری تک محوری افزایش می‌یابد تا جایی که در نسبت‌های  $l_0/w_0$  کوچک ( $l_0/w_0 < 0.625$ ) مسیر تغییرشکل عوض می‌شود و جفت کرنش بحرانی کاهش می‌یابد (بخشی از منحنی که با خط چین نشان داده شده است). علت این امر دشوارتر شدن جریان مواد در راستای عرضی با کوچک‌تر شدن طول نمونه نسبت به عرض آن است که در نهایت منجر به تغییر جریان مواد از تغییرشکل فشاری تک محوری به سمت تغییرشکل فشاری تحت شرایط کرنش صفحه‌ای شده است. تغییرشکل فشاری تحت شرایط کرنش صفحه‌ای یک تغییر متداول در فرآیندهای شکل‌دهی ورق-حجمی<sup>۱</sup> است [۹۹]. از آنجایی که سازوکار تغییرشکل ورق-حجمی تنها در نسبت‌های کوچک  $l_0/w_0$  اتفاق می‌افتد و این نوع تغییرشکل در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر روی نمی‌دهد منحنی حد چین‌خوردگی تا جفت کرنش ( $\varepsilon_1^{crit} = 0.0052, \varepsilon_2^{crit} = -0.0118$ ) در نظر گرفته شد (بخشی از منحنی که با خط توپر نشان داده شده است). مسیرهای بارگذاری کرنشی که در زیر منحنی حد چین‌خوردگی قرار می‌گیرند، از لحاظ چین‌خوردگی بحرانی محسوب می‌شوند در حالی که مسیرهای بارگذاری کرنشی در بالای این حد ایمن هستند.



شکل (۷-۷) منحنی حد چین‌خوردگی در فضای کرنش‌های اصلی

#### ۷-۴-۲- منحنی حد چین‌خوردگی در فضای کرنش موثر-سه محوری تنش<sup>۲</sup>

به منظور در نظر گرفتن اثر تنش در تحلیل چین‌خوردگی در کنار کرنش، در این رساله از فضای کرنش موثر ( $\bar{\varepsilon}$ ) - سه محوری تنش استفاده شد. سه محوری تنش به صورت نسبت تنش متوسط  $\sigma_m$  به تنش موثر  $\bar{\sigma}$  تعریف می‌شود ( $\sigma_m/\bar{\sigma}$ ). برای انتقال از فضای کرنش‌های اصلی به فضای کرنش موثر-سه محوری تنش بدین صورت عمل می‌شود که ابتدا نسبت کرنش‌های اصلی با فرض مسیر کرنش خطی از رابطه (۷-۱) بدست می‌آید.

<sup>1</sup> Sheet-bulk metal forming processes

<sup>2</sup> Effective strain vs. stress triaxiality

$$\beta = \frac{d\varepsilon_2}{d\varepsilon_1} = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1} \quad (1-7)$$

در ادامه با در نظر گرفتن معیار تسلیم هیل ۱۹۴۸ تحت شرایط تنش صفحه‌ای ( $\sigma_3 = 0$ ) و نسبت کرنش‌های صفحه‌ای می‌توان نسبت تنش‌های اصلی در صفحه را با استفاده از رابطه (۲-۷) محاسبه کرد.

$$\alpha = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = \frac{(1 + \bar{r})\beta + \bar{r}}{(1 + \bar{r}) + \bar{r}\beta} \quad (2-7)$$

با داشتن نسبت تنش، تنش موثر و تنش متوسط برحسب تنش اصلی بزرگتر مطابق روابط (۳-۷) و (۴-۷) محاسبه می‌شود.

$$\bar{\sigma} = \sigma_1 \sqrt{1 + \alpha^2 - \frac{2\bar{r}}{1 + \bar{r}}\alpha} \quad (3-7)$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} = \frac{(1 + \alpha)}{3} \sigma_1 \quad (4-7)$$

با جایگزین کردن رابطه (۳-۷) به جای تنش متوسط و رابطه (۴-۷) به جای تنش موثر در رابطه ( $\sigma_m/\bar{\sigma}$ )، می‌توان مقدار سه محوری تنش را مطابق رابطه (۵-۷) محاسبه کرد. برای محاسبه کرنش موثر نیز می‌توان از رابطه (۴-۱۱) استفاده کرد.

$$\frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} = \frac{(1 + \alpha)}{3} \frac{1}{\sqrt{1 + \alpha^2 - \frac{2\bar{r}}{1 + \bar{r}}\alpha}} \quad (5-7)$$

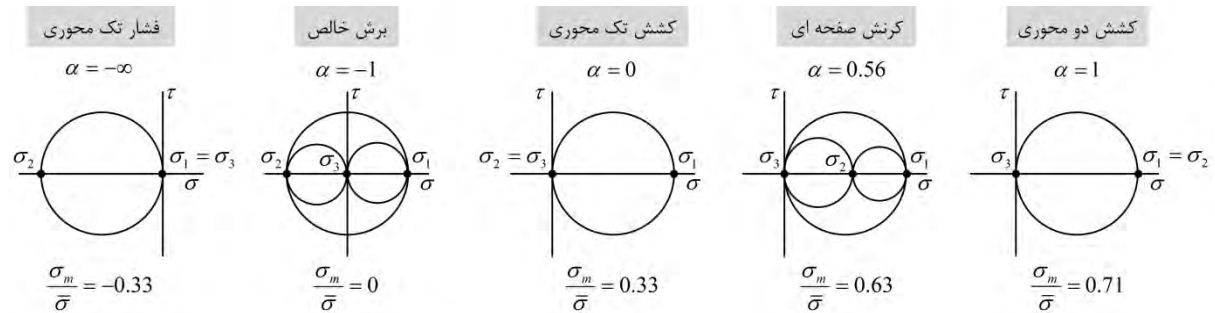
با استفاده از روابط ارائه شده در این بخش، می‌توان حالت‌های تغییرشکل‌های مختلف را با داشتن نسبت کرنش‌های اصلی آن‌ها، در فضای کرنش موثر-سه محوری تنش مشخص کرد. در جدول (۳-۷) نسبت کرنش، نسبت تنش و مقدار سه محوری تنش برای حالت‌های مختلف تغییرشکل آمده است. از آنجایی که منحنی حد چین خوردگی در فضای کرنش‌های اصلی نزدیک به حالت تغییرشکل فشار تک محوری  $\beta = -2$  بدست آمد، پیش‌بینی می‌شود منحنی حد چین خوردگی در فضای کرنش موثر-سه محوری تنش نیز نزدیک به خط عمودی  $\sigma_m/\bar{\sigma} = -1/3$  بدست آید (خط  $\sigma_m/\bar{\sigma} = -1/3$  انتقال یافته خط  $\beta = -2$  از فضای کرنش‌های اصلی به فضای کرنش موثر-سه محوری تنش است).

جدول (۳-۷) نسبت کرنش، نسبت تنش و مقدار سه محوری تنش برای حالت‌های مختلف تغییرشکل

$\frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}}$	$\alpha$	$\beta$	نوع تغییرشکل
-۰/۳۳	$-\infty$	-۲	فشار تک محوری
۰	-۱	-۱	برش خالص
۰/۳۳	۰	-۰/۵	کشش تک محوری
۰/۶۳	۰/۵۶	۰	کرنش صفحه‌ای
۰/۷۱	۱	۱	کشش دو محوری

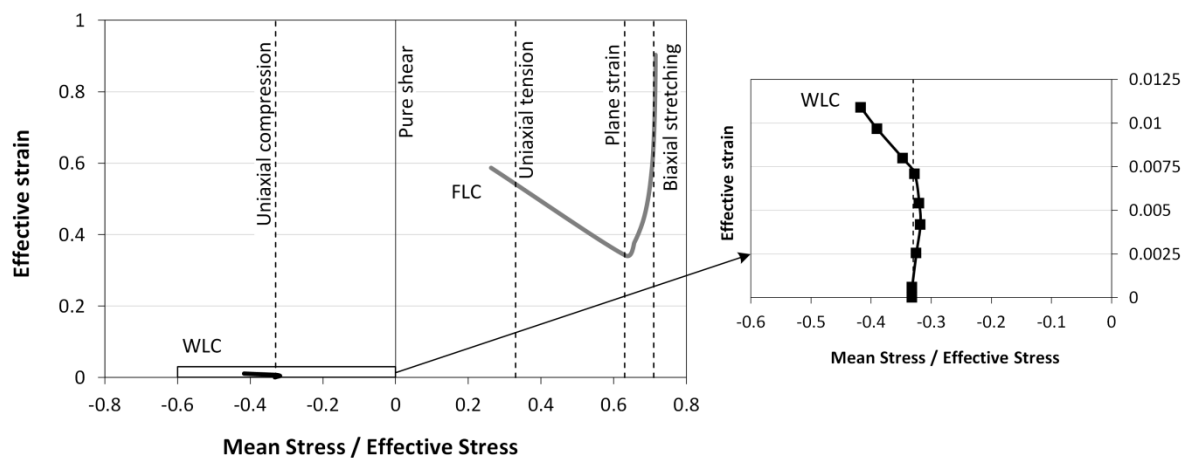
از آنجایی که در رابطه سه محوری تنش، تنش متوسط  $\sigma_m$  موقعیت دایره مور را تعیین می‌کند و از سوی دیگر قطر دایره مور وابسته به تنش موثر  $\bar{\sigma}$  است، می‌توان از تحلیل دایره مور تنش برای بررسی شرایط تغییرشکل در فضای کرنش موثر-سه محوری تنش استفاده کرد. شکل (۸-۷) تحلیل دایره مور برای حالت‌های مختلف تغییرشکل در شرایط تنش صفحه‌ای ( $\sigma_3 = 0$ ) را نشان می‌دهد. همانطور که در این شکل مشخص است، از حالت کشش دو محوری به سمت فشار تک محوری (تغییرشکل فشاری هموزن)، تنش اصلی کوچکتر از حالت کششی به فشاری تغییر پیدا می‌کند به نحوی که مقدار آن در

حالت فشاری تک محوری به بیشینه مقدار فشاری خود می‌رسد. در این حالت، مقدار تنش اصلی بزرگتر برابر با صفر و  $\sigma_m/\bar{\sigma} = -1/3$  است. برای حالت‌های تغییرشکلی که در آن‌ها  $\sigma_m/\bar{\sigma} < -1/3$  است هر دو تنش اصلی فشاری می‌گردد که تغییرشکل غیر قابل قبولی در شکل‌دهی ورق فلزات محسوب می‌شود و از لحاظ چین‌خوردگی بحرانی محسوب می‌گردد. در واقع این ناحیه ( $\sigma_m/\bar{\sigma} < -1/3$ ) متناظر ناحیه زیر مسیر بارگذاری فشاری تک محوری  $\beta = -2$  در فضای کرنش‌های اصلی است. بنابراین می‌توان نتیجه گرفت از لحاظ تئوری، منحنی حد چین‌خوردگی تنها وابسته به سه محوری تنش است.



شکل (۷-۸) تحلیل دایره مور برای حالت‌های مختلف تغییرشکل در شرایط تنش صفحه‌ای

شکل (۷-۹) منحنی حد چین‌خوردگی و هم‌چنین منحنی حد شکل‌دهی را برای فولاد St12 با ضخامت ۰/۵ میلی‌متر در فضای کرنش موثر-سه محوری تنش نشان می‌دهد. این منحنی‌ها که ابتدا در فضای کرنش‌های اصلی بدست آمدند با استفاده از روابط ارائه شده در این بخش به فضای جدید منتقل شده‌اند. مطابق انتظار، منحنی حد چین‌خوردگی به صورت یک خط کمانی نزدیک به خط عمودی  $\sigma_m/\bar{\sigma} = -1/3$  بدست آمد که سمت چپ آن از لحاظ چین‌خوردگی بحرانی است.



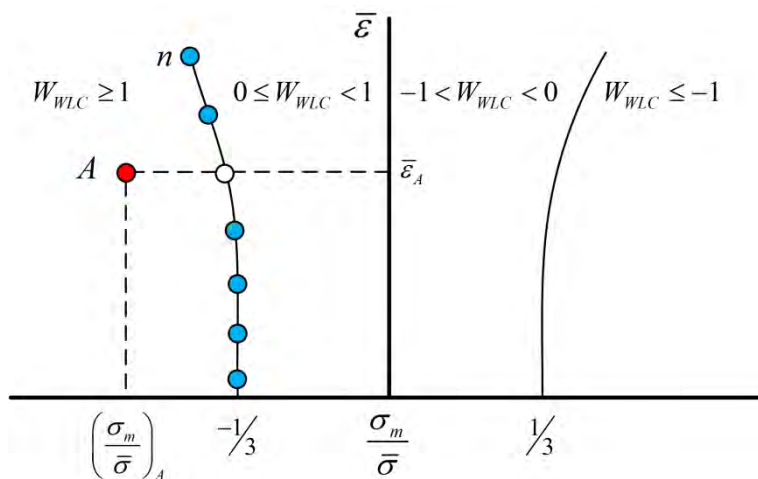
شکل (۷-۹) منحنی حد چین‌خوردگی و منحنی حد شکل‌دهی برای فولاد St12 با ضخامت ۰/۵ میلی‌متر در فضای کرنش موثر-سه محوری تنش به همراه محدوده کاری در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر

### ۷-۵- تعریف معیار چین‌خوردگی در نرم‌افزار آباکوس

در نرم‌افزارهای اجزای محدود، معیارهای مختلفی برای پیش‌بینی گلوبی شدن و شکست در بخش تعریف خواص مواد وجود دارد، به طوری که با بدست آوردن متغیرهای هر یک از این معیارها می‌توان از آن‌ها برای پیش‌بینی گلوبی شدن و یا شکست استفاده کرد. به عنوان نمونه در این رساله به منظور استفاده از معیار  $FLD_{crit}$  برای پیش‌بینی گلوبی شدن منحنی حد شکل‌دهی بدست آمده از آزمایش‌های تجربی در نرم‌افزار آباکوس تعریف شد. با این وجود در هیچ یک از این نرم‌افزارها،

معیاری برای پیش‌بینی چین‌خوردگی وجود ندارد که بتوان با تعریف خواص مواد و یا شکل‌پذیری ورق مورد استفاده به پیش‌بینی چین‌خوردگی پرداخت. به همین منظور معیار جدیدی بر مبنای منحنی حد چین‌خوردگی مطابق رابطه (۶-۷) تعریف شد. در این معیار برای تعیین احتمال چین‌خوردگی در نقطه‌ای از ورق مانند A، نسبت سه محوری تنش در آن نقطه به سه محوری تنش در نقطه متناظر با آن بر روی منحنی حد چین‌خوردگی (نقطه‌ای بر روی حد چین‌خوردگی که دارای کرنش موثر برابر با نقطه A است) محاسبه شد (شکل (۷-۱۰)). این نسبت، شاخص چین‌خوردگی بر مبنای منحنی حد چین‌خوردگی  $W_{WLC}$  نامیده شد. در صورتی که شاخص کوچکتر از یک باشد، تغییرشکل پایدار خواهد بود و چین‌خوردگی اتفاق نمی‌افتد. زمانی که شاخص برابر با یک باشد، شرایط بحرانی برای آغاز چین‌خوردگی فراهم است. در صورتی که شاخص بزرگتر از یک باشد، تغییرشکل ناپایدار است و چین‌خوردگی پیش‌بینی می‌گردد. این معیار با استفاده از زیربرنامه UVARM در نرم‌افزار آباکوس تعریف شد. این زیر برنامه که به زبان فورترن<sup>۱</sup> نوشته شد اطلاعات مورد نیاز برای محاسبه شاخص چین‌خوردگی را از نقاط انتگرال‌گیری فراخوانی می‌کند و با استفاده از منحنی حد چین‌خوردگی که در برنامه تعریف شده است، شاخص چین‌خوردگی را محاسبه می‌کند به نحوی که می‌توان در هر نمو تغییرشکل، توزیع شاخص چین‌خوردگی را در المان‌ها بدست آورد و کانتور آن را نمایش داد. با استفاده از این کانتور به راحتی می‌توان در هر نمو تغییرشکل به بررسی تمایل به چین‌خوردگی نواحی مختلف ورق پرداخت و نواحی بحرانی برای چین‌خوردگی را شناسایی کرد. در معیار ارائه شده، چین‌خوردگی زمانی پیش‌بینی خواهد شد که در یک ناحیه خاص از ورق، شاخص چین‌خوردگی در هر سه لایه پایینی، میانی و بالایی المان پوسته، مساوی و یا بزرگتر از یک شود.

$$W_{WLC} = \frac{\left(\frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}}\right)_A}{\left(\frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}}\right)_{WLC}} \quad \begin{cases} W_{WLC} < 1 & \text{Stable, no wrinkling} \\ W_{WLC} = 1 & \text{Critical condition} \\ W_{WLC} > 1 & \text{Unstable, wrinkling} \end{cases} \quad (6-7)$$



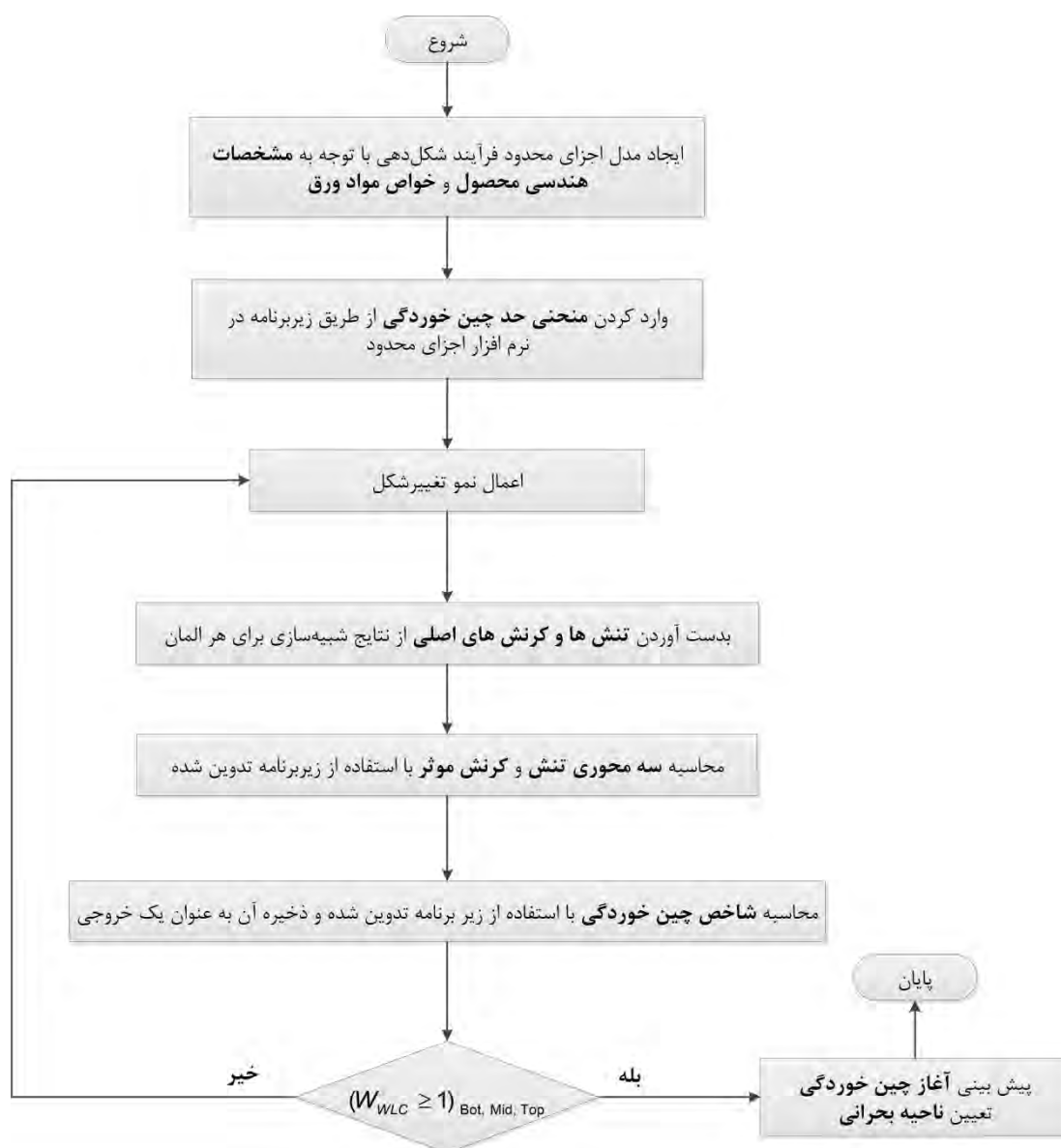
شکل (۷-۱۰) نحوه تعریف شاخص چین‌خوردگی بر مبنای منحنی حد چین‌خوردگی

<sup>1</sup> Fortran

## ۷-۵-۲- روندنمایی پیش‌بینی چین‌خوردگی در فرآیند شکل‌دهی انعطاف‌پذیر با استفاده از منحنی حد

### چین‌خوردگی

به منظور پیش‌بینی چین‌خوردگی با استفاده از شاخص چین‌خوردگی بر مبنای منحنی حد چین‌خوردگی روندی مطابق شکل (۷-۱۱) تدوین شد. در این روند ابتدا فرآیند شکل‌دهی در نرم‌افزار اجزای محدود آباکوس مدل‌سازی می‌شود. سپس منحنی حد چین‌خوردگی ورق به همراه روابط لازم برای محاسبه شاخص چین‌خوردگی با استفاده از زیربرنامه در نرم‌افزار اجزای محدود تعریف می‌گردد. در ادامه شبیه‌سازی آغاز می‌گردد و در هر نمو تغییرشکل با بدست آوردن میدان تغییرشکل از نتایج شبیه‌سازی و استفاده از زیربرنامه، توزیع شاخص چین‌خوردگی در ورق تغییرشکل یافته مشخص می‌گردد. در این روش، چین‌خوردگی زمانی پیش‌بینی می‌گردد که شاخص چین‌خوردگی در هر سه لایه مساوی و یا بزرگتر از یک شوند.



شکل (۷-۱۱) روندنمایی پیش‌بینی چین‌خوردگی با استفاده از منحنی حد چین‌خوردگی

## فصل ۸ نتایج و بحث

### ۸-۱- پیشگفتار

در این فصل نتایج بدست آمده از آزمایش‌های تجربی، شبیه‌سازی‌های اجزای محدود و معیارهای ارائه شده برای پیش‌بینی چین‌خوردگی، بیان می‌گردد و مورد بحث قرار می‌گیرد.

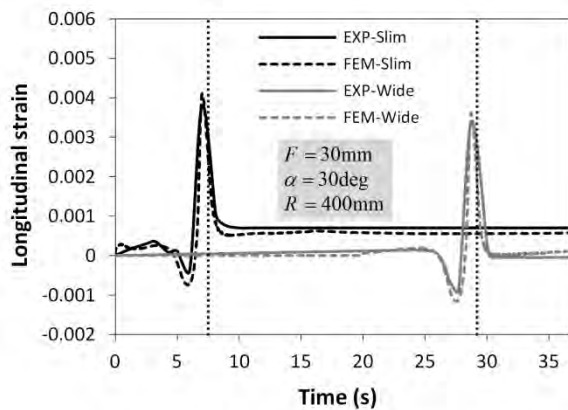
این فصل با اعتبارسنجی مدل اجزای محدود آغاز می‌گردد. بدین منظور تاریخچه کرنش طولی، میزان تابیدگی کف و هندسه پروفیل تولید شده از آزمایش‌های تجربی بدست می‌آید و با نتایج شبیه‌سازی اجزای محدود مقایسه می‌گردد. پس از اطمینان از صحت مدل ایجاد شده، نحوه تغییر شکل ورق در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر با استفاده از تحلیل همزمان نتایج کرنش و تنش بررسی می‌گردد و علت ایجاد چین‌خوردگی مشخص می‌گردد. در ادامه چگونگی پیش‌بینی چین‌خوردگی با استفاده از معیارهای ارائه شده بر مبنای منحنی حد چین‌خوردگی و روش انرژی توضیح داده می‌شود. به منظور اعتبارسنجی این معیارها، از آن‌ها برای پیش‌بینی چین‌خوردگی در آزمایش‌های تجربی استفاده می‌گردد. هم‌چنین در این فصل احتمال گلوپی شدن نیز مورد ارزیابی قرار می‌گیرد. در انتها اثر کمیت‌های هندسی پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر و جنس ورق بر زاویه شکل‌دهی بحرانی بر مبنای دو معیار ارائه شده برای پیش‌بینی چین‌خوردگی مشخص می‌شود و راهکاری برای طراحی این پروفیل‌ها ارائه می‌گردد.

### ۸-۲- اعتبارسنجی مدل اجزای محدود فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر

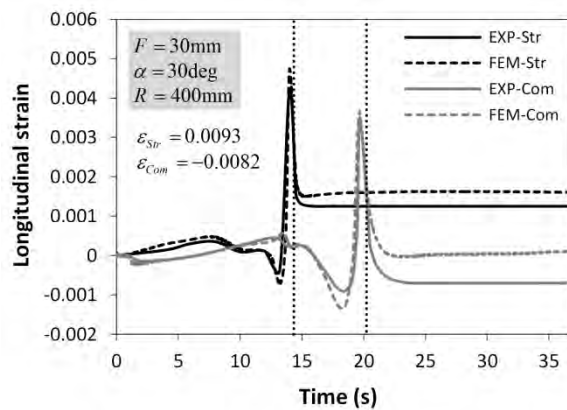
همان‌طور که در فصل آزمایش‌های تجربی توضیح داده شد، برای بررسی صحت مدل اجزای محدود فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر، آزمایش‌های تجربی بر روی دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر انجام گرفت و کرنش طولی، میزان تابیدگی کف و هندسه پروفیل تولید شده اندازه‌گیری شد. مشخصات این آزمایش‌ها در جدول (۶-۵) آمده است.

### ۸-۲-۱- تاریخچه کرنش طولی

مقایسه تاریخچه کرنش طولی تجربی و شبیه‌سازی اجزای محدود برای آزمایش ۵ جدول (۶-۵) در شکل (۸-۱) آمده است. در این آزمایش، کرنش طولی در هر چهار موقعیت معرفی شده در شکل (۶-۱۷)، اندازه‌گیری شده است. از آنجایی که کرنش‌سنج تنها بر روی سطح بالایی ورق چسبانده شده، کرنش طولی نیز در شبیه‌سازی‌ها از لایه بالایی المان پوسته استخراج شده است.



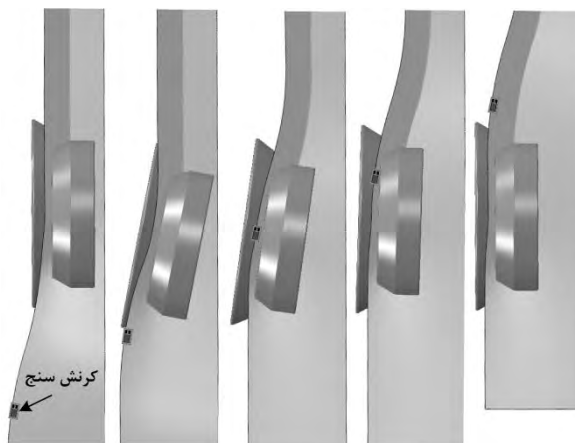
(ب)



(الف)

شکل (۸-۱) مقایسه تاریخچه کرنش طولی تجربی و پیش‌بینی شده توسط شبیه‌سازی اجزای محدود برای آزمایش ۵ جدول (۶-۵) (الف) در وسط بخش کششی (Str) و بخش فشاری (Com) در ناحیه باریک (Slim) و ناحیه عریض (Wide) (نقطه چین‌های عمودی رسم شده لحظه‌ای را نشان می‌دهند که کرنش سنج از مقطع مرکزی غلتک‌ها عبور می‌کند)

شکل (۸-۲) موقعیت کرنش‌سنج در بخش فشاری و حرکت آن در حین انجام فرآیند را نشان می‌دهد. در هر موقعیت، تغییر شکل خاصی بر لبه ورق اعمال می‌گردد و کرنش ایجاد شده در راستای طولی توسط کرنش‌سنج ثبت می‌گردد.



شکل (۸-۲) موقعیت کرنش‌سنج در بخش فشاری بر حسب زمان

مطابق شکل (۸-۱) شبیه‌سازی اجزای محدود توانسته با دقت خوبی کرنش‌های طولی را در هر چهار مکان مورد اندازه‌گیری پیش‌بینی کند و تنها تفاوت کمی بین نتایج شبیه‌سازی و تجربی در کرنش‌های باقی‌مانده در بخش‌های فشاری و کششی (تفاوت کرنش شبیه‌سازی اجزای محدود و تجربی کوچکتر از ۰/۰۰۰۷ است) مشاهده می‌شود. این تفاوت را می‌توان به این صورت توجیه کرد که حرکت‌های غلتک‌ها در شبیه‌سازی‌ها کاملاً دقیق است در حالی که در آزمایش‌های تجربی ممکن است به دلیل لقی‌های اجزای مکانیکی سازوکار نسبت به هم و یا تغییر شکل الاستیک آن‌ها تحت بار، خطای بسیار کوچکی در حرکت غلتک‌ها ایجاد گردد و این خطا منجر به تفاوت بسیار کم در کرنش باقی‌مانده پیش‌بینی شده و تجربی در ناحیه انتقال گردد.

در بخش باریک و عریض، برای ایجاد یک پروفیل کاملاً مستقیم و بدون خمش طولی باید کرنش طولی کششی شدید اعمال شده به لبه بال به هنگام ورود آن به فضای بین غلتک‌ها پس از خروج از ایستگاه به صفر کاهش پیدا کند. زیرا در غیر

این صورت به علت تفاوت کرنش در بال و کف، پروفیل دچار خمش طولی می‌گردد. بررسی شکل (۸-۱) (ب) نشان می‌دهد برخلاف ناحیه عریض در ناحیه باریک، اگرچه کرنش طولی پس از خروج از ایستگاه کاهش می‌یابد ولی کرنش طولی باقی‌مانده برابر با صفر نمی‌شود. زیرا ناحیه باریک اولین بخشی از پروفیل است که شکل می‌گیرد و به دلیل پایین بودن سفتی خمشی آن دچار خمش طولی می‌گردد که در نمونه تولید شده نیز دیده شد. با شکل‌گیری ناحیه انتقال، سفتی خمشی پروفیل افزایش می‌یابد و به همین دلیل خمش طولی پروفیل به هنگام شکل‌دهی ناحیه عریض بسیار سخت می‌شود و در نتیجه کرنش کششی اعمال شده به لبه ورق با خروج از ایستگاه به مقدار صفر کاهش می‌یابد.

در ناحیه انتقال پس از خروج ورق از ایستگاه، کرنش باقی برای دستیابی به هندسه مطلوب نباید مانند آنچه در مورد ناحیه باریک و عریض گفته شد، برابر با صفر گردد. زیرا هندسه بال در بخش کششی و فشاری به صورت انحنادار است. کرنش باقی‌مانده در لبه ورق برای دستیابی به هندسه مطلوب در بخش کششی  $\varepsilon_{Str}$  و فشاری  $\varepsilon_{Com}$  را می‌توان به ترتیب از روابط (۸-۱) و (۸-۲) بدست آورد.

$$\varepsilon_{Str} = \ln\left(\frac{R - F \cos \alpha}{R - F}\right) \quad (8-1)$$

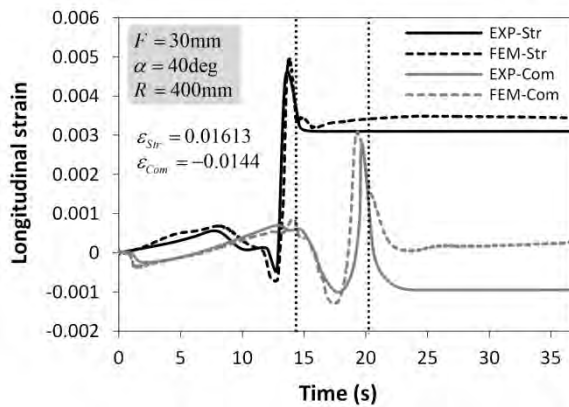
$$\varepsilon_{Com} = \ln\left(\frac{R + F \cos \alpha}{R + F}\right) \quad (8-2)$$

این روابط نشان می‌دهد که با افزایش زاویه خم  $\alpha$ ، افزایش طول بال  $F$  و کاهش شعاع خط خم  $R$  مقدار کرنش باقی‌مانده برای دستیابی به هندسه مطلوب افزایش می‌یابد.

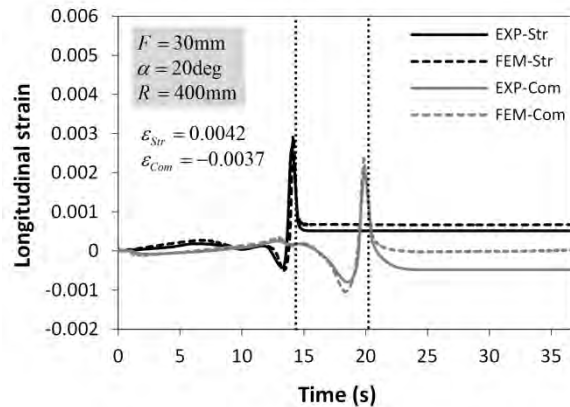
با استفاده از روابط ارائه شده و در نظر گرفتن فاصله کرنش سنج از لبه ورق، کرنش باقیمانده لازم در نقاط مورد اندازه‌گیری در بخش کششی  $\varepsilon_{Str}$  و فشاری  $\varepsilon_{Com}$  برای بدست آوردن هندسه مطلوب به ترتیب برابر با ۰/۰۰۹۳ و ۰/۰۰۸۲- است. این در حالی است که کرنش باقی‌مانده در بخش فشاری و کششی در شکل (۸-۱) (الف) تفاوت قابل توجهی با این مقادیر دارد. بنابراین با توجه به این اختلاف کرنش می‌توان انتظار بروز عیب هندسی در ناحیه انتقال را داشت.

به منظور بررسی بیشتر صحت نتایج شبیه‌سازی‌های اجزای محدود، نتایج پیش‌بینی شده برای کرنش طولی در بخش کششی و فشاری برای تعدادی دیگر از آزمایش‌های جدول (۶-۵) در شکل (۸-۳) آمده است. با در نظر گرفتن این نتایج و نتایج بدست آمده برای آزمایش ۵ که در شکل (۸-۱) آمده است، می‌توان اثر زاویه خم (شکل (۸-۱) (الف) و شکل (۸-۳) (الف) و (ب))، اثر طول بال (شکل (۸-۱) (الف) و شکل (۸-۳) (پ) و (ت)) و اثر شعاع خط خم (شکل (۸-۱) (الف) و شکل (۸-۳) (ث) و (ج)) را بر روی کرنش طولی در بخش فشاری و کششی بررسی کرد. نتایج شکل (۸-۳) نشان می‌دهد که شبیه اجزای محدود به خوبی توانسته است، کرنش‌های طولی را پیش‌بینی کند. بیشینه اختلاف نتایج تجربی و شبیه‌سازی در کرنش باقی‌مانده در بخش فشاری آزمایش ۶ دیده می‌شود که در حدود ۰/۰۰۱ است. کرنش لازم برای دستیابی به هندسه مطلوب برای این آزمایش در نقطه مورد اندازه‌گیری ۰/۰۱۴۴- است.

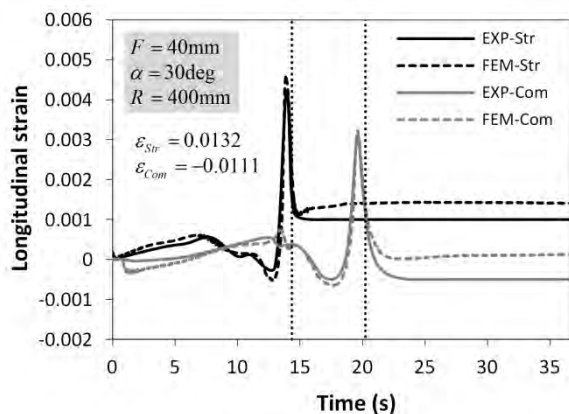




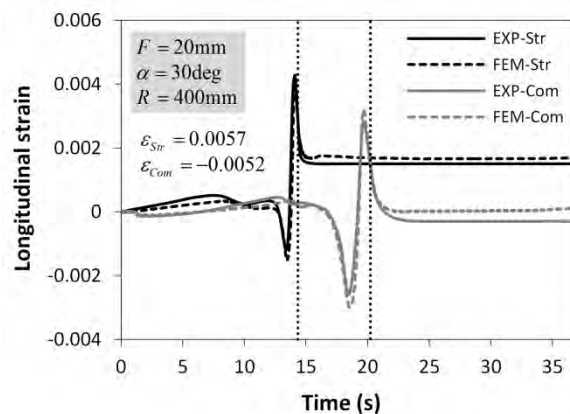
(ب)



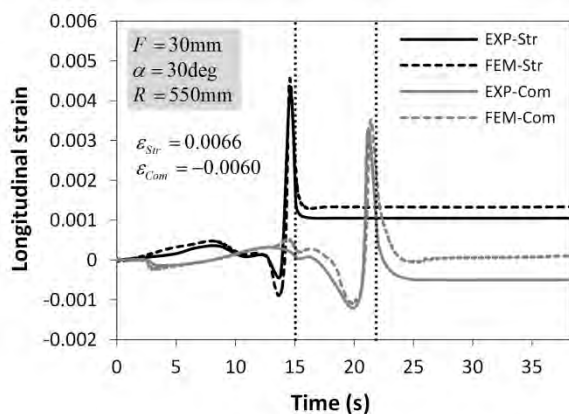
(الف)



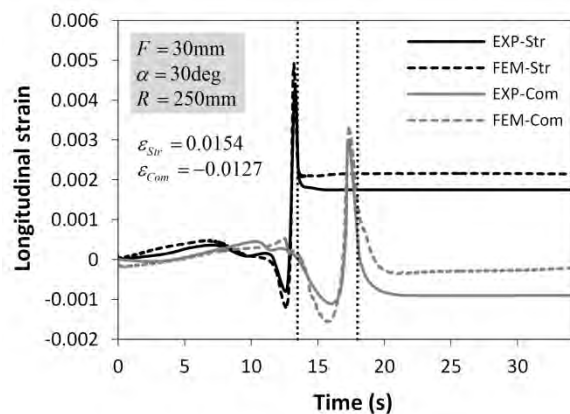
(ت)



(پ)



(ج)



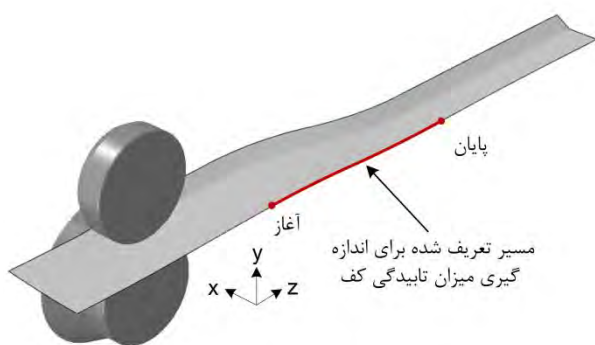
(ث)

شکل (۸-۳) مقایسه تاریخچه کرنش طولی تجربی و پیش‌بینی شده توسط شبیه‌سازی اجزای محدود در وسط بخش کششی (Str) و بخش فشاری (Com) برای آزمایش‌های جدول (۶-۵) (الف) آزمایش ۴ (ب) آزمایش ۶ (پ) آزمایش ۲ (ت) آزمایش ۸ (ث) آزمایش ۱۰ (ج) آزمایش ۱۱ (نقطه چین‌های عمودی رسم شده لحظه‌ای را نشان می‌دهند که کرنش سنج از مقطع مرکزی غلتک‌ها عبور می‌کند) نتایج نشان می‌دهد کرنش باقی‌مانده کششی در تمامی آزمایش‌ها بیشتر از کرنش باقی‌مانده فشاری است. زیرا لبه ورق به هنگام عبور از فضای بین غلتک‌ها تحت کشش شدید قرار می‌گیرد و این تغییر شکل، ایجاد یک کرنش باقیمانده کششی را در مقایسه با کرنش باقیمانده فشاری ساده‌تر می‌کند. به هر حال، کرنش باقیمانده ایجاد شده چه در بخش کششی و چه در بخش فشاری در همه آزمایش‌ها با کرنش باقیمانده لازم برای دستیابی به هندسه مطلوب تفاوت زیادی دارد.

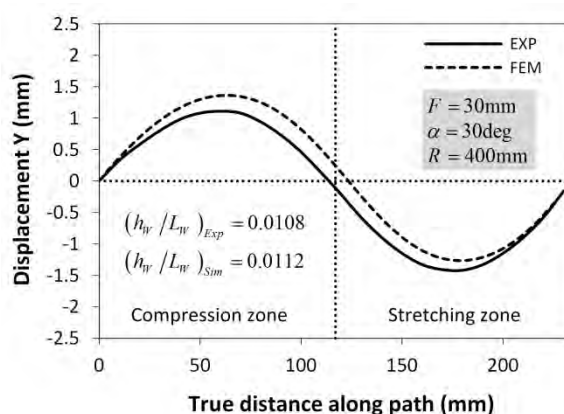
نتایج آزمایش‌های تجربی انجام شده نشان می‌دهد اختلاف مقدار کرنش باقیمانده با کرنش باقیمانده لازم برای دستیابی به هندسه مطلوب با افزایش زاویه خم  $\alpha$ ، افزایش طول بال  $F$  و کاهش شعاع خط خم  $R$  افزایش می‌یابد.

### ۸-۲-۲- تابیدگی کف

همانطور که در بخش قبل دیده شد کرنش‌های باقی مانده در بخش کششی و فشاری، کوچکتر از کرنش‌های لازم برای دستیابی به هندسه مطلوب در این دو بخش هستند و به همین دلیل بروز عیب هندسی در ناحیه انتقال پیش‌بینی شد. عدم اعمال کرنش کافی در ناحیه بال منجر به بروز عیبی به نام تابیدگی در کف پروفیل می‌شود که به صورت برآمدگی در بخش فشاری و فرورفتگی در بخش کششی نمایان می‌شود [۳۴]. به منظور اندازه‌گیری این عیب همان گونه که در بخش آزمایش‌های تجربی توضیح داده شد، خط مرکزی ناحیه انتقال ملاک قرار داده می‌شود و تغییرات موقعیت آن در راستای عمود بر ورق (راستای  $y$ ) بدست می‌آید. شکل (۴-۸) الف) مقایسه تابیدگی کف تجربی و پیش‌بینی شده توسط شبیه‌سازی اجزای محدود را برای آزمایش ۵ جدول (۵-۶) نشان می‌دهد که نتایج تاریخچه کرنش آن در شکل (۸-۱) مورد ارزیابی قرار گرفت. مسیر در نظر گرفته شده در شبیه‌سازی اجزای محدود برای بدست آوردن تابیدگی کف نیز مطابق شکل (۴-۸) ب) است. نتایج بدست آمده در شکل (۴-۸) الف) نشان می‌دهد که تابیدگی در شبیه‌سازی اجزای محدود انطباق خوبی با نتایج تجربی دارد. بررسی بیشتر این شکل مشخص می‌کند که در بخش فشاری ارتفاع برآمدگی در شبیه‌سازی اجزای محدود بیشتر از مقدار آن در آزمایش تجربی است در حالی که در بخش کششی، عمق فرورفتگی در شبیه‌سازی اجزای محدود از مقدار آن در آزمایش تجربی بیشتر است. علت ایجاد این شرایط را می‌توان با بررسی کرنش باقی‌مانده در شکل (۸-۱) الف) دریافت زیرا به طور کلی هر چه کرنش ایجاد شده به کرنش لازم برای دستیابی به هندسه مطلوب نزدیکتر باشد میزان تابیدگی کمتر خواهد شد. مطابق انتظار در شکل (۸-۱) الف)، میزان کرنش باقیمانده شبیه‌سازی اجزای محدود در بخش فشاری کمتر و در بخش کششی بیشتر از مقدار آن در آزمایش تجربی است که به خوبی ارتفاع بیشتر منحنی تابیدگی پیش‌بینی شده توسط شبیه‌سازی اجزای محدود را در بخش کششی و عمق کمتر آن را در بخش کششی نسبت به منحنی تابیدگی تجربی توجیه می‌کند.



(ب)

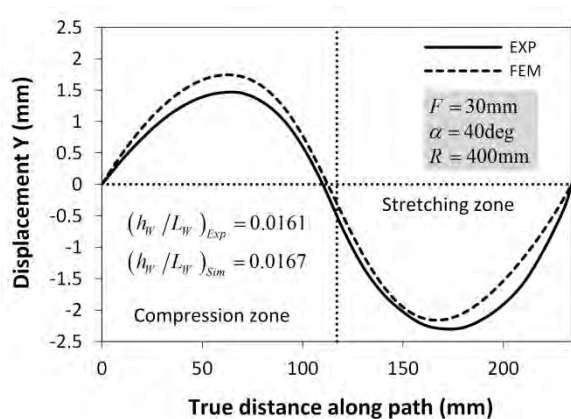


(الف)

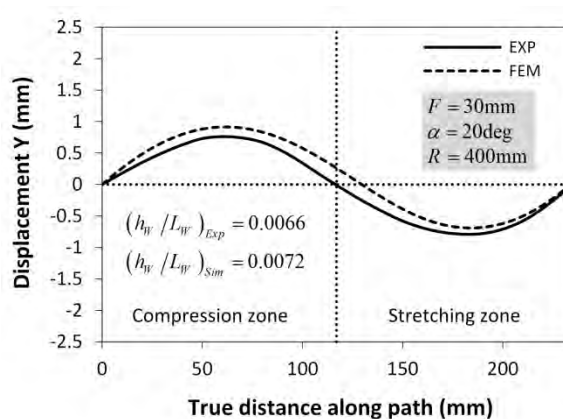
شکل (۴-۸) الف) مقایسه تابیدگی کف تجربی و پیش‌بینی شده توسط شبیه‌سازی اجزای محدود برای آزمایش ۵ جدول (۵-۶) (ب) مسیر در نظر گرفته شده برای بدست آوردن تابیدگی کف

شکل (۵-۸) به منظور بیان میزان تابیدگی هر آزمایش با یک عدد مشخص، نسبت بی بعد دامنه موج تابیدگی  $h_W$  به طول موج آن  $L_W$  ( $h_W/L_W$ ) تعریف و پارامتر تابیدگی نامیده شد. در این رابطه  $L_W$  در واقع همان طول ناحیه انتقال می‌باشد.

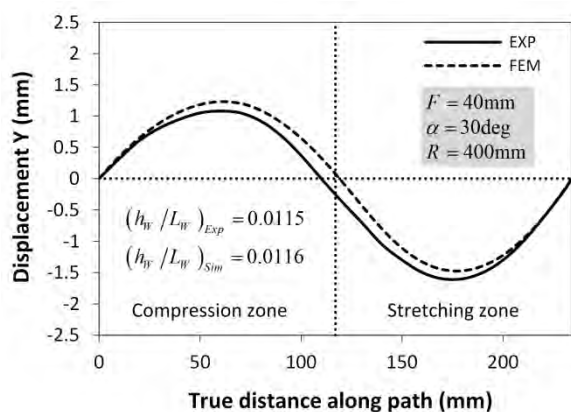
در شکل (۵-۸) مقایسه بین تابیدگی کف تجربی و پیش‌بینی شده توسط شبیه‌سازی اجزای محدود را برای آزمایش‌هایی که تاریخچه کرنش آن‌ها در شکل (۳-۸) نشان داده شد، آمده است. نتایج بدست آمده به خوبی نشان می‌دهد که شبیه‌سازی اجزای محدود می‌تواند تابیدگی در کف پروفیل (شکل تابیدگی، پارامتر تابیدگی) را با دقت بالایی پیش‌بینی کند. در تمامی آزمایش‌های مورد بررسی در شکل (۵-۸)، منحنی تابیدگی شبیه‌سازی بالاتر از منحنی تابیدگی تجربی قرار گرفته است که می‌تواند بر مبنای کرنش باقیمانده همانند آنچه در باره شکل (۴-۸) الف) گفته شد، توجیه شود. نتایج نشان می‌دهد با افزایش زاویه شکل‌دهی  $\alpha$ ، افزایش طول بال  $F$  و کاهش شعاع خط خم  $R$  میزان تابیدگی افزایش می‌یابد زیرا با افزایش زاویه شکل‌دهی، افزایش طول بال و کاهش شعاع خط خم، کرنش لازم برای دستیابی به هندسه ایده آل ( $\epsilon_{Str}$  و  $\epsilon_{Com}$ ) افزایش می‌یابد و رسیدن به آن دشوارتر می‌شود. در نتیجه اختلاف کرنش ایجاد شده با کرنش لازم افزایش می‌یابد که افزایش میزان تابیدگی را در پی دارد.



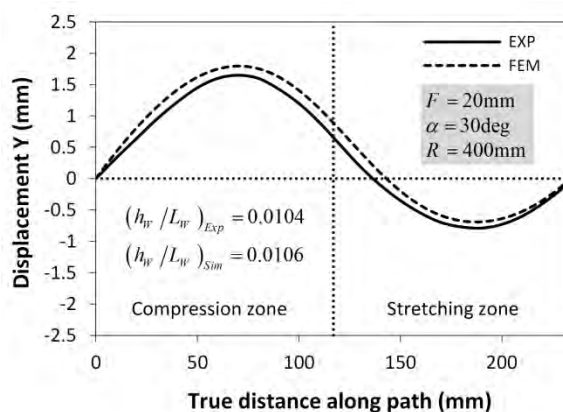
(ب)



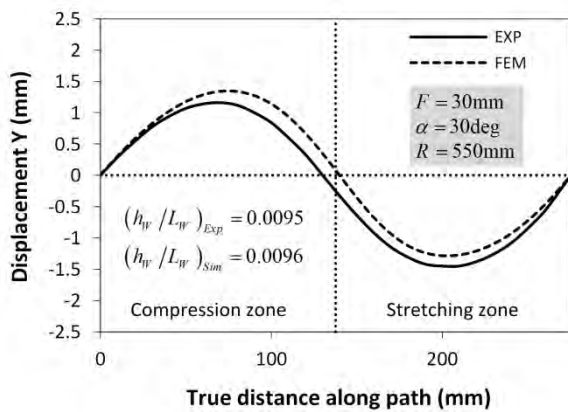
(الف)



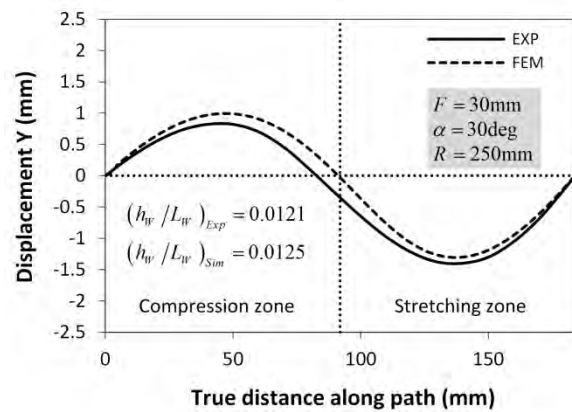
(ت)



(پ)



(ج)

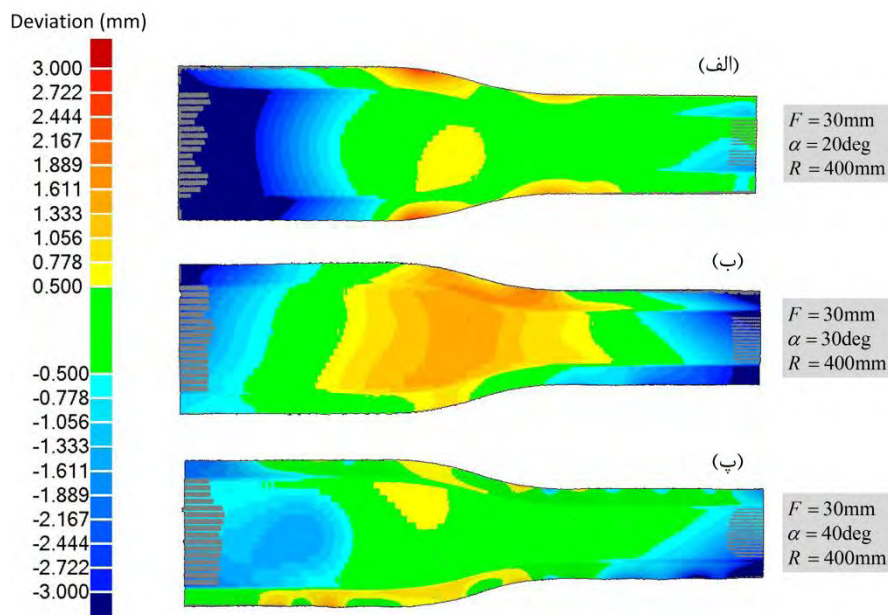


(ث)

شکل (۵-۸) مقایسه تابیدگی کف تجربی و پیش‌بینی شده توسط شبیه‌سازی اجزای محدود برای آزمایش‌های جدول (۵-۶) (الف) آزمایش ۴ (ب) آزمایش ۶ (پ) آزمایش ۲ (ت) آزمایش ۸ (ث) آزمایش ۱۰ (ج) آزمایش ۱۱

### ۳-۸- هندسه سه بعدی ورق

به منظور مقایسه هندسه پروفیل بدست آمده از شبیه‌سازی‌های اجزای محدود با پروفیل بدست آمده از آزمایش‌های تجربی، هندسه پروفیل شبیه‌سازی شده به صورت ابر نقاط از نرم‌افزار آباکوس استخراج شد. سپس این ابر نقاط با ابر نقاط پروفیل بدست آمده از آزمایش تجربی در نرم‌افزار Geomagic QUALIFY مقایسه شد. شکل (۶-۸) کانتور انحراف هندسه پروفیل‌های بدست آمده از شبیه‌سازی را در مقایسه با پروفیل بدست آمده از آزمایش تجربی نشان می‌دهد.



شکل (۶-۸) کانتور انحراف هندسی پروفیل پیش‌بینی شده در شبیه‌سازی اجزای محدود در مقایسه با پروفیل بدست آمده از آزمایش تجربی برای (الف) آزمایش ۴ (ب) آزمایش ۵ (ج) آزمایش ۶ جدول (۵-۶)

این کانتورها برای آزمایش‌های ۴، ۵ و ۶ جدول (۵-۶) بدست آمده‌اند که به ترتیب دارای زاویه شکل‌دهی ۲۰، ۳۰ و ۴۰ درجه می‌باشند و بر روی پروفیل بدست آمده از آزمایش تجربی نمایش داده شده است. مثبت بودن میزان انحراف در یک

نقطه به معنی بالاتر قرار گرفتن آن نقطه از پروفیل شبیه‌سازی شده نسبت به نقطه متناظر آن بر روی پروفیل تولید شده است.

مطابق شکل (۸-۶) بیشترین میزان انحراف در ابتدا و انتهای پروفیل روی داده است. علت این امر شرایطی است که به هنگام آزمایش‌های تجربی در این دو بخش روی می‌دهد ولی امکان شبیه‌سازی آن‌ها میسر نیست. به عنوان نمونه طول حرکت بخش تغذیه همواره به صورتی در نظر گرفته می‌شد که بخش انتهایی پروفیل در ایستگاه باقی بماند تا از افتادن آن جلوگیری شود که این بخش پس از باز شدن ورق از گیره بخش تغذیه به صورت دستی خارج می‌شد. همچنین پس از تولید، بخش اتصال پروفیل با استفاده از قیچی ورق بر از پروفیل جدا می‌شد. بنابراین با توجه به شرایط این دو بخش، نتایج ۵۰ میلی‌متر از جلو و انتهای پروفیل به هنگام استخراج نتایج تجربی در نظر گرفته نمی‌شود. انحراف‌های ایجاد شده در بال پروفیل در ناحیه انتقال می‌تواند توجیه کننده علت وجود تفاوت در مقدار کرنش‌های باقی‌مانده بدست آمده از شبیه‌سازی در مقایسه با کرنش‌های اندازه‌گیری شده در بخش فشاری و کششی باشد. همچنین همانطور که در شکل (۸-۶) مشخص است، از آنجایی که انحراف بخش قابل توجهی (بخش سبز رنگ) از پروفیل بدست آمده از شبیه‌سازی، کوچکتر از ضخامت ورق (۵/۰ میلی‌متر) است و انحراف بخش‌های دیگر نیز حداکثر برابر با ۳ میلی‌متر است که در مقایسه با ابعاد پروفیل بسیار کوچک است می‌توان به نتایج بدست آمده از شبیه‌سازی اجزای محدود اطمینان کرد.

با توجه به بررسی‌های انجام شده در این بخش بطور کلی می‌توان نتیجه گرفت که مدل اجزای محدود ایجاد شده توانایی شبیه‌سازی فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر مختلف را دارد بنابراین در ادامه می‌توان به نتایج شبیه‌سازی اجزای محدود اعتماد کرد.

#### ۸-۴- بررسی تغییر شکل ورق در بخش فشاری پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر

برخلاف تحقیقات گذشته که سازوکار تغییر شکل ورق در فرآیند شکل‌دهی غلتکی سرد را تنها با استفاده از تغییرات کرنش توضیح دادند، در این بخش از ترکیب توزیع کرنش و تنش بر حسب زمان برای تشریح سازوکار تغییر شکل ورق در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر استفاده می‌شود. این روش بررسی اجازه می‌دهد که بتوان سازوکار چین‌خوردگی در بال پروفیل‌های با سطح مقطع متغیر را توضیح داد و در ادامه با استفاده از بررسی کرنش موثر بر حسب سه محوری تنش به پیش‌بینی چین‌خوردگی پرداخت.

به منظور جلوگیری از اثرگذاری تابیدگی کف بر تغییر شکل ورق در ناحیه انتقال در شبیه‌سازی‌های اجزای محدود دسته دوم، جابه‌جایی کف پروفیل در راستای عمود بر ورق مقید شد که نزدیک به شرایطی است که در عمل از ورق‌گیر استفاده شود. استفاده از ورق‌گیر، کرنش در بال پروفیل را افزایش می‌دهد و در نتیجه احتمال وقوع چین‌خوردگی را در بخش فشاری پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر به شدت افزایش می‌دهد. بنابراین با توجه به توسعه انواع مختلف ورق‌گیر که بخوبی می‌توانند تابیدگی در کف را محدود کنند، توجه به عیب چین‌خوردگی از اهمیت ویژه‌ی پیدا می‌کند.

شکل (۸-۷) تاریخچه کرنش‌های صفحه‌ای و تنش‌های صفحه‌ای در وسط ناحیه خم بخش فشاری برای حالت ۲ جدول (۳-۵) برای زاویه شکل‌دهی ۲۰ درجه را نشان می‌دهد. برای نمایش بهتر در این شکل، بازه زمانی ۱۵ تا ۲۵ ثانیه نشان داده شده است که تغییرات تنش و کرنش برای المان ماده انتخاب شده روی می‌دهد. همانطور که در نتایج کرنش بر حسب زمان دیده می‌شود (شکل (۸-۷) الف)) تغییر شکل پلاستیک در ناحیه خم تحت شرایط کرنش صفحه‌ای رفتار می‌کند:

$$d\varepsilon_{22} = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}} \left\{ \sigma_{22} - \frac{1}{2}(\sigma_{11} + \sigma_{33}) \right\} = 0 \quad (3-8)$$

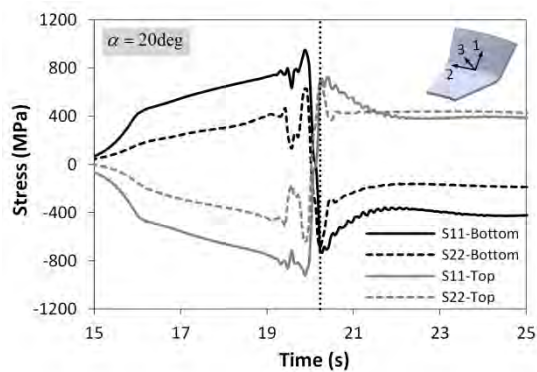
این بدین معنا است که جریان مواد در ناحیه خم همواره موازی با صفحه ۱-۳ (رجوع به سیستم مختصات نشان داده شده در شکل (۷-۸)) است. از آنجایی که تنش برشی در ناحیه خم اعمال نمی‌شود، تنش  $\sigma_{22}$  در راستای طولی، تنش اصلی است و مقدار آن می‌تواند به صورت رابطه (۴-۸) محاسبه شود.

$$\sigma_{22} = \frac{1}{2}(\sigma_{11} + \sigma_{33}) \quad (4-8)$$

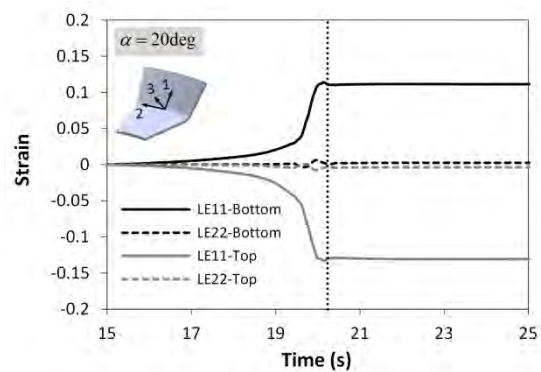
اگر شرایط تنش صفحه‌ای ( $\sigma_{33} = 0$ ) نیز در ناحیه خم در نظر گرفته شود رابطه (۴-۸) به صورت رابطه (۵-۸) در می‌آید.

$$\sigma_{22} = \frac{\sigma_{11}}{2} \quad (5-8)$$

این نتیجه انطباق نزدیکی با تاریخچه تنش پیش‌بینی شده در شکل (۷-۸) (ب) دارد زیرا همانطور که در این شکل دیده می‌شود از آغاز تغییر شکل تا زمانی که ناحیه خم در زیر غلتک قرار می‌گیرد تنش در لایه پایینی در راستای عرضی ( $\sigma_{11}$ ) و طولی ( $\sigma_{22}$ ) کششی (مثبت) و تنش در راستای طولی تقریباً نصف تنش در راستای عرضی است. همین شرایط برای لایه بالایی نیز برقرار است و تنها تنش‌ها فشاری (منفی) هستند.



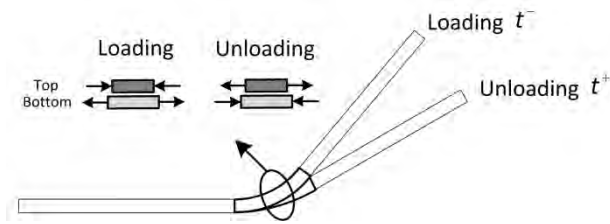
(ب)



(الف)

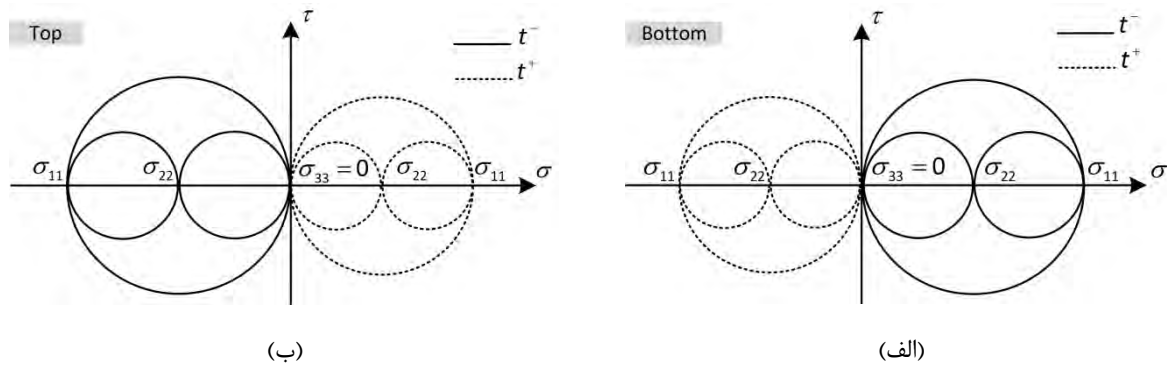
شکل (۷-۸) نتایج شبیه‌سازی اجزای محدود در ناحیه خم بخش فشاری برای حالت ۲ جدول (۵-۳) (الف) کرنش‌های صفحه‌ای (ب) تنش‌های صفحه‌ای (نقطه چین‌های عمودی رسم شده لحظه‌ای را نشان می‌دهند که المان ماده از مقطع مرکزی غلتک‌ها عبور می‌کند) با عبور ناحیه خم از مقطع مرکزی غلتک‌ها، باربرداری<sup>۱</sup> آغاز می‌شود و لایه پایینی که تحت کشش بوده است، تحت فشار قرار می‌گیرد و لایه بالایی که تحت فشار بوده است تحت کشش قرار می‌گیرد. باربرداری الاستیک، تنش‌های باقیمانده را نتیجه می‌دهد که در سمت راست شکل (۷-۸) (ب) به صورت ثابت نشان داده شده است. باربرداری الاستیک به صورت شماتیک در شکل (۸-۸) نشان داده شده است.

<sup>1</sup> Unloading



شکل (۸-۸) شماتیک ناحیه خم بخش فشاری در زمان بارگذاری 't-' و زمان باربرداری 't+'

شکل (۹-۸) تغییر علامت تنش در اثر باربرداری را با استفاده از دایره مور تنش در ناحیه خم بخش فشاری نشان می‌دهد. همین‌طور که در این شکل مشخص است شعاع دایره مور در نتیجه باربرداری در مقایسه با زمان بارگذاری کاهش می‌یابد.

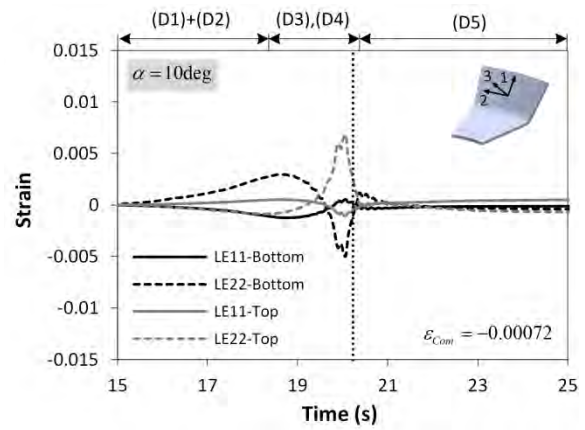
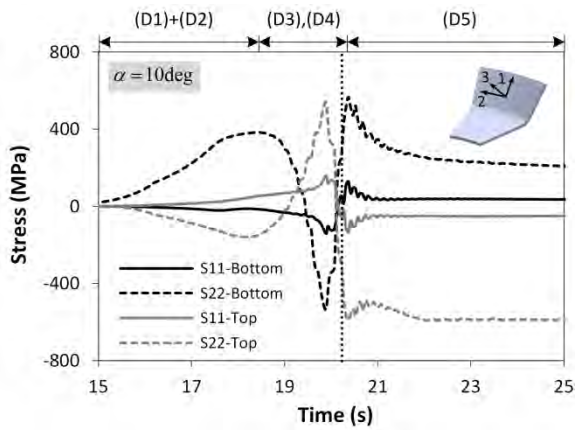


شکل (۹-۸) شماتیک دایره مور تنش برای (الف) لایه پایین (ب) لایه بالا ناحیه خم در زمان بارگذاری 't-' و زمان باربرداری 't+'

شکل (۱۰-۸) در شکل (۱۰-۸) تاریخچه کرنش‌های صفحه‌ای و تنش‌های صفحه‌ای برای حالت ۲ جدول (۵-۳) به ازای سه زاویه شکل‌دهی ۱۰، ۲۰ و ۳۰ درجه نشان داده شده است. المان ماده انتخاب شده برای بدست آوردن این نتایج در وسط بخش فشاری و بر روی لبه بال آن قرار دارد. تغییر شکل لبه ورق در بخش فشاری را می‌توان مطابق شکل (۱۰-۸) در دو ناحیه مورد بررسی قرار داد، ناحیه اول از آغاز تغییر شکل تا زمانی است که المان ماده مورد بررسی از مقطع مرکزی غلتک عبور می‌کند. ناحیه دوم بلافاصله پس از ناحیه اول آغاز می‌شود و تا شکل‌گیری کامل لبه در بخش فشاری ادامه می‌یابد. تغییر شکل یک المان ماده در لبه ورق در بخش فشاری به صورت شماتیک در شکل (۱۱-۸) نشان داده شده است.

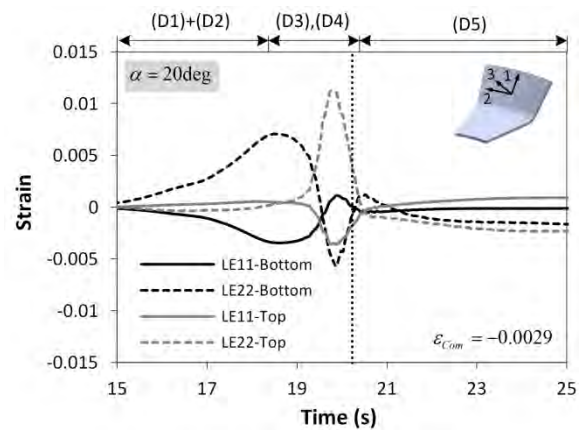
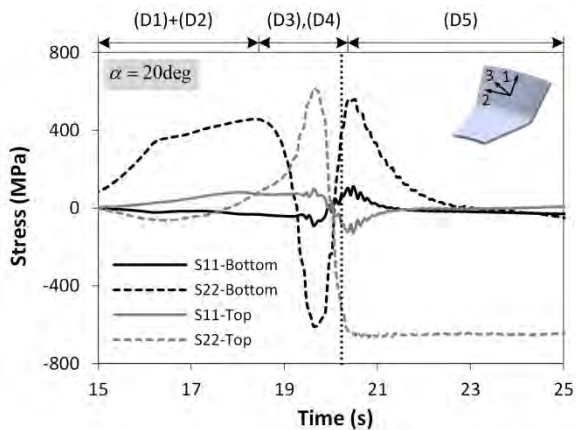
المان ماده مورد بررسی از ابتدای ناحیه اول تا زمانی که با غلتک در تماس قرار می‌گیرد، تحت تغییر شکل همزمان کشش تک محوری (D1) و خمش طولی (D2) قرار می‌گیرد که به علت جابجایی لبه ورق در راستای عمودی همزمان با حرکت در راستای طولی خط شکل‌دهی می‌باشد (شکل (۱۱-۸)). نتایج بدست آمده در شکل (۱۰-۸) نشان می‌دهد با افزایش زاویه شکل‌دهی، سهم تغییر شکل کشش تک محوری در مقایسه با خمش طولی افزایش می‌یابد به نحوی که کرنش طولی لایه بالایی که در زاویه شکل‌دهی ۱۰ درجه فشاری است، در زاویه شکل‌دهی ۳۰ درجه کششی می‌شود و هم‌چنین کرنش طولی در لایه پایینی که همواره کششی است با افزایش زاویه شکل‌دهی، افزایش می‌یابد (همین روند در مورد تنش‌های طولی نیز دیده می‌شود). با تماس المان ماده مورد بررسی با غلتک، این المان توسط غلتک پایینی تحت خمش طولی (D3) قرار می‌گیرد به همین دلیل لایه بالایی تحت کشش و لایه پایینی تحت فشار قرار می‌گیرد. کرنش ایجاد شده در لبه ورق در این قسمت وابسته به شعاع غلتک در ناحیه‌ای است که لبه ورق در تماس با آن قرار می‌گیرد.





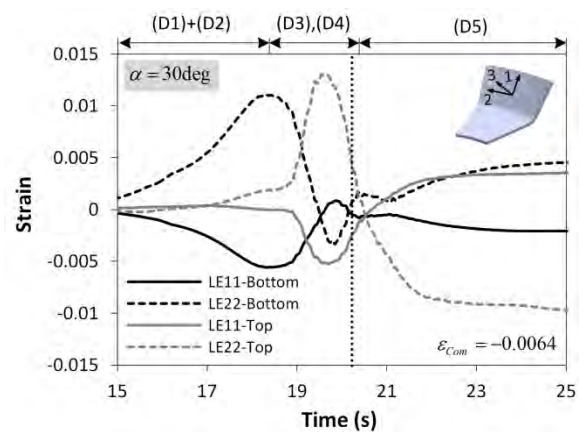
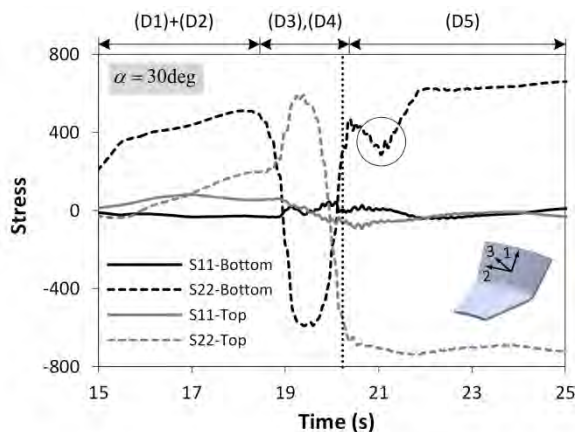
(ب)

(الف)



(ت)

(پ)



(ج)

(ث)

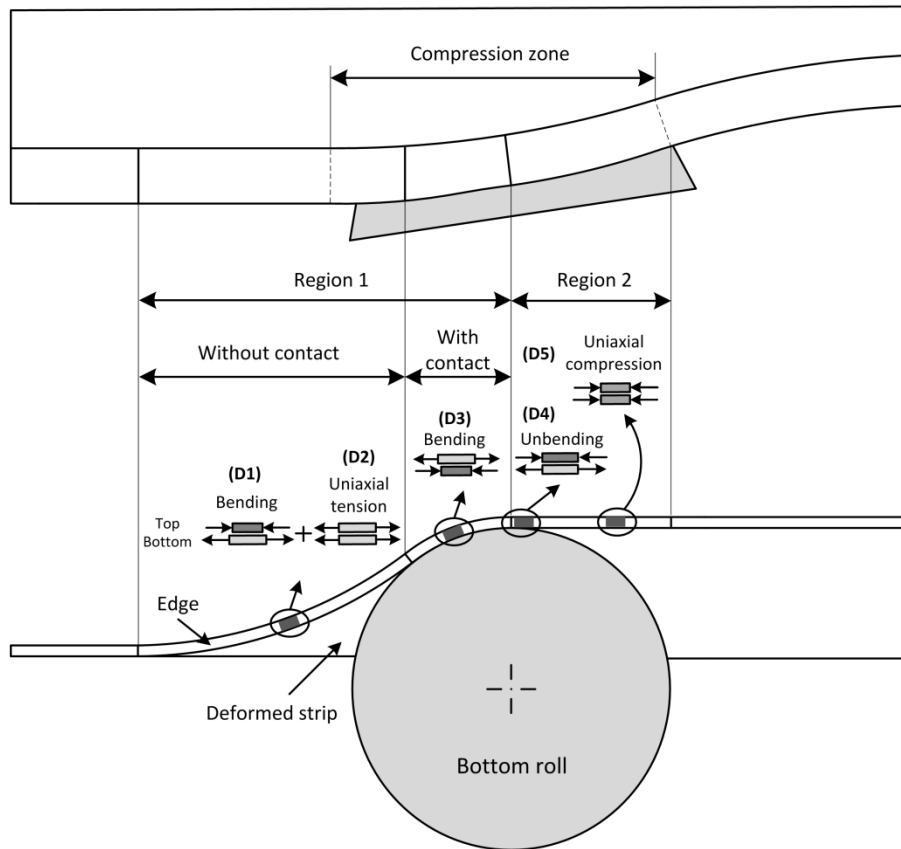
شکل (۸-۱۰) نتایج شبیه‌سازی اجزای محدود در لبه ورق در بخش فشاری برای حالت ۲ جدول (۳-۵) (الف) کرنش‌های صفحه‌ای برای  $\alpha = 10\text{deg}$  (ب) تنش‌های صفحه‌ای برای  $\alpha = 10\text{deg}$  (پ) کرنش‌های صفحه‌ای برای  $\alpha = 20\text{deg}$  (ت) تنش‌های صفحه‌ای برای  $\alpha = 20\text{deg}$  (ث) کرنش‌های صفحه‌ای برای  $\alpha = 30\text{deg}$  (ج) تنش‌های صفحه‌ای برای  $\alpha = 30\text{deg}$  (نقطه چین‌های عمودی رسم شده لحظه‌ای را نشان می‌دهند که المان ماده از مقطع مرکزی غلتک‌ها عبور می‌کند)

از آنجایی که خمش طولی به صوت موضعی اعمال می‌گردد سبب افزایش ناگهانی طول لبه ورق در مقایسه با سایر قسمت‌های بال و هم‌چنین کف پروفیل می‌گردد به همین سبب با خروج ورق از فضای بین غلتک‌ها، لبه ورق تحت خمش



معکوس (D4) قرار می‌گیرد. در نتیجه این خمش معکوس، جهت تنش طولی در لایه بالایی و پایینی عوض می‌شود و اندازه کرنش‌ها در هر دو لایه کاهش می‌یابد به نحوی که پس از گذشتن از مقطع مرکزی غلتک، کرنش‌ها در دو لایه تقریباً برابر می‌شوند. با فاصله گرفتن بیشتر المان ماده مورد بررسی از غلتک‌ها، لبه تحت فشار تک محوری (D5) قرار می‌گیرد تا شکل مورد نظر در بخش فشاری را به خود بگیرد. در نتیجه این فشار تک محوری، هر دو لایه تحت فشار قرار می‌گیرند و کرنش‌ها در هر دو لایه کاهش و تقریباً برابر با کرنش لازم برای دستیابی به هندسه مطلوب در ناحیه فشاری می‌شوند. از آنجایی که با افزایش زاویه شکل‌دهی میزان کرنش باقی‌مانده لازم برای دستیابی به هندسه مطلوب افزایش می‌یابد، تنش فشاری اعمالی در نتیجه فشار تک محوری نیز افزایش می‌یابد به نحوی که از زاویه شکل‌دهی ۱۰ به ۲۰ درجه، میزان تنش فشاری در لایه بالایی افزایش می‌یابد و تنش در لایه پایینی که در اثر خمش معکوس کششی شده بود، فشاری می‌گردد.

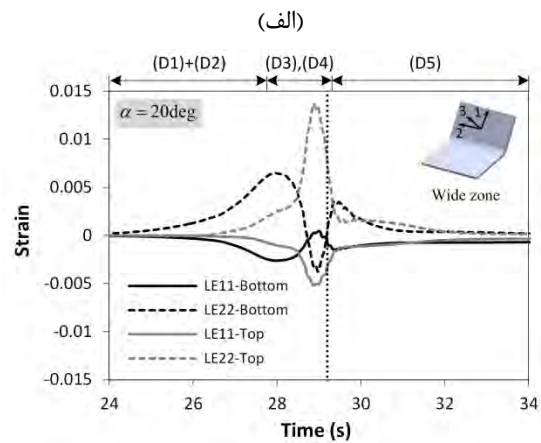
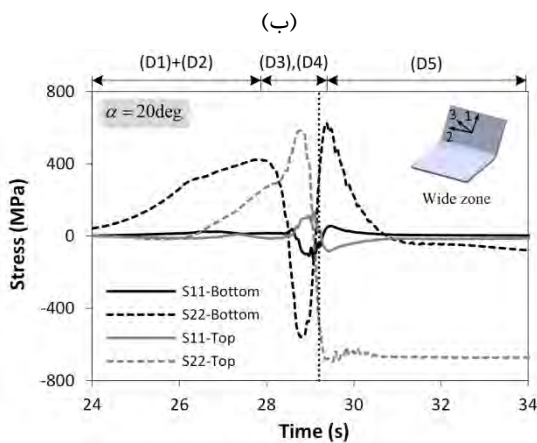
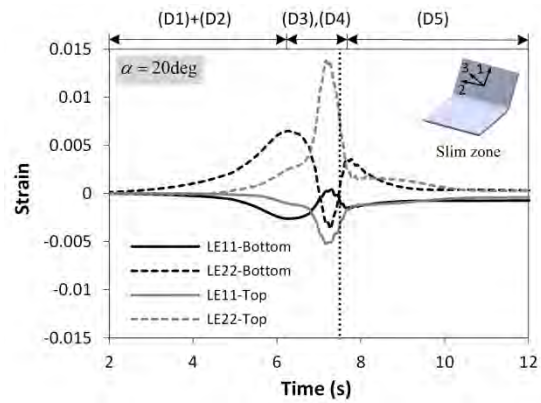
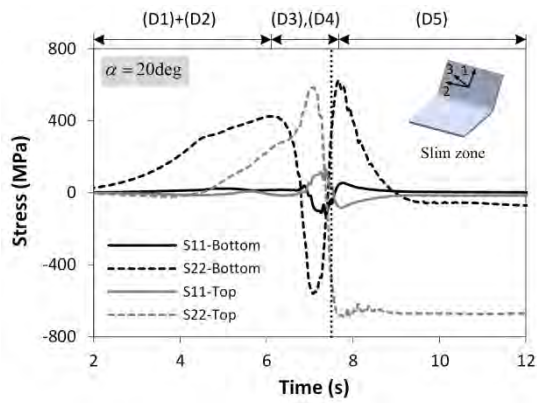
در زاویه شکل‌دهی ۳۰ درجه در مقایسه با زاویه شکل‌دهی ۱۰ و ۲۰ درجه، شرایط متفاوتی از لحاظ تغییرشکل به هنگام اعمال فشار تک محوری حاکم می‌شود. مطابق شکل (۸-۱۰) (ج) در زاویه شکل‌دهی ۳۰ درجه، پس از خمش معکوس ورق زمانی که فشار تک محوری اعمال می‌گردد، تنش در لایه پایینی کمی کاهش می‌یابد اما مجدداً افزایش می‌یابد هم‌چنین در شکل (۸-۱۰) (ث) کرنش‌های طولی در دو لایه که پس از خمش معکوس با هم برابر شده اند از یکدیگر فاصله می‌گیرند و کرنش در لایه پایینی کششی و در لایه بالایی فشاری می‌گردد. این تغییرات در توزیع تنش و کرنش نشان دهنده ناپایدار شدن تغییرشکل و ایجاد موج‌های ناشی از چین‌خوردگی می‌باشد. شایان ذکر است که ممکن است به هنگام ناپایداری، کرنش در لایه پایینی فشاری و در لایه بالایی کششی شود که به موقعیت قرار گیری المان ماده مورد بررسی نسبت به موج‌های ایجاد شده بستگی دارد. همین نکته در مورد تنش نیز صادق است. با توجه به توضیحات داده شده می‌توان نتیجه گرفت مکان بحرانی از لحاظ چین‌خوردگی بعد از اعمال خمش معکوس است، جایی که فشار تک محوری به لبه ورق اعمال می‌گردد. بنابراین با بررسی شرایط تغییرشکل در این مکان می‌توان بروز یا عدم بروز چین‌خوردگی را پیش‌بینی کرد.



شکل (۸-۱۱) تغییر شکل یک المان ماده در لبه ورق در بخش فشاری

#### ۸-۵- بررسی تغییر شکل ورق در ناحیه باریک و عریض پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر

شکل (۸-۱۲) هر آن چه در بحث تغییر شکل ناحیه خم بخش فشاری گفته شد، در ناحیه خم بخش‌های باریک و عریض نیز برقرار است به همین دلیل به منظور رعایت اختصار مجدداً بیان نمی‌گردد. شکل (۸-۱۲) تاریخچه کرنش‌های صفحه‌ای و تنش‌های صفحه‌ای را برای المان ماده‌ای در لبه ورق در ناحیه باریک و عریض نشان می‌دهد. شبیه‌سازی انجام شده مطابق با حالت ۲ جدول (۳-۵) است. همانطور که در این شکل مشخص است زمانی که جابه‌جایی کف پروفیل در راستای عمود بر آن مقید است، تاریخچه کرنش‌های صفحه‌ای و تنش‌های صفحه‌ای در لبه ورق در ناحیه باریک و عریض یکسان است. هم‌چنین نتایج نشان می‌دهد روند تغییر شکل لبه ورق در ناحیه باریک و عریض تا پایان اعمال خمش معکوس مشابه با روند تغییر شکل لبه در بخش فشاری است و تنها تفاوت در تغییر شکل فشاری تک محوری (D5) مشاهده می‌شود. همانطور که پیش از این ذکر شد در بخش فشاری به علت هندسه انحنادار بال، لبه تحت فشار تک محوری قرار می‌گیرد تا کرنش فشاری لازم ایجاد گردد در حالی که در ناحیه باریک و عریض به علت طول بیشتر لبه ورق در مقایسه با کف، لبه ورق تحت فشار تک محوری قرار می‌گیرد. از آنجایی که جابه‌جایی کف پروفیل در راستای عمود بر آن مقید است و امکان خمش طولی برای پروفیل وجود ندارد، کرنش باقیمانده پس از اعمال فشار تک محوری تقریباً برابر با صفر می‌گردد. با توجه به بررسی تغییر شکل انجام شده می‌توان نتیجه گرفت که همانند بخش فشاری، امکان بروز چین‌خوردگی در ناحیه باریک و عریض به هنگام اعمال فشار تک محوری وجود دارد.



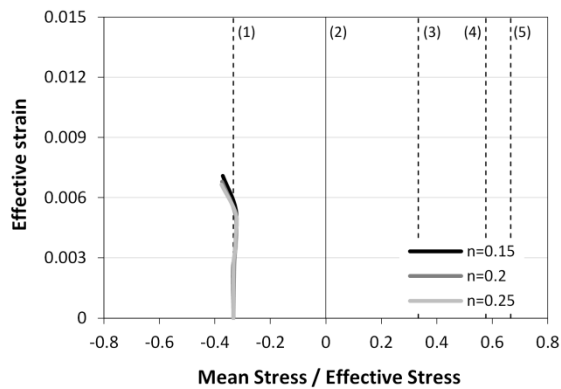
شکل (۸-۱۲) نتایج شبیه‌سازی اجزای محدود در لبه ورق در ناحیه‌های باریک و عریض برای حالت ۲ جدول (۳-۵) (الف) کرنش‌های صفحه‌ای در ناحیه باریک (ب) تنش‌های صفحه‌ای در ناحیه عریض (الف) کرنش‌های صفحه‌ای در ناحیه عریض (ب) تنش‌های صفحه‌ای در ناحیه عریض

#### ۸-۶- پیش‌بینی چین‌خوردگی با استفاده از منحنی حد چین‌خوردگی

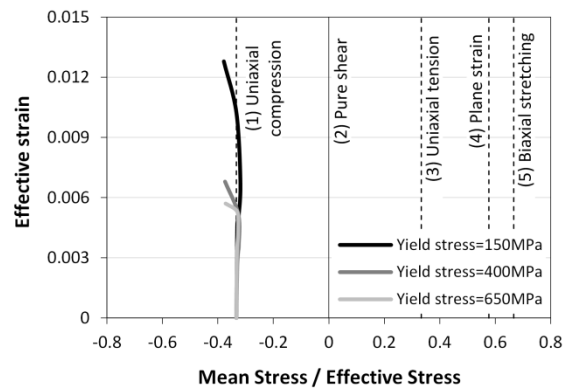
در این بخش نحوه پیش‌بینی چین‌خوردگی با استفاده از منحنی حد چین‌خوردگی در فضای کرنش موثر-سه محوری تنش تشریح می‌شود ولی پیش از آن اثر جنس ورق و ضخامت آن بر روی منحنی حد چین‌خوردگی مورد ارزیابی قرار می‌گیرد.

#### ۸-۶-۱- اثر جنس و ضخامت ورق بر منحنی حد چین‌خوردگی

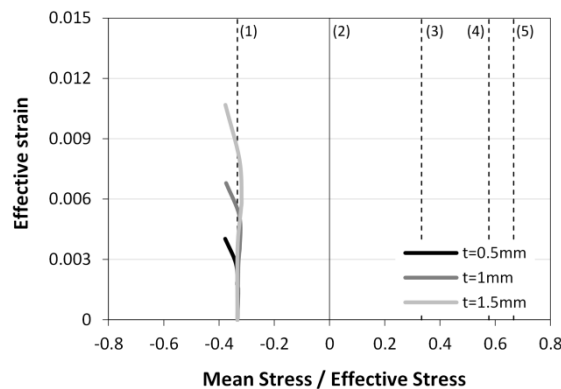
برای بررسی اثر جنس ورق بر منحنی حد چین‌خوردگی، خواص مواد تعریف شده در جدول (۳-۴) مورد استفاده قرار گرفت که در آن تنش تسلیم (سه سطح) و نمای کارسختی (سه سطح) متغیر است. همچنین برای بررسی اثر ضخامت ورق بر منحنی حد چین‌خوردگی، سه سطح مطابق جدول (۳-۳) در نظر گرفته شد. نحوه طراحی آزمایش بدین صورت بود که به هنگام بررسی اثر هر یک از پارامترهای ذکر شده، دو پارامتر دیگر در سطح میانی قرار گرفتند. برای بدست آوردن منحنی حد چین‌خوردگی از شبیه‌سازی اجزای محدود استفاده شد که روند انجام آن در بخش ۳-۷ به تفصیل توضیح داده شد.



(ب)



(الف)



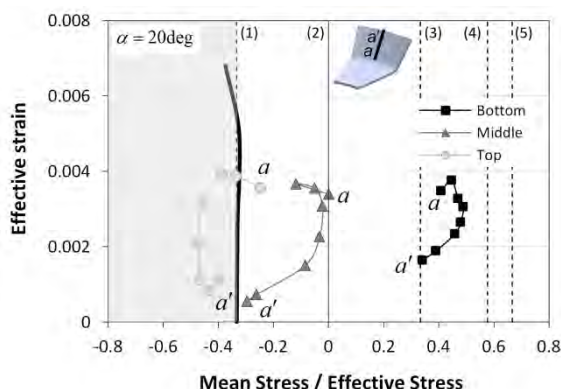
(پ)

شکل (۸-۱۳) بررسی اثر جنس و ضخامت ورق بر منحنی حد چین خوردگی (الف) تنش تسلیم (ب) نمای کارسختی (ج) ضخامت ورق مطابق شکل (۸-۱۳)، منحنی حد چین خوردگی در همه حالت‌های مورد بررسی، بسیار نزدیک به خط  $\sigma_m/\bar{\sigma} = -1/3$  بدست آمده است و تنها تفاوت در مقدار کرنش موثر مشاهده می‌شود. نتایج نشان می‌دهد با کاهش تنش تسلیم و افزایش ضخامت ورق، منحنی حد چین خوردگی تا کرنش موثر بزرگتری پیش می‌رود در حالی که نمای کارسختی اثر قابل توجهی بر کرنش موثر ندارد. هم‌چنین نتایج نشان می‌دهد کاهش تنش تسلیم از ۴۰۰ مگاپاسکال به ۱۵۰ مگاپاسکال در مقایسه با کاهش تنش تسلیم از ۶۵۰ مگاپاسکال به ۴۰۰ مگاپاسکال سبب افزایش بیشتری در کرنش موثر می‌گردد.

#### ۸-۶-۲- روش پیش‌بینی چین خوردگی با استفاده از منحنی حد چین خوردگی

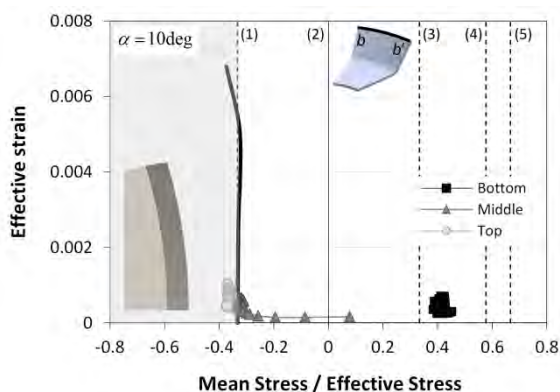
شکل (۸-۱۴) تغییرات کرنش موثر برحسب تنش سه محوری را برای حالت ۲ جدول (۳-۵) نشان می‌دهد. این تغییرات به هنگام اعمال خمش معکوس (D4) در امتداد مسیری عرضی که از مرکز بخش فشاری می‌گذرد، نشان داده شده است. همانطور که مشخص است لایه پایینی تحت شرایط تغییرشکل بین کرنش صفحه‌ای و کشش تک محوری قرار گرفته است به نحوی که با نزدیک شدن به لبه ورق، شرایط تغییرشکل به کشش تک محوری نزدیک می‌شود. حالت تغییرشکل در لایه میانی از برش خالص تا فشار تک محوری تغییر می‌کند. لایه بالایی در سمت چپ منحنی حد چین خوردگی قرار گرفته است که نشان‌دهنده شرایط بحرانی در این لایه است. شرایط تغییرشکل در سه لایه نشان می‌دهد که امکان وقوع چین خوردگی به هنگام اعمال خمش معکوس (D4) وجود ندارد زیرا چین خوردگی زمانی آغاز می‌گردد که بخشی از بال در سه لایه در ناحیه بحرانی (سمت چپ منحنی حد چین خوردگی) قرار بگیرد در حالی که در این بخش به علت اعمال خمش، همواره لایه پایینی و بالایی در شرایط تقریباً متقارن نسبت به خط  $\sigma_m/\bar{\sigma} = 0$  قرار می‌گیرند. بنابراین همان گونه که در بخش بررسی تغییرشکل

ورق نیز مشخص شد، برای پیش‌بینی چین‌خوردگی باید تغییرات کرنش موثر برحسب تنش سه محوری را به هنگام اعمال فشار تک محوری (D5) مورد بررسی قرار داد.

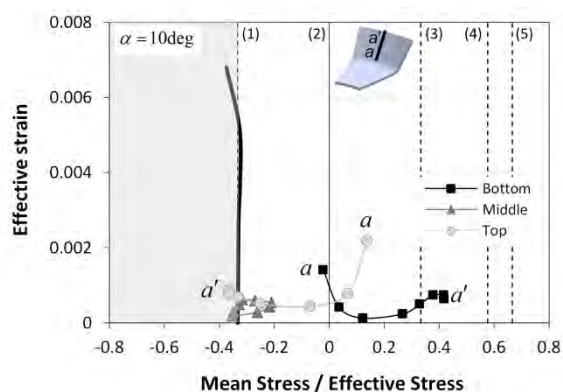


شکل (۸-۱۴) تغییرات کرنش موثر برحسب تنش سه محوری در امتداد مسیر عرضی گذرنده از مرکز ناحیه فشاری به هنگام اعمال خمش معکوس (D4) برای حالت ۲ جدول (۳-۵)

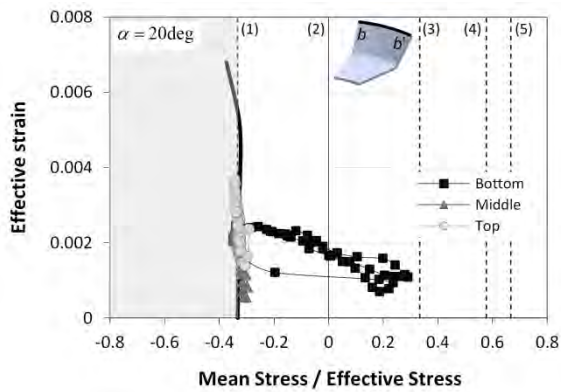
شکل (۸-۱۵) تغییرات کرنش موثر برحسب تنش سه محوری را پس اعمال فشار تک محوری (D5) برای حالت ۲ جدول (۳-۵) به ازای سه زاویه شکل‌دهی ۱۰، ۲۰ و ۳۰ نشان می‌دهد. این تغییرات در امتداد دو مسیر بدست آمده است، مسیری عرضی که از مرکز بخش فشاری می‌گذرد و مسیری طولی که در لبه ورق بخش فشاری تعریف شده است. مقایسه شکل (۸-۱۴) و شکل (۸-۱۵) (پ)، اثر اعمال فشار تک محوری را بر روی تنش سه محوری مشخص می‌کند. این مقایسه نشان می‌دهد با اعمال فشار تک محوری لایه پایینی و لایه میانی به سمت منحنی حد چین‌خوردگی (حالت فشار تک محوری) پیش می‌روند که نشان دهنده پتانسیل این تغییرشکل برای ایجاد چین‌خوردگی است. مقایسه شکل‌های شکل (۸-۱۵) (الف)، (پ) و (ث) نشان می‌دهد با افزایش زاویه شکل‌دهی از ۱۰ درجه به ۲۰ درجه، میزان جابه‌جایی لایه پایینی و لایه میانی و لایه بالایی به سمت منحنی حد چین‌خوردگی افزایش می‌یابد به نحوی که در زاویه شکل‌دهی ۲۰ درجه، لبه ورق در لایه پایینی، تمام لایه میانی و تمام لایه بالایی در مجاورت منحنی حد چین‌خوردگی قرار گرفته‌اند (ناحیه مشخص شده بوسیله بیضی در شکل (۸-۱۵) (پ)). این تغییرشکل‌ها نشان دهنده شرایط بحرانی برای آغاز چین‌خوردگی در این زاویه شکل‌دهی است. در زاویه شکل‌دهی ۳۰ درجه به علت بروز چین‌خوردگی و شکل‌گیری موج‌های ناشی از آن شرایط تغییرشکل تغییر کرده است و لایه پایینی در حال فاصله گرفتن از منحنی حد چین‌خوردگی است.



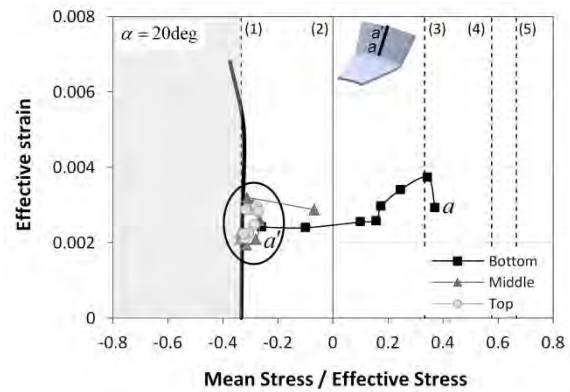
(ب)



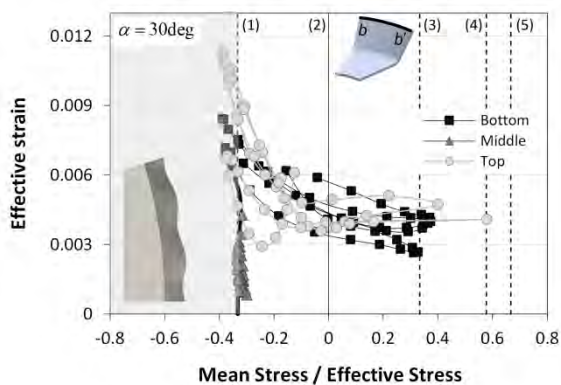
(الف)



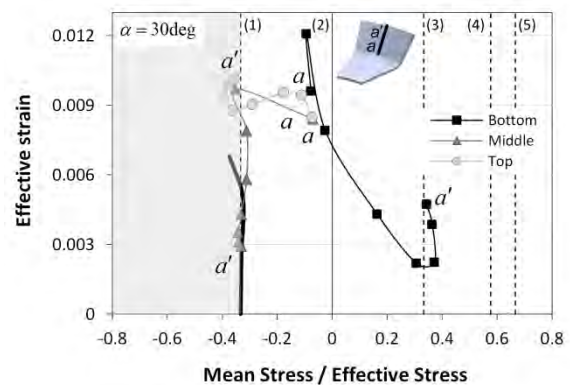
(ت)



(پ)



(ج)



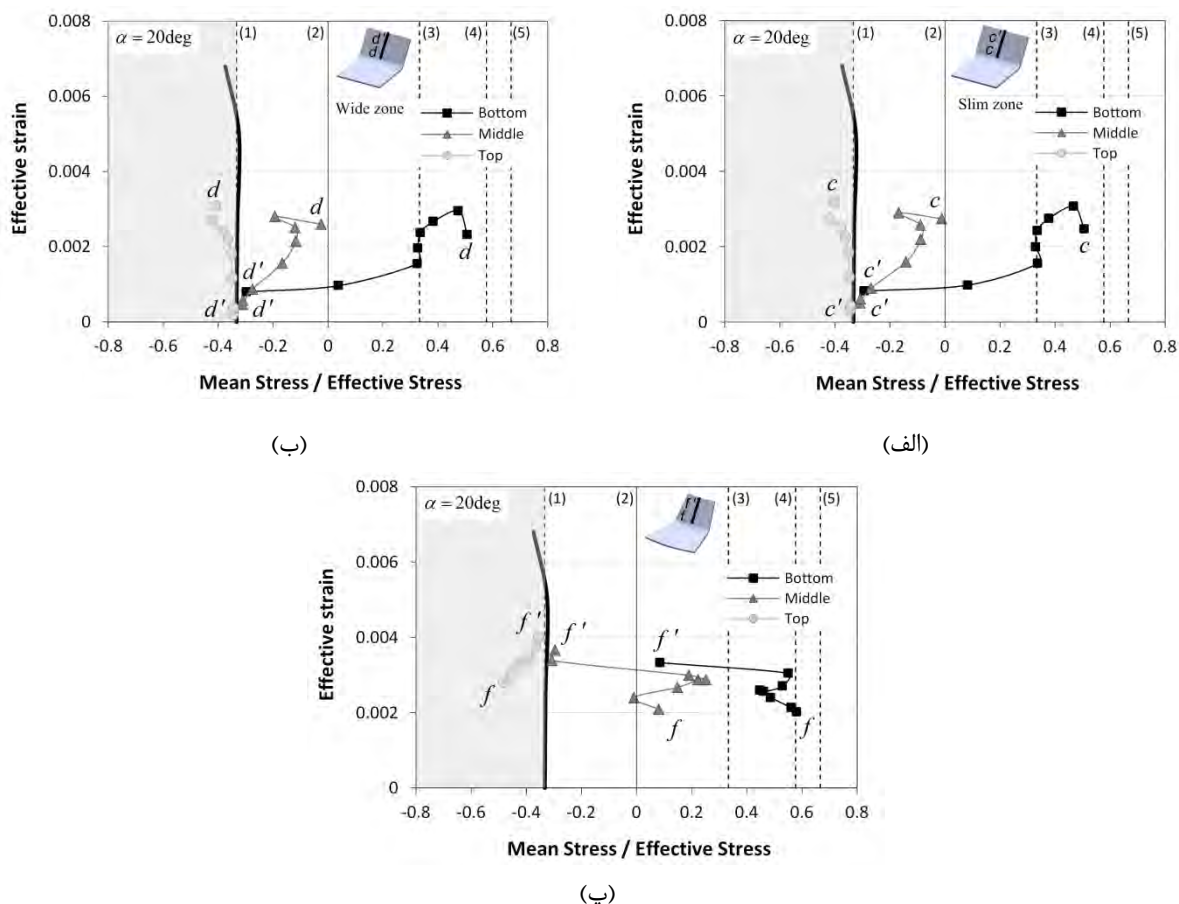
(ث)

شکل (۸-۱۵) تغییرات کرنش موثر برحسب تنش سه محوری را پس از اعمال فشار تک محوری (D5) برای حالت ۲ جدول (۳-۵) (الف) در امتداد مسیر عرضی در مرکز ناحیه فشاری برای  $\alpha = 10\text{deg}$  (ب) در امتداد مسیر طولی در لبه ورق برای  $\alpha = 10\text{deg}$  (پ) در امتداد مسیر عرضی در مرکز ناحیه فشاری برای  $\alpha = 20\text{deg}$  (ت) در امتداد مسیر طولی در لبه ورق برای  $\alpha = 20\text{deg}$  (ب) در امتداد مسیر طولی در لبه ورق برای  $\alpha = 30\text{deg}$  (ج) در امتداد مسیر طولی در لبه ورق برای  $\alpha = 30\text{deg}$  (ث)

مقایسه شکل‌های شکل (۸-۱۵) (ب)، (ت) و (ج) نشان می‌دهد در امتداد لبه بخش فشاری با افزایش زاویه شکل‌دهی، لایه پایینی که در زاویه شکل‌دهی ۱۰ درجه بین حالت تغییرشکل کشش تک محوری و کرنش صفحه‌ای قرار دارد در زاویه شکل‌دهی ۲۰ درجه به سمت منحنی حد چین‌خوردگی پیش می‌رود و حتی تعدادی از نقاط به منحنی حد چین‌خوردگی می‌رسند. هم‌چنین با افزایش زاویه شکل‌دهی از ۱۰ درجه به ۲۰ درجه مشاهده می‌شود لایه میانی در تمامی نقاط بر روی منحنی حد چین‌خوردگی قرار می‌گیرد. این شرایط تغییرشکل در زاویه شکل‌دهی ۲۰ درجه نشان‌دهنده بحرانی بودن بعضی از نقاط بر روی لبه بخش فشاری دارد که با افزایش بیشتر زاویه شکل‌دهی، چین‌خوردگی از آن نقاط شروع می‌شود. در زاویه شکل‌دهی ۳۰ درجه مشاهده می‌شود لایه بالایی و لایه پایینی در امتداد لبه ورق به صورت نوسانی بین حالت تغییرشکل کشش تک محوری و فشار تک محوری در آمده‌اند که به علت چین‌خوردگی و شکل‌گیری موج‌های ناشی از آن در این زاویه شکل‌دهی است.

شکل (۸-۱۶) تغییرات کرنش موثر برحسب تنش سه محوری را در ناحیه باریک، عریض و کششی پس اعمال فشار تک محوری (D5) برای حالت ۲ جدول (۳-۵) نشان می‌دهد. همان‌گونه که در شکل (۸-۱۶) (الف) و (ب) مشخص است شرایط تغییرشکل در سه لایه در ناحیه باریک و عریض بسیار نزدیک به هم است و در هر دو ناحیه، لبه ورق در شرایط بحرانی قرار

دارد. شکل (۸-۱۶) (پ) نشان می‌دهد در بخش کششی برخلاف بخش فشاری (شکل (۸-۱۴) (پ))، لایه پایینی و اکثر لایه میانی دارای  $\sigma_m / \bar{\sigma} > 0$  هستند بنابراین در این بخش امکان وقوع چین خوردگی وجود ندارد.



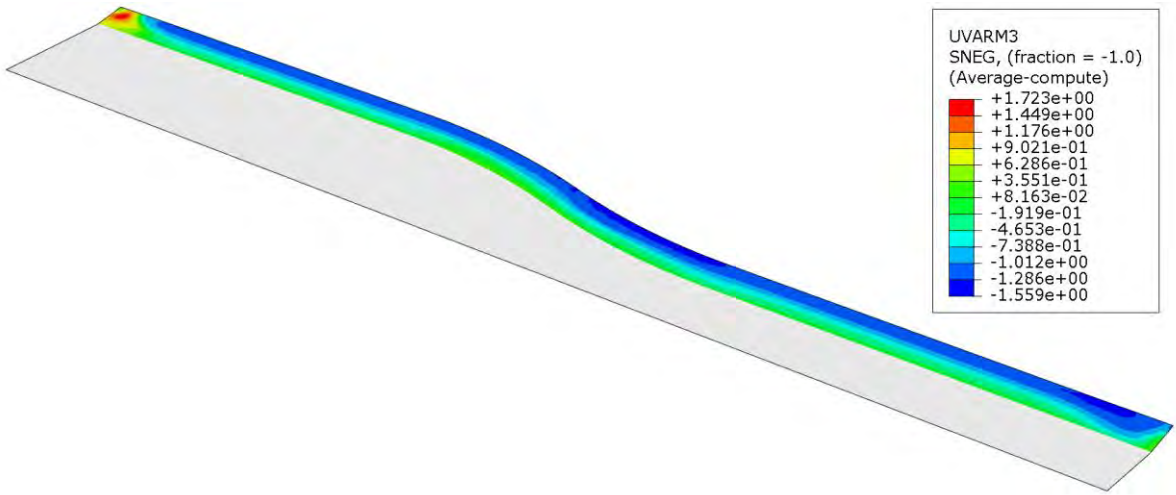
شکل (۸-۱۶) تغییرات کرنش موثر برحسب تنش سه محوری در امتداد مسیر عرضی گذرنده از مرکز ناحیه فشاری برای حالت ۲

جدول (۳-۵) (الف) ناحیه باریک (ب) ناحیه عریض (پ) بخش کششی

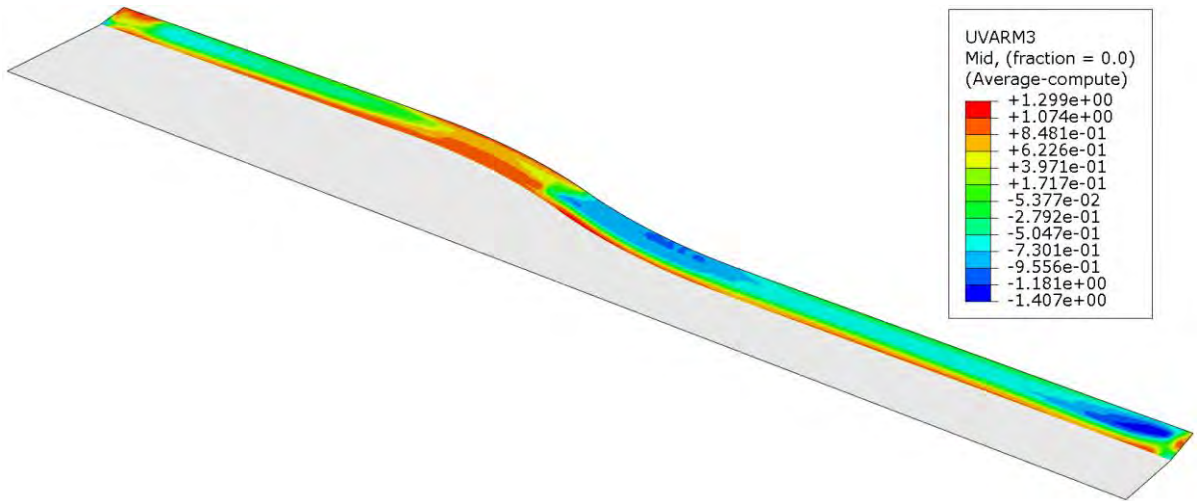
همانطور که در فصل هفتم توضیح داده شد معیاری بر مبنای منحنی حد چین خوردگی در نرم‌افزار آباکوس تعریف گردید که با بررسی مقدار شاخص چین خوردگی  $W_{WLC}$  بدست آمده از آن می‌توان چین خوردگی را در شبیه‌سازی اجزای محدود پیش‌بینی کرد. شکل (۸-۱۷)، شکل (۸-۱۸) و شکل (۸-۱۹) کانتور شاخص چین خوردگی بر مبنای منحنی حد چین خوردگی  $W_{WLC}$  را برای حالت ۲ جدول (۳-۵) به ترتیب برای زاویه‌های شکل‌دهی ۱۰، ۲۰ و ۳۰ درجه نشان می‌دهد. از آنجایی که تنها امکان بروز چین خوردگی در بال پروفیل وجود دارد، این کانتور تنها در این ناحیه بال پروفیل نمایش داده شده است. همانطور که در شکل (۸-۱۷) مشخص است در زاویه شکل‌دهی ۱۰ درجه، هیچ یک از بخش‌های لایه پایینی در ناحیه بحرانی ( $W_{WLC} > 1$ ) قرار ندارند و ناحیه نزدیک به لبه (ناحیه آبی رنگ) بین حالت تغییرشکل کشش تک محوری ( $W_{WLC} = -1$ ) تا کرنش صفحه‌ای ( $W_{WLC} = -1.73$ ) قرار گرفته است. بنابراین با وجود آن که در لایه میانی، بخش فشاری و در لایه بالایی، تمامی ناحیه نزدیک به لبه (ناحیه قرمز رنگ) در ناحیه بحرانی قرار گرفته است، چین خوردگی در این زاویه شکل‌دهی روی نمی‌دهد. با افزایش زاویه شکل‌دهی از ۱۰ درجه به ۲۰ درجه، شکل (۸-۱۸)، شاخص چین خوردگی لایه پایینی در لبه بخش فشاری و ناحیه‌های باریک و عریض به حد بحرانی  $W_{WLC} = 1$  بسیار نزدیک می‌شود. بنابراین با توجه به شرایط بحرانی این نواحی در لایه میانی و بالایی، می‌توان نتیجه گرفت که این زاویه شکل‌دهی، زاویه شکل‌دهی بحرانی برای آغاز چین خوردگی می‌باشد. در زاویه شکل‌دهی ۳۰ درجه، شکل (۸-۱۹)، مشاهده می‌شود که تغییرشکل در بخش فشاری و ناحیه‌های باریک و

عریض از حالت پایدار خارج و چین خوردگی آغاز شده است و شکل‌گیری موج‌های ناپایداری بر مقدار شاخص چین خوردگی اثر گذاشته است. در صورتی که این موج‌ها ایجاد نمی‌شدند شاخص چین خوردگی در سه لایه به مقادیر بزرگتری در مقایسه با مقادیر آن‌ها در زاویه شکل‌دهی ۲۰ درجه می‌رسیدند.

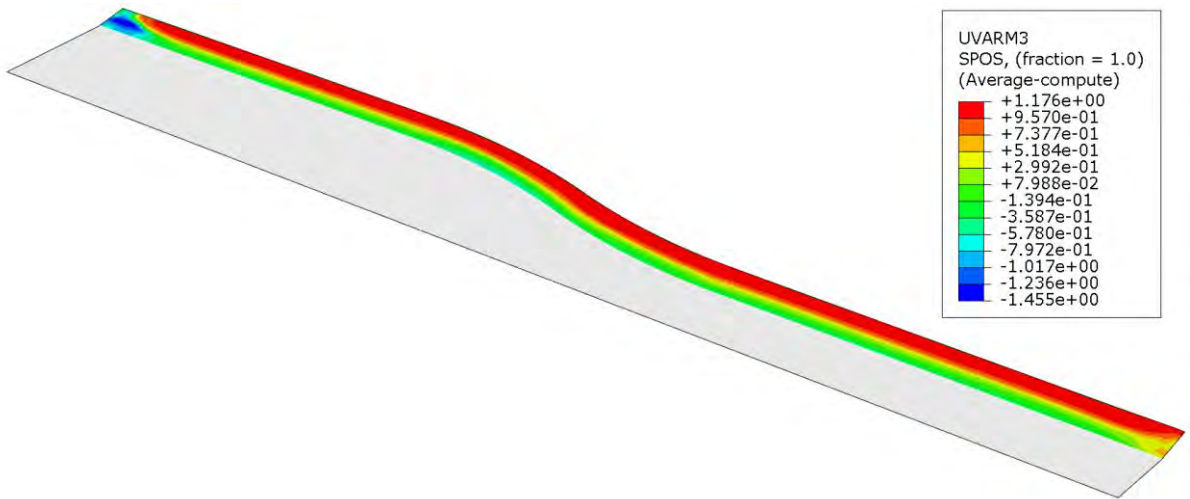




(الف)

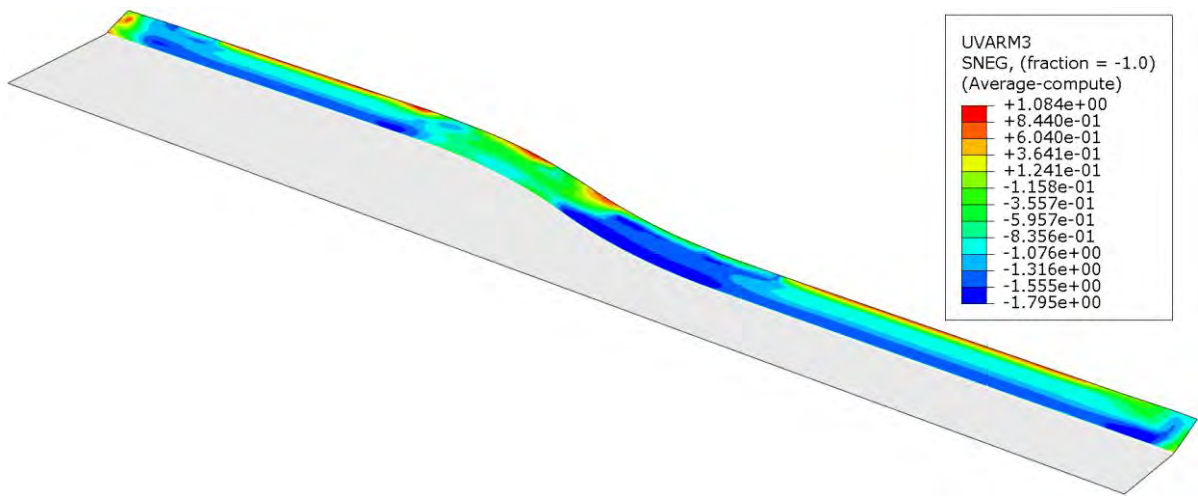


(ب)

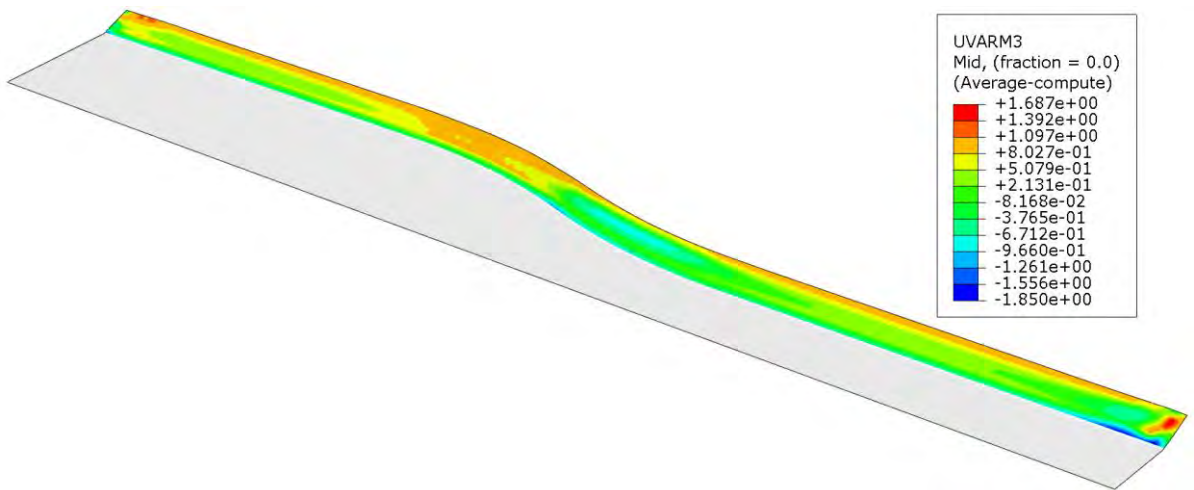


(پ)

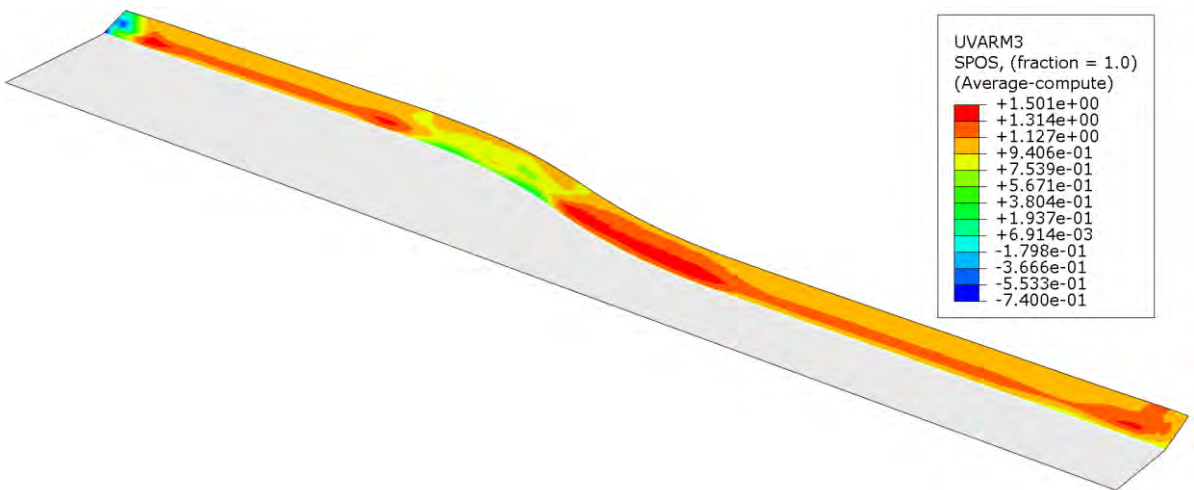
شکل (۸-۱۷) کانتور شاخص چین خوردگی بر مبنای منحنی حد چین خوردگی  $W_{WLC}$  برای حالت ۲ جدول (۳-۵) به ازای  $\alpha = 10\text{deg}$   
 (الف) لایه پایینی (ب) لایه میانی (پ) لایه بالایی



(الف)

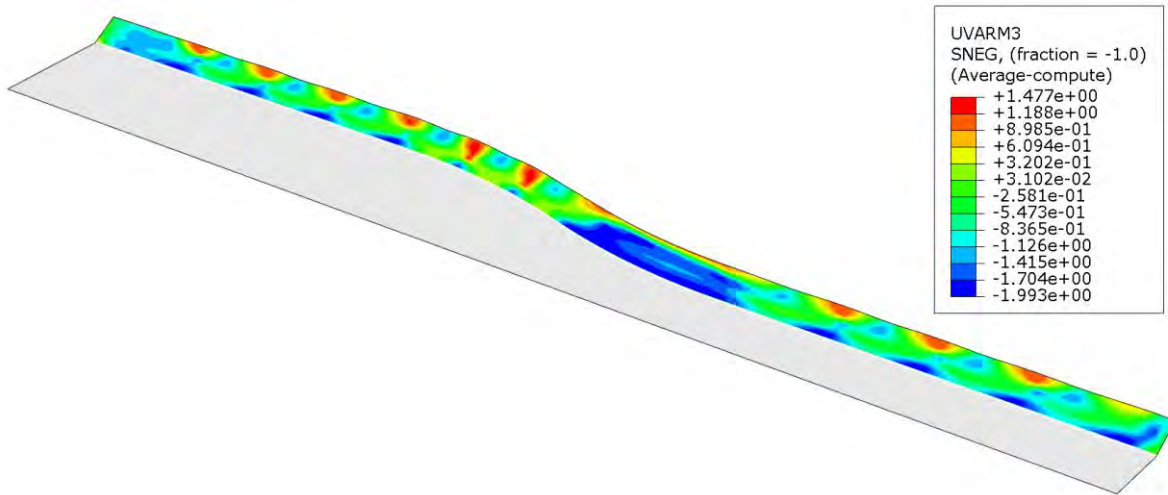


(ب)

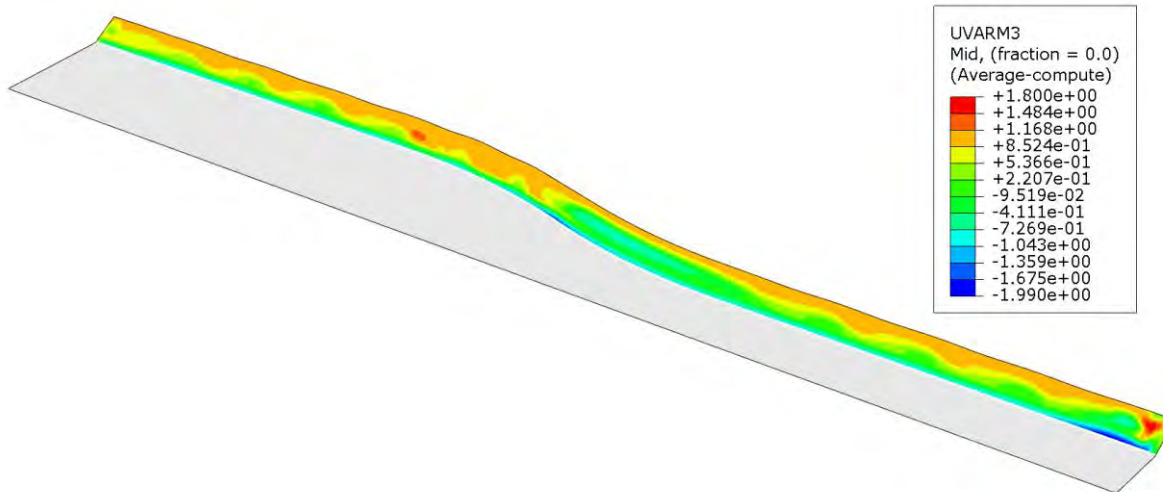


(پ)

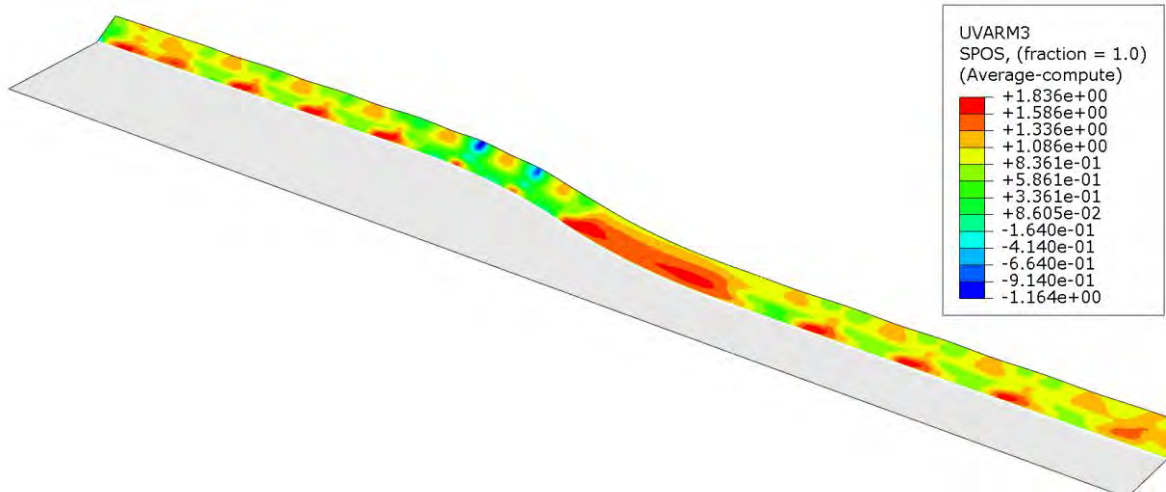
شکل (۸-۱۸) کانتور شاخص چین خوردگی بر مبنای منحنی حد چین خوردگی  $W_{WLC}$  برای حالت ۲ جدول (۳-۵) به ازای  $\alpha = 20\text{deg}$   
(الف) لایه پایینی (ب) لایه میانی (پ) لایه بالایی



(الف)



(ب)

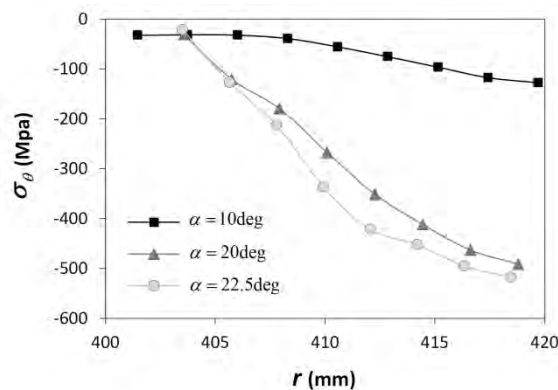


(پ)

شکل (۸-۱۹) کانتور شاخص چین خوردگی بر مبنای منحنی حد چین خوردگی  $W_{WLC}$  برای حالت ۲ جدول (۳-۵) به ازای  $\alpha = 30\text{deg}$   
(الف) لایه پایینی (ب) لایه میانی (پ) لایه بالایی

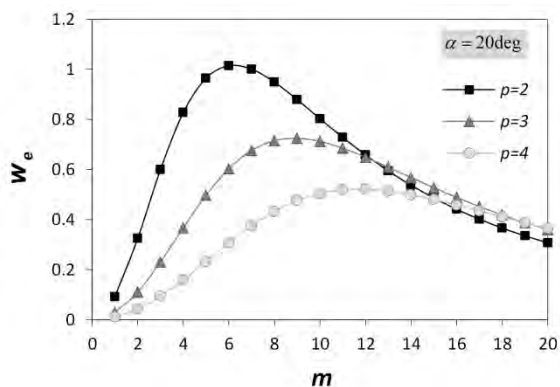
## ۸-۷- پیش‌بینی چین‌خوردگی با استفاده از روش انرژی

همانطور که در فصل چهارم توضیح داده شد، برای محاسبه شاخص چین‌خوردگی با استفاده از روش انرژی، ابتدا باید ناحیه فشاری موثر ECZ مشخص گردد (رجوع به شکل (۴-۲) و شکل (۴-۳)). ناحیه فشاری موثر بخشی از بال است که تحت تنش‌های فشاری محیطی در لایه میانی قرار دارد. شکل (۸-۲۰) توزیع تنش محیطی  $\sigma_\theta$  اعمال شده به ناحیه فشاری موثر را به ازای زوایای شکل‌دهی مختلف برای حالت ۲ جدول (۳-۵) نشان می‌دهد. در این شکل برای هر زاویه شکل‌دهی، کوچکترین شعاع، شعاع مرز پایین  $r_b$  و بزرگترین شعاع، شعاع مرز بالایی  $r_t$  ناحیه فشاری موثر است. همچنین شعاع خط خم  $R$  برابر با ۴۰۰ میلی‌متر است. نتایج نشان می‌دهد با حرکت از مرز پایین به سمت مرز بالایی ناحیه فشاری موثر، در هر سه زاویه شکل‌دهی، تنش فشاری محیطی افزایش می‌یابد به نحوی که بیشینه آن به لبه ورق اعمال می‌گردد. این توزیع تنش محیطی به خوبی نشان می‌دهد چرا در نظر گرفتن تنش بحرانی به صورت یک تنش ثابت بر روی مرز ناحیه فشاری موثر و محاسبه آن با استفاده از این فرض که در روش‌های قبلی مورد استفاده قرار گرفته است [۶۲-۶۴، ۷۳، ۷۴]، منجر به خطا در این مسئله می‌گردد. همچنین نتایج نشان می‌دهد با افزایش زاویه شکل‌دهی تنش فشاری محیطی اعمال شده به ناحیه فشاری موثر افزایش می‌یابد که با توجه به افزایش کرنش محیطی مورد نیاز برای دستیابی به هندسه مطلوب با افزایش زاویه شکل‌دهی قابل توجیه است.

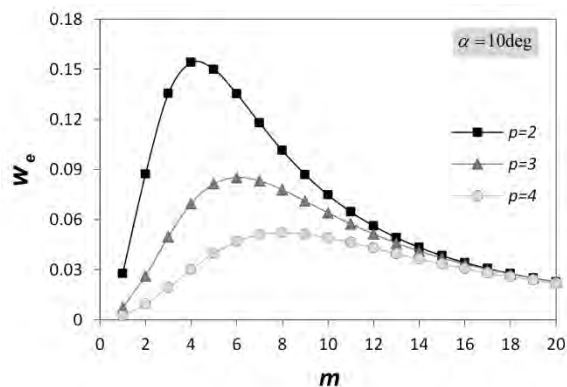


شکل (۸-۲۰) توزیع تنش محیطی  $\sigma_\theta$  اعمال شده به ناحیه فشاری موثر ECZ به ازای زوایای شکل‌دهی مختلف برای حالت ۲ جدول (۳-۵) مطابق توضیحات ذکر شده در فصل چهارم، تابع موج فرض شده دارای دو متغیر یکی توان  $p$  و دیگری تعداد نیم‌موج‌ها  $m$  است. به همین دلیل، شاخص چین‌خوردگی بر مبنای روش انرژی، به ازای توان و تعداد نیم‌موج‌های مختلف محاسبه شد تا شاخص چین‌خوردگی بیشینه تعیین گردد. شکل (۸-۲۱) شاخص چین‌خوردگی را برای حالت ۲ جدول (۳-۵) به ازای سه زاویه شکل‌دهی ۱۰، ۲۰ و ۲۲/۵ درجه نشان می‌دهد. مطابق شکل (۸-۲۱) در هر سه زاویه شکل‌دهی، بیشینه شاخص چین‌خوردگی به ازای توان  $p = 2$  روی می‌دهد در حالتی که تعداد نیم‌موج‌ها برای زاویه شکل‌دهی ۱۰ درجه ۴، برای زاویه شکل‌دهی ۲۰ درجه ۶ و برای زاویه شکل‌دهی ۲۲/۵ درجه ۷ باشد. همچنین نتایج نشان می‌دهد با افزایش زاویه شکل‌دهی از ۱۰ درجه به ۲۰ درجه، شاخص چین‌خوردگی از ۰/۱۵ به ۱/۰۲۵ افزایش می‌یابد که نشان دهنده آغاز چین‌خوردگی در زاویه شکل‌دهی ۲۰ درجه است. در بخش قبل نیز شاخص چین‌خوردگی بر مبنای منحنی حد چین‌خوردگی، زاویه شکل‌دهی ۲۰ درجه را بحرانی پیش‌بینی کرد که انطباق خوبی را بین این دو روش نشان می‌دهد. با افزایش زاویه شکل‌دهی از ۲۰ درجه به ۲۲/۵ درجه شاخص چین‌خوردگی باز هم افزایش می‌یابد. شایان ذکر است در صورتی که در شبیه‌سازی اجزای محدود چین‌خوردگی آغاز گردد و موج‌های ناشی از آن شکل بگیرد، دیگر نمی‌توان از نتایج آن برای محاسبه شاخص چین‌خوردگی بر مبنای روش انرژی

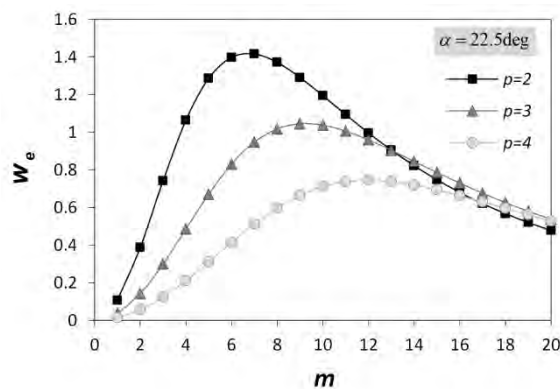
استفاده کرد. زیرا هندسه پروفیل و میدان تنش و کرنش تحت تاثیر این موجها قرار می گیرند. به همین علت در این بخش از زاویه شکل دهی ۲۲/۵ درجه به جای ۳۰ درجه بر خلاف بخش های قبل استفاده شد.



(ب)



(الف)



(پ)

شکل (۸-۲۱) شاخص چین خوردگی به ازای تعداد نیم موج های مختلف  $m$  و توان  $p$  مختلف برای حالت ۲ جدول (۳-۵) (الف) برای

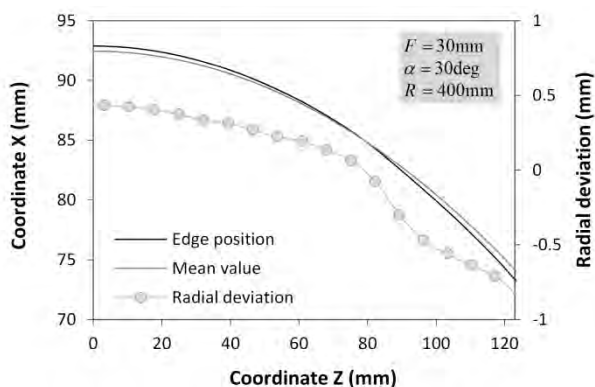
$\alpha = 10\text{deg}$  (ب) برای  $\alpha = 20\text{deg}$  (پ) برای  $\alpha = 22.5\text{deg}$

#### ۸-۸- اعتبار سنجی معیارهای ارائه شده برای پیش بینی چین خوردگی

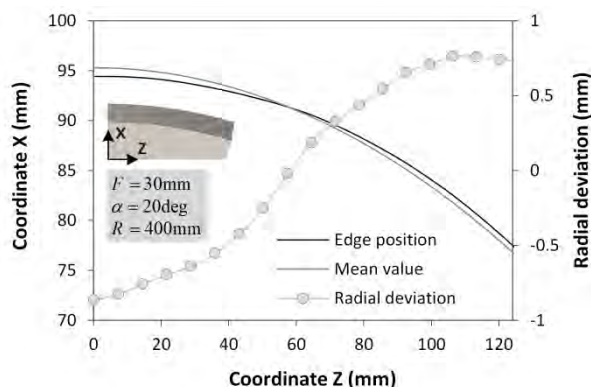
اولین گام برای اعتبارسنجی معیارهای ارائه شده برای پیش بینی چین خوردگی، تعیین وقوع یا عدم وقوع چین خوردگی در بخش فشاری پروفیل های تولید شده است که انحنادار بودن این بخش و بروز چین خوردگی با دامنه های کوچک، آن را دشوار می سازد. به همین علت از روش اسکن سه بعدی استفاده شد و پس از بدست آوردن هندسه سه بعدی پروفیل ها، موقعیت لبه ورق در امتداد مسیری مشخص در بخش فشاری مشخص گردید. شکل (۸-۲۲) موقعیت لبه ورق را در بخش فشاری پروفیل های بدست آمده از آزمایش های ۴، ۵ و ۶ جدول (۶-۵) نشان می دهد. همانطور که در این شکل مشخص است موقعیت لبه ورق در بخش فشاری در صفحه X-Z رسم شده است. بر مبنای این موقعیت ها، شعاع انحنا در هر نقطه از مسیر بدست آمد و اختلاف آن با شعاع میانگین محاسبه گردید که در شکل (۸-۲۲) رسم شده است. معیار تشخیص وقوع چین خوردگی بر مبنای اکسترمم های (کمینه یا بیشینه نسبی) منحنی انحراف شعاعی است به این صورت که هر اکسترمم در منحنی انحراف شعاعی، نشان دهنده یک نیم موج در لبه بخش فشاری است به شرطی که اختلاف انحراف آن با اکسترمم مجاور آن حداقل ۰/۰۵ میلی متر باشد. بر مبنای این معیار، در شکل (۸-۲۲) (الف) و (ب) که دارای زاویه های شکل دهی ۲۰ درجه و ۳۰ درجه می باشند، چین خوردگی روی نداده است اگر چه که دارای خطاهای هندسی هستند. در زاویه شکل دهی ۴۰ درجه (شکل ۸-۸)



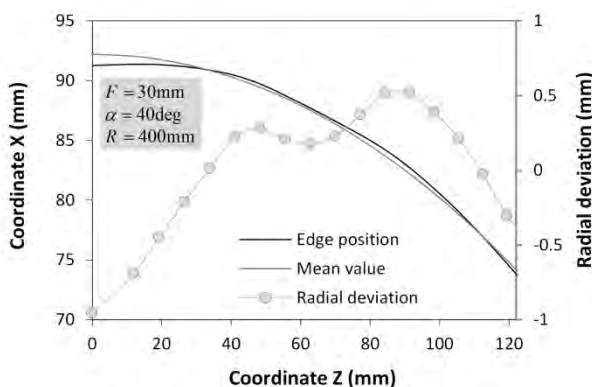
شکل‌دهی است. (پ) منحنی انحراف شعاعی دارای سه اکسترمم است که نشان‌دهنده چین‌خوردگی با سه نیم موج در این زاویه



(ب)



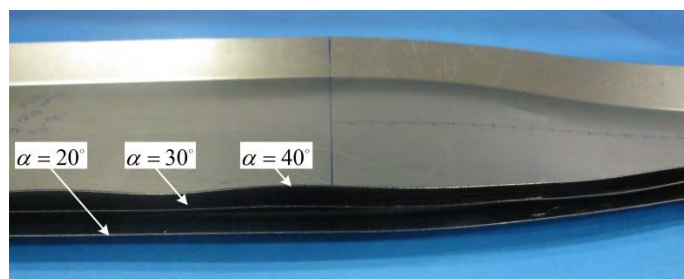
(الف)



(پ)

شکل (۸-۲۲) موقعیت لبه ورق در بخش فشاری برای (الف) آزمایش ۴ (ب) آزمایش ۵ (ج) آزمایش ۶ جدول (۶-۵)

شکل (۸-۲۳) نمایی از پروفیل‌های بدست آمده از آزمایش ۴، آزمایش ۵ و آزمایش ۶ جدول (۶-۵) را نشان می‌دهد که به بحث درباره آن‌ها پرداخته شد. این شکل بخوبی اثر افزایش زاویه شکل‌دهی بر چین‌خوردگی را نشان می‌دهد. همانطور که مشخص است افزایش زاویه شکل‌دهی در نهایت منجر به چین‌خوردگی در زاویه شکل‌دهی ۴۰ درجه شده است که در شکل (۸-۲۲) ج نیز دیده شد.



شکل (۸-۲۳) نمایی از پروفیل‌های بدست آمده از آزمایش ۴، آزمایش ۵ و آزمایش ۶ جدول (۶-۵)

روند توضیح داده شده برای تعیین وقوع یا عدم وقوع چین‌خوردگی در مورد سایر آزمایش‌های جدول (۶-۵) نیز انجام گرفت که خلاصه نتایج آن در جدول (۸-۱) آمده است.

جدول (۱-۸) نتایج تجربی بدست آمده از اندازه‌گیری موقعیت لبه ورق به منظور تعیین وقوع و یا عدم وقوع چین خوردگی برای آزمایش‌های جدول (۵-۶)

شماره آزمایش	$F$ (mm)	$\alpha$ (deg)	وضعیت چین خوردگی	$m$
۱	۲۰	۲۰	ندارد	-
۲	۲۰	۳۰	دارد	۴
۳	۲۰	۴۰	دارد	۳
۴	۳۰	۲۰	ندارد	-
۵	۳۰	۳۰	ندارد	-
۶	۳۰	۴۰	دارد	۳
۷	۴۰	۲۰	ندارد	-
۸	۴۰	۳۰	ندارد	-
۹	۴۰	۴۰	ندارد	-

مطابق جدول (۱-۸)، برای پروفیلی با طول بال ۲۰ میلی‌متر به ازای زاویه شکل‌دهی ۳۰ درجه و ۴۰ درجه چین خوردگی روی می‌دهد و برای پروفیلی با طول بال ۳۰ میلی‌متر همچنان که در ابتدای این بخش دیده شد تنها در زاویه ۴۰ درجه چین خوردگی اتفاق می‌افتد. این در حالی است که هنگامی که طول بال پروفیل برابر ۴۰ میلی‌متر می‌شود چین خوردگی تا زاویه شکل‌دهی ۴۰ درجه روی نمی‌دهد. اگرچه با افزایش طول بال، کرنش لازم برای دستیابی به هندسه مطلوب افزایش می‌یابد ولی از آنجا که در این آزمایش‌ها از ورق‌گیر استفاده نشده است کرنش ناچیزی به لبه ورق اعمال می‌گردد و در عوض میزان تابیدگی افزایش می‌یابد. بنابراین با افزایش طول بال نسبت کرنش اعمال شده به کرنش لازم برای دستیابی به هندسه مطلوب کاهش می‌یابد و در نتیجه فشار کمی به بال پروفیل در بخش فشاری اعمال می‌گردد به همین دلیل هنگامی که از ورق‌گیر استفاده نمی‌شود احتمال چین خوردگی با افزایش طول بال کاهش می‌یابد.

به منظور بررسی اعتبار معیار ارائه شده بر مبنای منحنی حد چین خوردگی، شبیه‌سازی اجزای محدود آزمایش‌های جدول (۵-۶) همراه با زیر برنامه تعیین شاخص چین خوردگی انجام گرفت. مقادیر مربوط به شاخص چین خوردگی بر مبنای منحنی حد چین خوردگی در بحرانی‌ترین نقطه بخش فشاری در جدول (۲-۸) آمده است. نتایج نشان می‌دهد این معیار بخوبی توانسته چین خوردگی را پیش‌بینی کند.

جدول (۲-۸) پیش‌بینی چین خوردگی بر مبنای معیار منحنی حد چین خوردگی برای آزمایش‌های جدول (۵-۶)

شماره آزمایش	$F$ (mm)	$\alpha$ (deg)	$W_{WLC}$		
			لایه بالایی	لایه میانی	لایه پایینی
۱	۲۰	۲۰	۱/۱۱	۰/۹۲	-۰/۸۰
۲	۲۰	۳۰	۱/۰۵	۱/۰۰	۱/۱۲
۳	۲۰	۴۰	۱/۱۳	۱/۰۵	۱/۲۸
۴	۳۰	۲۰	۱/۱۱	۱/۱۷	-۰/۱۵
۵	۳۰	۳۰	۱/۱۶	۰/۸۲	۰/۸۷
۶	۳۰	۴۰	۱/۱۶	۱/۰۵	۱/۰۸
۷	۴۰	۲۰	۱/۱۵	۰/۶۹	-۰/۷
۸	۴۰	۳۰	۱/۲	۱/۰۱	-۰/۹۵
۹	۴۰	۴۰	۱/۱۶	۱/۰۷	۰/۵۵

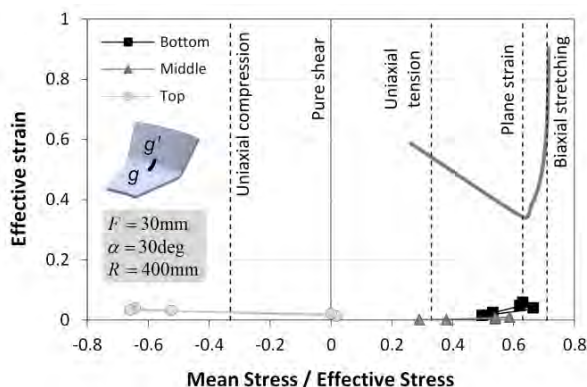
نتایج پیش‌بینی چین‌خوردگی بر مبنای روش انرژی برای آزمایش‌های جدول (۵-۶) در جدول (۳-۸) آمده است. شاخص چین‌خوردگی بدست آمده از روش انرژی نشان می‌دهد این روش بخوبی توانسته زوایای که در آن‌ها چین‌خوردگی اتفاق می‌افتد را پیش‌بینی کند هرچند که در تعداد نیم‌موج‌های بحرانی اختلاف کمی وجود دارد که احتمالاً در نتیجه ساده‌سازی‌های انجام شده در روش انرژی است.

جدول (۳-۸) پیش‌بینی چین‌خوردگی بر مبنای روش انرژی برای آزمایش‌های جدول (۵-۶)

شماره آزمایش	$F$ (mm)	$\alpha$ (deg)	$W_e$	$m$	پیش‌بینی چین‌خوردگی
۱	۲۰	۲۰	۰/۳۷	۳	ندارد
۲	۲۰	۳۰	۱/۲	۴	دارد
۳	۲۰	۴۰	۱/۰۸	۵	دارد
۴	۳۰	۲۰	۰/۲۶	۳	ندارد
۵	۳۰	۳۰	۰/۷۹	۴	ندارد
۶	۳۰	۴۰	۱/۳۶	۵	دارد
۷	۴۰	۲۰	۰/۲۳	۲	ندارد
۸	۴۰	۳۰	۰/۵	۳	ندارد
۹	۴۰	۴۰	۰/۸۴	۴	ندارد

#### ۹-۸- پیش‌بینی گلوبی شدن با استفاده از منحنی حد شکل‌دهی در فضای کرنش موثر-سه محوری تنش

همان‌گونه که در بخش بررسی تغییرشکل ورق مشاهده شد، بیشترین میزان کرنش در ناحیه خم پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر ایجاد می‌شود به همین سبب این ناحیه از لحاظ بروز عیب گلوبی شدن بحرانی است. به همین دلیل تغییرات کرنش موثر بر حسب سه محوری تنش در این ناحیه بدست آمد (شکل (۸-۲۴)) تا بتوان گلوبی شدن را با استفاده از منحنی حد شکل‌دهی در این فضا پیش‌بینی کرد. مطابق شکل (۸-۲۴)، همان‌گونه که در بحث بررسی تغییرشکل نیز مشخص شد، تغییرشکل ایجاد شده در این ناحیه تحت شرایط کرنش صفحه‌ای قرار دارد. نتایج نشان می‌دهد کرنش ایجاد شده در این ناحیه بسیار کمتر از حداقل کرنش لازم برای شروع گلوبی شدن است بنابراین می‌توان نتیجه گرفت که در بحث طراحی فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر، عیب چین‌خوردگی را باید به عنوان معیار طراحی در نظر گرفت. شایان ذکر است که در تمامی آزمایش‌های انجام شده شعاع خم غلتک ثابت و برابر با ۲ میلی‌متر است به همین دلیل زاویه شکل‌دهی اثر چندانی بر کرنش ایجاد شده نمی‌گذارد.



شکل (۸-۲۴) تغییرات کرنش موثر بر حسب سه محوری تنش در امتداد مسیر عرضی گذرنده از ناحیه خم بخش فشاری به هنگام بارگذاری برای حالت ۵ جدول (۵-۶)



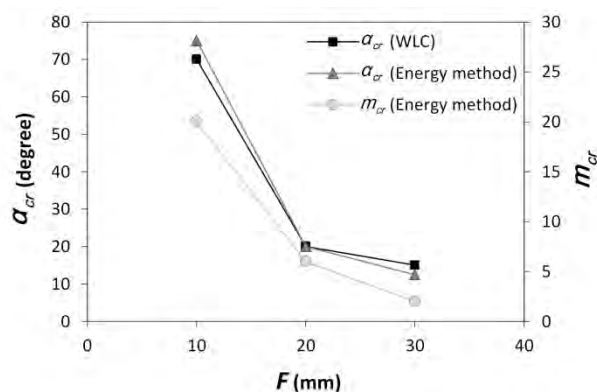
## ۸-۱۰- بررسی اثر کمیت‌های هندسی پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر و جنس ورق بر زاویه شکل‌دهی

### بحرانی

در این بخش با استفاده معیارهای تدوین شده برای پیش‌بینی چین‌خوردگی به بررسی اثر کمیت‌های هندسی پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر و هم‌چنین جنس ورق بر زاویه شکل‌دهی بحرانی پرداخته می‌شود. زاویه شکل‌دهی بحرانی، زاویه‌ای است که در آن شاخص چین‌خوردگی به مقدار یک می‌رسد. کمیت‌های هندسی در نظر گرفته شده در این بررسی، طول بال، شعاع خط خم، عرض ناحیه انتقال و ضخامت ورق می‌باشند. اثر جنس ورق بر زاویه شکل‌دهی بحرانی نیز در قالب اثر تنش تسلیم و نمای کارسختی مورد بررسی قرار می‌گیرد. برای هر یک از کمیت‌های مورد مطالعه، سه سطح در نظر گرفته شد به طوری که به هنگام بررسی هر کمیت، سایر کمیت‌های متغیر در سطح میانی قرار داده شدند. مشخصات حالت‌های تعریف شده در جدول (۳-۵) آمده است. برای هر حالت، شبیه‌سازی با زاویه شکل‌دهی کوچکی آغاز می‌گردد که در آن شاخص چین‌خوردگی کوچکتر از یک باشد. سپس زاویه شکل‌دهی مرحله به مرحله به میزان  $2/5$  درجه افزایش می‌یابد تا شاخص چین‌خوردگی در بخش فشاری پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر به مقدار یک برسد. بدین ترتیب زاویه شکل‌دهی بحرانی برای هر یک از حالت‌های جدول (۳-۵) با استفاده از هر دو معیار تعریف شده در این رساله تعیین می‌گردد.

## ۸-۱۰-۱- اثر طول بال بر زاویه شکل‌دهی بحرانی

شکل (۸-۲۵) اثر طول بال بر زاویه شکل‌دهی بحرانی را با استفاده از حالت‌های ۱، ۲ و ۳ جدول (۳-۵) نشان می‌دهد. این شکل دارای دو محور عمودی است که محور سمت چپ زاویه شکل‌دهی بحرانی پیش‌بینی شده بر مبنای منحنی حد چین‌خوردگی و روش انرژی را نشان می‌دهد و محور سمت راست تعداد نیم‌موج‌های بدست آمده از روش انرژی را برای زاویه شکل‌دهی بحرانی مشخص می‌کند. نتایج نشان می‌دهد با افزایش طول بال، زاویه شکل‌دهی بحرانی کاهش می‌یابد. زیرا از یک طرف با افزایش طول بال، کرنش باقیمانده لازم برای دستیابی به هندسه مطلوب در بخش فشاری افزایش می‌یابد که سبب می‌شود بال پس از خروج از ایستگاه تحت تنش‌های فشاری بزرگتری قرار گیرد و از طرف دیگر با افزایش طول بال، بال با تغییر شکل کوچکتری از حالت پایدار خارج می‌شود. هم‌چنین نتایج نشان می‌دهد که با افزایش طول بال تعداد نیم‌موج‌های بحرانی کاهش می‌یابد.

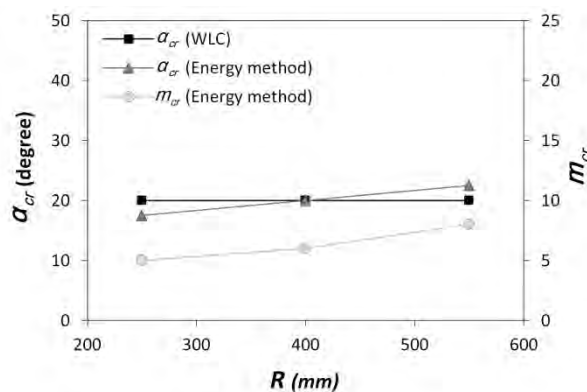


شکل (۸-۲۵) اثر طول بال بر زاویه شکل‌دهی بحرانی با استفاده از حالت‌های ۱، ۲ و ۳ جدول (۳-۵)

### ۸-۱۰-۲- اثر شعاع خط خم بر زاویه شکل دهی بحرانی

شکل (۸-۲۶) اثر شعاع خط خم بر زاویه شکل دهی بحرانی را با استفاده از حالت‌های ۲، ۴ و ۵ جدول (۳-۵) نشان می‌دهد. مطابق این شکل، با افزایش شعاع خط خم، زاویه شکل دهی بحرانی پیش‌بینی شده با استفاده از روش انرژی به مقدار کمی (۲/۵) درجه به ازای هر ۱۵۰ میلی‌متر افزایش شعاع) افزایش می‌یابد در حالی که زاویه شکل دهی بحرانی پیش‌بینی شده با استفاده از منحنی حد چین‌خوردگی ثابت باقی می‌ماند. میانگین شاخص چین‌خوردگی سه لایه بر مبنای منحنی حد چین‌خوردگی در زاویه بحرانی ۲۰ درجه برای شعاع‌های خط خم ۲۵۰، ۴۰۰ و ۵۵۰ میلی‌متر به ترتیب برابر با ۱/۰۶۷، ۱/۰۴۵ و ۱/۰۱۸ است که نشان می‌دهد اگر چه در این سه شعاع خط خم، زاویه شکل دهی بحرانی یکسان است ولی احتمال چین‌خوردگی با افزایش شعاع خط خم کاهش می‌یابد. علت کاهش احتمال چین‌خوردگی با افزایش شعاع خط خم، کاهش کرنش باقیمانده لازم برای دستیابی به هندسه مطلوب در بخش فشاری می‌باشد که سبب می‌شود بال پس از خروج از ایستگاه تحت تنش‌های فشاری کوچکتری قرار بگیرد.

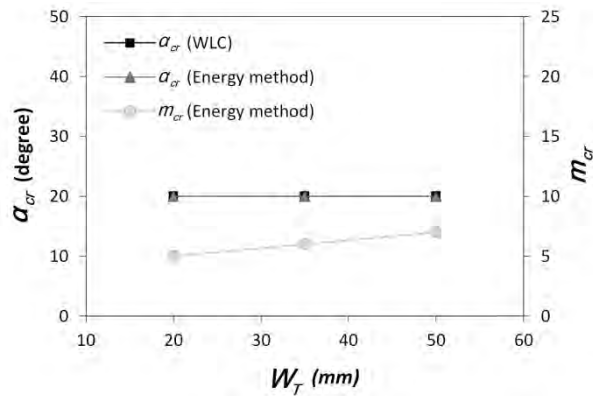
افزایش شعاع خط خم برای یک ناحیه انتقال با عرض مشخص، افزایش طول ناحیه انتقال را در پی دارد. به عنوان نمونه برای حالت‌های مورد بررسی در این بخش، طول ناحیه انتقال برای شعاع‌های خط خم ۲۵۰، ۴۰۰ و ۵۵۰ میلی‌متر به ترتیب ۴/۹۶، ۶/۶۸ و ۷/۸۶ برابر عرض ناحیه انتقال است. بنابراین به هنگام طراحی پروفیل‌های با سطح مقطع متغیر باید علاوه بر اثر شعاع خط خم بر احتمال بروز چین‌خوردگی، باید اثر آن بر طول ناحیه انتقال را نیز در نظر گرفت. هم‌چنین نتایج نشان می‌دهد با افزایش شعاع خط خم تعداد نیم‌موج‌های بحرانی نیز افزایش می‌یابد که در نتیجه افزایش طول ناحیه انتقال است.



شکل (۸-۲۶) اثر شعاع خط خم بر زاویه شکل دهی بحرانی با استفاده از حالت‌های ۲، ۴ و ۵ جدول (۳-۵)

### ۸-۱۰-۳- اثر عرض ناحیه انتقال بر زاویه شکل دهی بحرانی

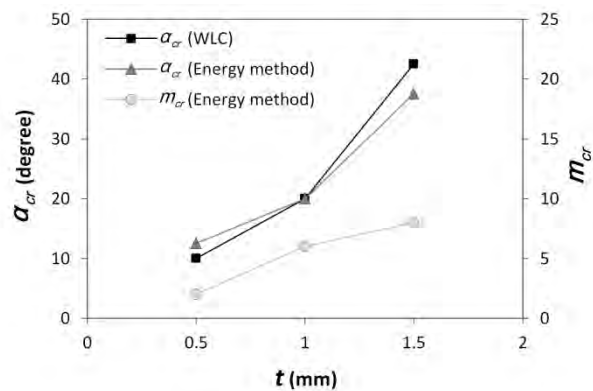
شکل (۸-۲۷) اثر عرض ناحیه انتقال بر زاویه شکل دهی بحرانی را با استفاده از حالت‌های ۲، ۶ و ۷ جدول (۳-۵) نشان می‌دهد. نتایج نشان می‌دهد افزایش عرض ناحیه انتقال بر زاویه شکل دهی بحرانی اثر نمی‌گذارد و تنها سبب افزایش تعداد نیم‌موج‌های بحرانی می‌گردد. زیرا افزایش عرض ناحیه انتقال اثری بر روی کرنش باقیمانده لازم برای دستیابی به هندسه مطلوب در بخش فشاری نمی‌گذارد و در نتیجه در هر سه عرض، میدان تنش و کرنش یکسانی در بال شکل می‌گیرد. به هر حال از آنجایی که افزایش عرض ناحیه انتقال سبب افزایش طول ناحیه انتقال می‌گردد تعداد نیم‌موج‌های بحرانی افزایش می‌یابد.



شکل (۸-۲۷) اثر عرض ناحیه انتقال بر زاویه شکل‌دهی بحرانی با استفاده از حالت‌های ۲، ۶ و ۷ جدول (۳-۵)

#### ۸-۱۰-۴- اثر ضخامت بر زاویه شکل‌دهی بحرانی

شکل (۸-۲۸) اثر ضخامت بر زاویه شکل‌دهی بحرانی را با استفاده از حالت‌های ۲، ۸ و ۹ جدول (۳-۵) نشان می‌دهد. اگر چه افزایش ضخامت ورق بر روی کرنش باقیمانده لازم برای دستیابی به هندسه مطلوب در بخش فشاری اثر نمی‌گذارد ولی همانطور که در آزمون تعیین منحنی حد چین‌خوردگی دیده شد (شکل (۸-۱۳) پ) و همچنین توسط پژوهشگران دیگری گزارش شده است [۷۶، ۱۰۰، ۱۰۱]، میزان تغییرشکل تا قبل از ناپایدار شدن تغییرشکل را افزایش می‌دهد. به همین دلیل با افزایش ضخامت ورق، زاویه شکل‌دهی بحرانی افزایش می‌یابد. همچنین نتایج نشان می‌دهد با افزایش ضخامت، تعداد نیم موج‌های بحرانی افزایش می‌یابد.

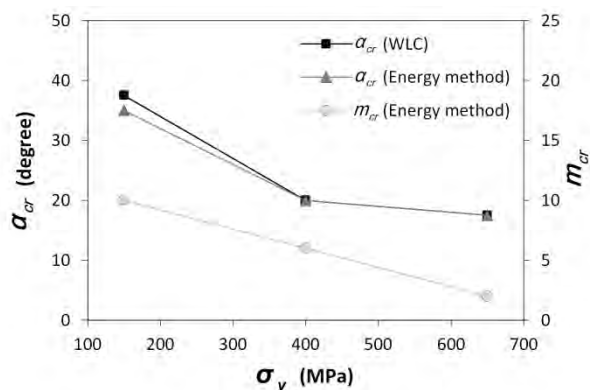


شکل (۸-۲۸) اثر ضخامت بر زاویه شکل‌دهی بحرانی با استفاده از حالت‌های ۲، ۸ و ۹ جدول (۳-۵)

#### ۸-۱۰-۵- اثر تنش تسلیم بر زاویه شکل‌دهی بحرانی

شکل (۸-۲۹) اثر تنش تسلیم ورق بر زاویه شکل‌دهی بحرانی را با استفاده از حالت‌های ۲، ۱۰ و ۱۱ جدول (۳-۵) نشان می‌دهد. همانطور که مشخص است با افزایش تنش تسلیم که منجر به افزایش ضریب استحکام (با فرض ثابت بودن نمای کارسختی) در رابطه لودویک-هولومن می‌گردد، زاویه شکل‌دهی بحرانی و تعداد نیم موج‌های بحرانی کاهش می‌یابد. شیب کاهش زاویه شکل‌دهی بحرانی از تنش تسلیم ۱۵۰ مگاپاسگال به ۴۰۰ مگاپاسگال در مقایسه با شیب کاهش زاویه شکل‌دهی بحرانی از تنش تسلیم ۴۰۰ مگاپاسگال به ۶۵۰ مگاپاسگال شدیدتر است. این تغییرات با نتایج آزمون تعیین منحنی حد

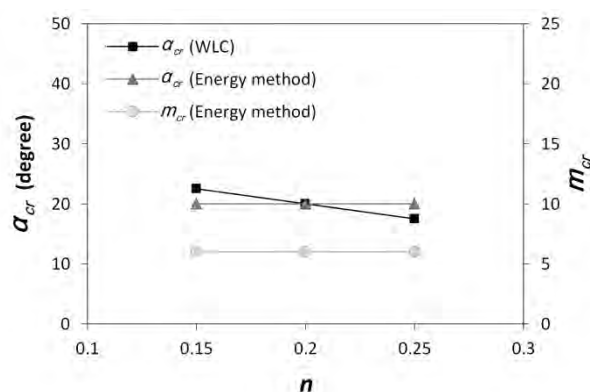
چین خوردگی انطباق خوبی دارد جایی که افزایش تنش تسلیم سبب شد تا منحنی حد چین خوردگی تا کرنش موثر بزرگتری پیش رود (شکل (۸-۱۳) الف). اثر افزایش تنش تسلیم بر کاهش مقاومت در برابر چین خوردگی توسط پژوهشگران دیگری نیز تأیید شده است [۱۰۲, ۱۰۳, ۷۶].



شکل (۸-۲۹) اثر تنش تسلیم ورق بر زاویه شکل دهی بحرانی با استفاده از حالت های ۲، ۱۰ و ۱۱ جدول (۳-۵)

#### ۸-۱۰-۶- اثر نمای کارسختی بر زاویه شکل دهی بحرانی

شکل (۸-۳۰) اثر نمای کارسختی بر زاویه شکل دهی بحرانی را با استفاده از حالت های ۲، ۱۲ و ۱۳ جدول (۳-۵) نشان می دهد. مطابق این شکل، زاویه شکل دهی بحرانی پیش بینی شده با استفاده از منحنی حد چین خوردگی با افزایش نمای کارسختی، به مقدار کمی (۲/۵ درجه به ازای ۰/۰۵ افزایش نمای کارسختی) کاهش می یابد در حالی که روش انرژی مقدار یکسانی را برای نماهای کارسختی مختلف پیش بینی می کند. شاخص چین خوردگی بر مبنای روش انرژی برای نمای کارسختی ۰/۱۵، ۰/۲ و ۰/۲۵ به ترتیب برابر با ۱/۰۰۸، ۱/۰۲۵ و ۱/۰۶۲ است که نشان می دهد که اگر چه زاویه شکل دهی بحرانی در این سه نمای کارسختی یکسان است ولی احتمال چین خوردگی با افزایش نمای کارسختی افزایش می یابد. هم چنین نتایج نشان می دهد با افزایش نمای کارسختی تعداد نیم موج های بحرانی ثابت باقی می ماند.



شکل (۸-۳۰) اثر نمای کارسختی بر زاویه شکل دهی بحرانی با استفاده از حالت های ۲، ۱۲ و ۱۳ جدول (۳-۵)

هاتچیسون [۱۰۴] و هم چنین وانگ و همکارانش [۱۰۵] نشان دادند مقاومت در برابر چین خوردگی با افزایش نمای کارسختی افزایش می یابد که در تناقض با نتیجه بدست آمده در شکل (۸-۳۰) است. علت این تناقض را می توان به این صورت توضیح داد که در رابطه لودویک-هولومن با ثابت فرض کردن تنش تسلیم و افزایش نمای کارسختی، ضریب استحکام افزایش

می‌یابد. افزایش ضریب استحکام، مقاومت در برابر چین‌خوردگی را کاهش می‌یابد [۴۷، ۱۰۵]. بنابراین در شکل (۸-۳۰) نمای کارسختی و ضریب استحکام که اثرات معکوس هم بر چین‌خوردگی دارند، به صورت هم‌زمان بر زاویه شکل‌دهی بحرانی اثر می‌گذارند. دلیل غلبه اثر ضریب استحکام بر نمای کارسختی نیز کوچک بودن کرنش‌ها در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر پیش از آغاز چین‌خوردگی می‌باشد.

#### ۸-۱۰-۷- جمع‌بندی اثر کمیت‌های هندسی پروفیل کانالی با سطح مقطع متغیر و جنس ورق بر زاویه شکل‌دهی بحرانی

نتایج ارائه شده در این بخش نشان داد که دو معیار ارائه شده برای پیش‌بینی چین‌خوردگی اگر چه دارای رویکردهای مختلفی برای پیش‌بینی چین‌خوردگی هستند ولی نتایج آن‌ها انطباق خوبی دارند. بیشترین اختلاف بین زاویه شکل‌دهی بحرانی پیش‌بینی شده توسط منحنی حد چین‌خوردگی و روش انرژی، ۵ درجه است که برای طول بال ۱۰ میلی‌متر در شکل (۸-۲۵) و برای ضخامت ۱/۵ میلی‌متر در شکل (۸-۲۸) بدست آمد.

نتایج نشان داد در بین پارامترهای مورد بررسی طول بال پروفیل، ضخامت و تنش تسلیم ورق بیشترین اثر را بر روی زاویه شکل‌دهی بحرانی دارند. با توجه به رویکرد استفاده از ورق‌های با استحکام بالا و دارای ضخامت کم در صنایع خودروسازی که پتانسیل بالایی برای چین‌خوردگی دارند، پیشنهاد می‌شود به منظور جلوگیری از چین‌خوردگی و کاهش مراحل شکل‌دهی این پروفیل‌ها، طول بال آن‌ها کاهش یابد. البته کاهش طول بال این پروفیل‌ها منجر به کاهش سفتی خمشی آن‌ها تحت بار می‌گردد که آن را می‌توان از طریق افزایش عرض ناحیه انتقال که بر روی چین‌خوردگی اثر ندارد، جبران کرد.

## فصل ۹ نتیجه‌گیری و پیشنهادهای برای ادامه کار

### ۹-۱- پیشگفتار

در این رساله به بررسی عیب چین‌خوردگی در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر به عنوان یک فرآیند نوین شکل‌دهی ورق فلزات پرداخته شد و بدین منظور از آزمایش‌های تجربی، شبیه‌سازی اجزای محدود و روابط تحلیلی استفاده گردید. در این فصل نتایج بدست آمده در این رساله به اختصار توضیح داده می‌شوند و در انتها چند موضوع برای ادامه پژوهش پیشنهاد می‌گردد.

### ۹-۲- نتیجه‌گیری

- در این رساله یک دستگاه شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر تک ایستگاه طراحی و ساخته شد. این دستگاه دارای سه بخش شکل‌دهی، تغذیه ورق و کنترل می‌باشد. در این دستگاه برای موقعیت‌دهی غلتک‌های شکل‌دهی یک سازوکار با سینماتیک موازی طراحی شد. روابط سینماتیکی این سازوکار استخراج شد و برای اطمینان از روابط استخراج شده و بدست آوردن گشتاورهای وارد بر موتورها، این سازوکار در سیم‌مکانیکس متلب شبیه‌سازی شد. در این دستگاه، برای تغذیه دقیق ورق، بخش ویژه‌ای طراحی شد که ورق را از فضای بین غلتک‌ها با سرعت مشخصی می‌کشد. برنامه کنترلی دستگاه با استفاده از نرم‌افزار لب ویو بر روی یک رایانه شخصی مجهز به کارت کنترل حرکت سروموتور، تدوین شد و برای کنترل دستگاه مورد استفاده قرار گرفت.
- در این رساله مدل تحلیلی-عددی جدیدی برای پیش‌بینی چین‌خوردگی در فرآیندهای شکل‌دهی فلزات ارائه شد. در این مدل برخلاف مدل‌های قبلی ارائه شده، هدف بدست آوردن تنش بحرانی برای آغاز چین‌خوردگی نمی‌باشد بلکه هدف پیش‌بینی تمایل به چین‌خوردگی است. در این مدل میدان تنش و کرنش از شبیه‌سازی اجزای محدود استخراج شد و سپس بر مبنای روش انرژی، شاخصی که نشان‌دهنده تمایل به چین‌خوردگی است، به صورت نسبت کار نیروهای خارجی به انرژی داخلی ورق چین‌خورده بدست آمد.
- در این رساله آزمونی برای تعیین منحنی حد چین‌خوردگی طراحی شد و با استفاده از این آزمون منحنی حد چین‌خوردگی در فضای کرنش‌های اصلی و کرنش موثر-سه محوری تنش بدست آمد. بر مبنای منحنی حد چین‌خوردگی در فضای کرنش موثر-سه محوری تنش، شاخصی که نشان‌دهنده تمایل به چین‌خوردگی است تعریف و با استفاده از زیربرنامه در نرم‌افزار اجزای محدود آباکوس وارد شد.

- نتایج نشان داد منحنی حد چین خوردگی در فضای کرنش موثر - سه محوری تنش با کاهش تنش تسلیم  $\sigma_y$  و افزایش ضخامت ورق  $t$  تا کرنش موثر بزرگتری پیش می‌رود در حالی که نمای کارسختی  $n$  اثر قابل توجهی بر کرنش موثر ندارد. همچنین نتایج نشان داد منحنی حد چین خوردگی در همه حالت‌های مورد بررسی بسیار نزدیک به خط  $\sigma_m/\bar{\sigma} = -1/3$  است.
- بر مبنای اندازه‌گیری کرنش و تابیدگی کف در آزمایش‌های تجربی مشخص شد که با افزایش زاویه شکل‌دهی  $\alpha$ ، افزایش طول بال  $F$  و کاهش شعاع خط خم  $R$  اختلاف کرنش باقیمانده با کرنش باقیمانده لازم برای دستیابی به هندسه مطلوب افزایش می‌یابد که افزایش میزان تابیدگی کف را در پی دارد. زیرا با افزایش زاویه شکل‌دهی، افزایش طول بال و کاهش شعاع خط خم، کرنش لازم برای دستیابی به هندسه مطلوب افزایش می‌یابد و رسیدن به آن دشوارتر می‌شود.
- بررسی تغییرشکل ورق در ناحیه خم پروفیل نشان داد که تا قبل از رسیدن المان ماده مورد بررسی به مقطع مرکزی غلتک‌ها، بارگذاری تحت شرایط همزمان تنش صفحه‌ای و کرنش صفحه‌ای روی می‌دهد در حالی که با عبور المان ماده مورد بررسی از مقطع مرکزی غلتک‌ها، باربرداری آغاز می‌شود و جهت تنش‌ها در لایه پایینی و بالایی عوض می‌شوند. منحنی حد شکل‌دهی با انجام آزمون‌های شکل‌پذیری تحت شرایط بارگذاری‌های مختلف بدست آمد و با استفاده از آن، احتمال گلویی شدن در ناحیه خم در فضای کرنش موثر - تنش سه محوری بررسی شد. نتایج نشان داد کرنش موثر ایجاد شده در ناحیه خم بسیار کمتر از حداقل کرنش موثر منحنی حد شکل‌دهی می‌باشد بنابراین در ناحیه خم با توجه به شعاع خم در نظر گرفته شده برای پروفیل، گلویی شدن رخ نمی‌دهد.
- تغییرشکل در لبه ورق بخش فشاری مورد بررسی قرار گرفت و مشخص شد که المان ماده مورد بررسی از ابتدای تغییرشکل تا نقطه تماس با غلتک، تحت تغییرشکل کشش تک محوری و خمش طولی قرار می‌گیرد. با تماس المان ماده مورد بررسی با غلتک، خمش طولی دیگری به این المان اعمال می‌گردد. از آنجایی که خمش طولی به صورت موضعی اعمال می‌گردد با خروج ورق از فضای بین غلتک‌ها، لبه ورق تحت خمش معکوس قرار می‌گیرد. با فاصله گرفتن بیشتر المان ماده مورد بررسی از غلتک‌ها، فشار تک محوری به لبه ورق اعمال می‌گردد تا شکل مورد نظر در بخش فشاری را به خود بگیرد. در نتیجه این فشار تک محوری، هر دو لایه پایینی و بالایی تحت فشار قرار می‌گیرند و کرنش‌ها در هر دو لایه کاهش و تقریباً برابر با کرنش لازم برای دستیابی به هندسه مطلوب در ناحیه فشاری می‌شوند. نتایج نشان داد این فشار تک محوری عامل ایجاد چین خوردگی در بخش فشاری است.
- نتایج نشان داد روند تغییرشکل لبه ورق در ناحیه باریک و عریض تا پایان اعمال خمش معکوس مشابه با روند تغییرشکل لبه در بخش فشاری است و تنها تفاوت در تغییرشکل فشاری تک محوری مشاهده می‌شود. در بخش فشاری به علت هندسه انحنادار بال، لبه تحت فشار تک محوری قرار می‌گیرد تا کرنش فشاری لازم ایجاد گردد در حالی که در ناحیه باریک و عریض به علت طول بیشتر لبه ورق در مقایسه با کف، لبه ورق تحت فشار تک محوری قرار می‌گیرد که عامل ایجاد چین خوردگی است.
- دو معیار ارائه شده در این رساله برای پیش‌بینی چین خوردگی در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر بکار رفتند. مقایسه پیش‌بینی‌های انجام شده توسط این معیارها با نتایج تجربی نشان داد که هر دو معیار قادر به

پیش‌بینی صحیح چین‌خوردگی می‌باشند. هر چند که تعداد نیم‌موج‌های پیش‌بینی شده توسط معیار انرژی دارای خطای کمی می‌باشد.

- نتایج نشان داد با کاهش طول بال  $F$ ، تنش تسلیم  $\sigma_y$  و نمای کار سختی  $n$  و افزایش ضخامت ورق  $t$  و شعاع خط خم  $R$  تمایل به چین‌خوردگی کاهش می‌یابد در حالی که افزایش عرض ناحیه انتقال  $W_T$  اثری بر احتمال بروز چین‌خوردگی نمی‌گذارد. همچنین نتایج نشان داد در بین کمیت‌های هندسی و کمیت‌های وابسته به جنس ورق، طول بال پروفیل، ضخامت و تنش تسلیم ورق بیشترین اثر را بر روی زاویه شکل‌دهی بحرانی دارند. با توجه به رویکرد استفاده از ورق‌های با استحکام بالا و دارای ضخامت کم در صنایع خودروسازی که پتانسیل بالایی برای چین‌خوردگی دارند، پیشنهاد شد به منظور جلوگیری از چین‌خوردگی و کاهش مراحل شکل‌دهی این پروفیل‌ها، طول بال آن‌ها کاهش یابد. همچنین پیشنهاد شد به منظور جلوگیری از کاهش سفتی خمشی این پروفیل‌ها در نتیجه کاهش طول بال، عرض ناحیه انتقال آن‌ها افزایش یابد.

### ۳-۹- پیشنهاد برای ادامه کار

- ارتقا آزمون تعیین منحنی حد چین‌خوردگی به نحوی که بتوان شرایط تماسی مختلفی را در آن اعمال کرد
- بررسی اثر ناهمسانگردی بر منحنی حد چین‌خوردگی
- بررسی اثر منحنی خط خم در ناحیه انتقال بر احتمال بروز چین‌خوردگی
- بررسی چین‌خوردگی در یک خط کامل فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر
- بررسی چین‌خوردگی در سایر فرآیندهای شکل‌دهی ورق با استفاده از معیارهای ارائه شده در این رساله



## مقالات مستخرج از رساله

### Book Chapter

- M. M. Kasaei, H. M. Naeini, B. Abbaszadeh, M. B. Silva, P. A. F. Martins, *Flexible roll forming*, in: J. P. Davim (Eds.), *Materials Forming and Machining*, pp. 51-71: Woodhead Publishing, 2015.

### Journal papers

- M. M. Kasaei, H. M. Naeini, G. Liaghat, C. Silva, M. Silva, P. Martins, Revisiting the wrinkling limits in flexible roll forming, *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, Vol. 50, No. 7, pp. 528-541, 2015.
- M. M. Kasaei, H. M. Naeini, B. Abbaszadeh, M. Mohammadi, M. Ghodsi, M. Kiuchi, R. Zolghadr, G. Liaghat, R. A. Tafti, M. S. Tehrani, Flange Wrinkling in Flexible Roll Forming Process, *Procedia Engineering*, Vol. 81, pp. 245-250, 2014.

### مقالات در مجلات علمی و پژوهشی

- مهران محمدی، حسن مسلمی نائینی، محمد مهدی کسائی، مهدی سلمانی تهرانی، بهنام عباسزاده، بررسی عیب تابیدگی کف پروفیل‌های با سطح مقطع متغیر در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر، مجله مهندسی مکانیک مدرس، دوره ۱۴، شماره ۶، ۷۲-۸۰، ۱۳۹۳.
- رضا رضایی، حسن مسلمی نائینی، روح‌اله عزیزی تفتی، محمد مهدی کسائی، بهنام عباسزاده، مهران محمدی، بررسی اثر تغییر منحنی خم در ناحیه انتقال بر عیب تابیدگی کف برای کانال‌های با سطح مقطع متغیر در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر، مجله مهندسی مکانیک امیرکبیر، ۱۳۹۴. (پذیرفته شده)

### مقالات ارائه شده در کنفرانس‌ها

- رضا رضایی، حسن مسلمی نائینی، روح‌اله عزیزی تفتی، محمد مهدی کسائی، مهران محمدی، بهنام عباسزاده، بررسی اثر تغییر منحنی خم در ناحیه انتقال محصول‌های با سطح مقطع متغیر در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر، بیست و سومین همایش سالانه بین‌المللی مهندسی مکانیک ایران، ۱۳۹۴. (مقاله برتر کنفرانس)
- بهنام عباسزاده، حسن مسلمی نائینی، محمد مهدی کسائی، مهدی سلمانی تهرانی، مهران محمدی، بررسی تأثیر قطر غلتک بر روی هندسه محصول در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر، بیست و دومین همایش سالانه بین‌المللی مهندسی مکانیک ایران، ۱۳۹۳.
- مهران محمدی، حسن مسلمی نائینی، محمد مهدی کسائی، مهدی سلمانی تهرانی، بهنام عباسزاده، اثر پارامترهای هندسی محصول بر تابیدگی کف در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر، بیست و دومین همایش سالانه بین‌المللی مهندسی مکانیک ایران، ۱۳۹۳.
- مهران محمدی، حسن مسلمی نائینی، محمد مهدی کسائی، مهدی سلمانی تهرانی، بهنام عباسزاده، بررسی اثر جنس محصول بر تابیدگی کف در فرآیند شکل‌دهی غلتکی انعطاف‌پذیر، بیست و دومین همایش سالانه بین‌المللی مهندسی مکانیک ایران، ۱۳۹۳.

## References

- [۱] Accessed 8 August 2015; [http://www.snop.fr/roll-forming---bending\\_p\\_86\\_lang\\_en.html](http://www.snop.fr/roll-forming---bending_p_86_lang_en.html) .
- [۲] M. M. Kasaei, *Numerical and experimental study on strip width in the cage roll-forming process of ERW round pipes*, MSc Thesis, Mechanical Engineering Faculty, Tarbiat Modares University, Tehran, 2010. (In Persian)
- [۳] Accessed 7 August 2015; <http://www.hisada-g.co.jp/english/technique/> .
- [۴] P. Groche, M. Henkelmann, P. Goetz, S. Berner, Cold rolled profiles for vehicle construction, *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, Vol. 8, No. 2, pp. 31-38, 2008 .
- [۵] An innovative manufacture process concept for a flexible and cost effective production of the vehicle body in white: Profile Forming, *PROFORM Publishable Activity Report*, 2010 .
- [۶] B. Poks, T. Dietl, A. Sedlmaier, Computer control for roll forming of profiles with discontinuous cross sections, in *Proceeding of 1st International Congress on Roll Forming (Rollform09)*, 25-31, 2009 .
- [۷] R. Rezaei, *Design of blank geometry in transition zone of products with changing cross section in flexible roll forming*, MSc Thesis, Mechanical Engineering Faculty, Tarbiat Modares University, Tehran, 2014. (In Persian)
- [۸] R. Hennig, A. Sedlmaier, Finite element analysis of 3D-profiles with changing cross sections, in *The 10th International Conference on Technology of Plasticity (ICTP 2011)*, Aachen, Germany, 2011 .
- [۹] Accessed 22 September 2012; <http://www.proform-ip.org/> .
- [۱۰] Accessed 6 August 2015; <http://www.ortic.se> .
- [۱۱] P. Groche, G. von Breitenbach, M. Jockel, A. Zettler, New tooling concepts for future roll forming applications, in *International Conference of Plasticity (ICTP 2003)*, Bled, Yugoslavia., 2003 .
- [۱۲] H. Ona, Study on development of intelligent roll forming machine, in *Proceeding of 8th International Conference of Plasticity (ICTP 2005)*, 2005 .
- [۱۳] P. Groche, A. Zettler, S. Berner, Development of a one-step-model for the design of flexible roll-formed parts, in *The 9th International Conference on Material Forming*, Glasgow, United Kingdom, 2006 .
- [۱۴] P. Groche, A. Zettler, S. Berner, G. Schneider, Development and verification of a one-step-model for the design of flexible roll formed parts, *International journal of material forming*, Vol. 4, No. 4, pp. 371-377, 2011 .
- [۱۵] E. Gülçeken, A. Abeé, A. Sedlmaier, H. Livatyali, Finite element simulation of flexible roll forming: a case study on variable width U channel, in *The 4th international conference and exhibition on design and production of machines and dies/molds*, Cesme, Turkey, 2007 .
- [۱۶] A. Abee, S. Berner, A. Sedlmaier, Accuracy improvement of roll formed profiles with variable cross sections, in *Proceeding of 9th International Conference of Plasticity (ICTP 2008)*, 2008 .
- [۱۷] M. Lindgren, L.-O. Ingmarsson, 3D roll-forming of hat-profile with variable depth and width, in *The 1st International congress on roll forming (Rollform09)*, Bilbao, Spain, 2009 .
- [۱۸] J. Larranaga, L. Galdos, C. Garcia, R. Ortubay, G. Arrizabalaga, Flexible roll forming process reliability and optimisation methods, *Advanced Technology of Plasticity*, pp. 688-689, 2008 .

- [19] J. Larrañaga, S. Berner, L. Galdos, P. Groche, Geometrical accuracy improvement in flexible roll forming lines, in *Proceeding of International conference on advances in materials and processing technologies (AMPT 2011)*, AIP Publishing, pp. 557-562, 2011 .
- [20] H. Ona, R. Sho, T. Nagamachi, K. Hoshi, Development of flexible cold roll forming machine controlled by PLC, *Steel Research International*, Vol. 81, No. 9, pp. 182-185, 2010 .
- [21] F. Vogler, A. Duschka, P. Groche, Part Accuracy of Hollow Profiles Manufactured through Flexible Roll Forming, *Steel Research International*, Vol. 81, No. 9, pp. 54-57, 2010 .
- [22] S. Berner, M. Storbeck, P. Groche, A Study on Flexible Roll Formed Products Accuracy by Means of FEA and Experimental Tests, *The 14th international ESAFORM conference on material forming (ESAFORM 2011)*, AIP Publishing, Vol. 345, pp. 345-350, 2011 .
- [23] W. F. Peng, Q. Li, Y. Yan, FEA analysis on 600MPa trip steel variable section roll forming with protrusion and hole, *Advanced Materials Research*, Vol. 457, pp. 299-303, 2012 .
- [24] Y. Yan, Q. Li, FEM Modeling and Mechanics Analysis of Flexible Roll Forming, *Applied Mechanics and Materials*, Vol. 44-47, pp. 132-137, 2010 .
- [25] H. Ona, I. Shou, K. Hoshi, On strain distributions in the formation of flexible channel section development of flexible cold roll forming machine, *Advanced Materials Research*, Vol. 756, pp. 137-140, 2012 .
- [26] W. Zhao, Y. Yan, H. B. Wang, J. F. Gao, Finite Element Analysis and Fracture Forecast of U Channel Flexible Roll Forming, *Advanced Materials Research*, Vol. 683, pp. 604-607, 2013 .
- [27] D. Kim, M. Cha, J. B. Nam, Numerical Analysis for Flexible Roll Forming, in *Proceeding of PRICM: 8 Pacific Rim International Congress on Advanced Materials and Processing*, Wiley Online Library, pp. 2987-2992, 2013.
- [28] H.-W. Lee, M.-H. Cha, B.-K. Choi, G.-S. Kim, S.-H. Park, New forming technologies for autobody at POSCO, in *The 8th International Conference and Workshop on numerical simulation of 3D sheet metal forming processes (NUMISHEET 2011)*, pp. 48-53, 2011 .
- [29] J. F. Gao, Q. Li, W. Zhao, Thermal Stress Analysis for Local Heating Variable Cross-Section Roll Forming, *Advanced Materials Research*, Vol. 683, pp. 599-603, 2013 .
- [30] Y. Yan, H. Wang, Q. Li, B. Qian, K. Mpofu, Simulation and experimental verification of flexible roll forming of steel sheets, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 72, No. 1-4, pp. 209-220, 2014 .
- [31] J.-C. Park, D.-Y. Yang, M. Cha, D. Kim, J.-B. Nam, Investigation of a new incremental counter forming in flexible roll forming to manufacture accurate profiles with variable cross-sections, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 86, pp. 68-80, 2014 .
- [32] J. Jiao, B. Rolfe, J. Mendiguren, M. Weiss, An analytical approach to predict web-warping and longitudinal strain in flexible roll formed sections of variable width, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 90, pp. 228-238, 2015 .
- [33] B. Joo, S. Han, S. Shin, Y. Moon, Flexible roll forming process design for variable cross-section profile, *International Journal of Automotive Technology*, Vol. 16, No. 1, pp 83-88, 2015 .
- [34] M. Mohammadi, H. Moslemi Naeini, M. M. Kasaei, M. Salmani Tehrani, B. Abbaszadeh, Investigation of web warping of profiles with changing cross section in flexible roll forming process, *Modares Mechanical Engineering*, Vol. 14, No. 6, pp. 72-80, 2014 .

- [۳۵] M. Mohammadi, *Numerical and experimental investigation on web warping defect in flexible roll forming of channel profile with changing cross section*, MSc Thesis, Mechanical Engineering Faculty, Tarbiat Modares University, Tehran, 2014. (In Persian)
- [۳۶] B. Abbaszadeh, *Roll design in flexible roll forming of channel profile with changing cross section*, MSc Thesis, Mechanical Engineering Faculty, Tarbiat Modares University, Tehran, 2014. (In Persian)
- [۳۷] T. R. Walker, R. J. Pick, Approximation of the axial strains developed during the roll forming of ERW pipe, *Journal of materials processing technology*, Vol. 22, No. 1, pp. 29-44, 1990 .
- [۳۸] B. Wen, R. J. Pick, Modelling of skelp edge instabilities in the roll forming of ERW pipe, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 41, No. 4, pp. 425-446, 1994 .
- [۳۹] M. Farzin, M. S. Tehrani, E. Shameli, Determination of buckling limit of strain in cold roll forming by the finite element analysis, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 125, pp. 626-632, 2002 .
- [۴۰] M. S. Tehrani, *Determination of buckling limit of strain in cold roll forming by the finite element analysis*, MSc Thesis, Mechanical Engineering Faculty, Isfahan University of Technology, Tehran, 1999. (In Persian)
- [۴۱] M. S. Tehrani, P. Hartley, H. M. Naeini, H. Khademizadeh, Localised edge buckling in cold roll-forming of symmetric channel section, *Thin-Walled Structures*, Vol. 44, No. 2, pp. 184-196, 2006 .
- [۴۲] M. S. Tehrani, H. M. Naeini, P. Hartley, H. Khademizadeh, Localized edge buckling in cold roll-forming of circular tube section, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 177, No. 1, pp. 617-620, 2006 .
- [۴۳] M. Kasaei, H. M. Naeini, R. A. Tafti, M. S. Tehrani, Prediction of maximum initial strip width in the cage roll forming process of ERW pipes using edge buckling criterion, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 214, No. 2, pp. 190-199, 2014 .
- [۴۴] R. A. Tafti, *Theoretical, numerical, experimental investigation of edge wrinkling defect in cold roll forming of symmetric channel sections*, PhD Thesis, Mechanical Engineering Faculty, Tarbiat Modares University, Tehran, 2013. (In Persian)
- [۴۵] J. Kim, D. Yang, Prediction of wrinkling initiation in sheet metal forming processes, *Engineering Computations*, Vol. 20, No. 1, pp. 6-39, 2003 .
- [۴۶] J. W. Hutchinson, K. W. Neale, Wrinkling of Curved Thin Sheet Metal, *Plastic Instability*, pp. 71-78, 1985 .
- [۴۷] C.-T. Wang, G. Kinzel, T. Altan, Wrinkling criterion for an anisotropic shell with compound curvatures in sheet forming, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 36, No. 10, pp. 945-960, 1994 .
- [۴۸] H. Améziane-Hassani, K. W. Neale, On the analysis of sheet metal wrinkling, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 33, No. 1 ,pp. 13-30, 1991 .
- [۴۹] K. W. Neale, P. Tuğcu, A numerical analysis of wrinkle formation tendencies in sheet metals, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 30, No. 8, pp. 1595-1608, 1990 .
- [۵۰] O. F. Hughes, B. Ghosh, Y. Chen, Improved prediction of simultaneous local and overall buckling of stiffened panels, *Thin-Walled Structures*, Vol. 42, No. 6, pp. 827-856, 2004 .

- [51] P. Tuğcu, On plastic buckling predictions, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 33, No. 7, pp. 529-53, 1991 .
- [52] Y. Kim, Y. Son, Study on wrinkling limit diagram of anisotropic sheet metals, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 97, No. 1, pp. 88-94, 2000 .
- [53] P. Tuğcu, K. W. Neale, P. D. Wu, S. R. MacEwen, Effect of planar anisotropy on wrinkle formation tendencies in curved sheets, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 43, No. 12, pp. 2883-2897, 2001 .
- [54] J. B. Kim, J. W. Yoon, D. Y. Yang, Wrinkling initiation and growth in modified Yoshida buckling test: Finite element analysis and experimental comparison, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 42, No. 9, pp. 1683-1714, 2000 .
- [55] C. M. Wang, Y. Xiang, J. Chakrabarty, Elastic/plastic buckling of thick plates, *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 38, No. 48-49, pp. 8617-8640, 2001 .
- [56] E. Chu, Y. Xu, An elastoplastic analysis of flange wrinkling in deep drawing process, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 43, No. 6, pp. 1421-1440, 2001 .
- [57] R. K. Saxena, P. M. Dixit, Prediction of flange wrinkling in deep drawing process using bifurcation criterion, *Journal of Manufacturing Processes*, Vol. 12, No. 1, pp. 19-29, 2010 .
- [58] M. Kadkhodayan, F. Moayyedean, Analytical elastic-plastic study on flange wrinkling in deep drawing process, *Scientia Iranica*, Vol. 18, No. 2, pp. 250-260, 2011 .
- [59] M. Abbasi, M. Ketabchi, T. Labudde, U. Prah, W. Bleck, New attempt to wrinkling behavior analysis of tailor welded blanks during the deep drawing process, *Materials & Design*, Vol. 40, pp. 407-414, 2012 .
- [60] P. S. Bulson, *The stability of flat plates*: Elsevier Publishing Company, 1969 .
- [61] E. Ventsel, T. Krauthammer, *Thin plates and shells: theory: analysis, and applications*: CRC press, 2001 .
- [62] X. Wang, J. Cao, On the prediction of side-wall wrinkling in sheet metal forming processes, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 42, No. 12, pp. 2369-2394, 2000 .
- [63] X. Wang, J. Cao, M. Li, Wrinkling analysis in shrink flanging, *Journal of manufacturing science and engineering*, Vol. 123, No. 3, pp. 426-432, 2001 .
- [64] X. Wang, J. Cao, Wrinkling limit in tube bending, *Journal of engineering materials and technology*, Vol. 123, No. 4, pp. 430-435, 2001 .
- [65] J. Cao, M. Boyce, Wrinkling behavior of rectangular plates under lateral constraint, *International journal of solids and structures*, Vol. 34, No. 2, pp. 153-176, 1997 .
- [66] J. Cao, X. Wang, An analytical model for plate wrinkling under tri-axial loading and its application, *International journal of mechanical sciences*, Vol. 42, No. 3, pp. 617-633, 2000 .
- [67] B. W. Senior, Flange wrinkling in deep-drawing operations, *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 4, No. 4, pp. 235, 1956 .
- [68] T. X. Yu, W. Johnson, The buckling of annular plates in relation to the deep-drawing process, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 24, No. 3, pp. 175-188, 1982 .
- [69] S.-w. Lo, T.-C. Hsu, W. R. D. Wilson, An analysis of the hemispherical-punch hydroforming processes, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 37, No. 1, pp. 225-239, 1993 .

- [٧٠] H. Yang, Y. Lin, Wrinkling analysis for forming limit of tube bending processes, *J. Mater. Process. Technol.*, Vol. 152, No. 3, pp. 363, 2004 .
- [٧١] H. Li, H. Yang, M. Zhan, R. J. Gu, A new method to accurately obtain wrinkling limit diagram in NC bending process of thin-walled tube with large diameter under different loading paths, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 177, No. 1-3, pp. 192-196, 2006 .
- [٧٢] M. R. Morovvati, B. Mollaei-Dariani, M. H. Asadian-Ardakani, A theoretical, numerical, and experimental investigation of plastic wrinkling of circular two-layer sheet metal in the deep drawing, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 210, No. 13, pp. 1738-1747, 2010 .
- [٧٣] M. A. Shafaat, M. Abbasi, M. Ketabchi, Investigation into wall wrinkling in deep drawing process of conical cups, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 211, No. 11, pp. 1783-1795, 2011 .
- [٧٤] M. A. Shafaat, M. Abbasi, M. Ketabchi, Effect of different yield criteria on prediction of wrinkling initiation of interstitial-free galvanized steel sheet, *Materials & Design*, Vol. 32, No. 6, pp. 3370-3376, 2011 .
- [٧٥] K. Yoshida, J. Hayashi, K. Niyauchi, M. Hirata, T. Hira, S. Ujihara, Assessment of fitting behavior and shape fixation by Yoshida buckling test—a way to overall formability, In *Proceeding of International symposium on new aspects of sheet metal forming*, Vol. 1, pp. 25-150. 1981 .
- [٧٦] A. Szacinski, P. Thomson, The effect of mechanical properties on the wrinkling behaviour of sheet materials in the yoshida test, *Journal of mechanical working technology*, Vol. 10, No. 1, pp. 87-102, 1984 .
- [٧٧] J. Kim, J. Yoon, D. Yang, Wrinkling initiation and growth in modified Yoshida buckling test: finite element analysis and experimental comparison, *International journal of mechanical sciences*, Vol. 42, No. 9, pp. 1683-1714, 2000 .
- [٧٨] J. Cao, S. H. Cheng, H. P. Wang, C. T. Wang, Buckling of Sheet Metals in Contact with Tool Surfaces, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol. 56, No. 1, pp. 253-256, 2007 .
- [٧٩] J. Cao, X. Wang, F. J. Mills, Characterization of sheet buckling subjected to controlled boundary constraints, *Journal of manufacturing science and engineering*, Vol. 124, No. 3, pp. 493-501, 2002 .
- [٨٠] A. U. Manual, Version 6.10-1, *Dassault Systèmes Simulia Corp., Providence, RI* .
- [٨١] S. P. Keeler, W. A. Backofen, Plastic instability and fracture in sheets stretched over rigid punches, *Asm Trans Q*, Vol. 56, No. 1, pp. 25-48, 1963 .
- [٨٢] G. M. Goodwin, *Application of strain analysis to sheet metal forming problems in the press shop*, SAE Technical Paper, pp. 1968 .
- [٨٣] M. Marc, Volume A: Theory and user information, *MSC. Software Corporation*, 2010 .
- [٨٤] A. Tekkaya, P. Martins, Accuracy, reliability and validity of finite element analysis in metal forming: a user's perspective, *Engineering Computations*, Vol. 26, No. 8, pp. 1026-1055, 2009 .
- [٨٥] W. Daniel, P. Meehan, Implicit finite element study of non-steady effects in cold roll forming, 2007 .
- [٨٦] M. Lindgren, Experimental investigations of the roll load and roll torque when high strength steel is roll formed, *Journal of materials processing technology*, Vol. 191, No. 1, pp. 44-47, 2007 .
- [٨٧] J. Jiang, D. Li, Y. Peng, J. Li, Research on strip deformation in the cage roll-forming process of ERW round pipes, *Journal of materials processing technology*, Vol. 209, No. 10, pp. 4850-4856, 2009 .

- [٨٨] J. W. Hutchinson, *Plastic buckling*, No. DEAP-S-3. Harvard univ cambridge mass div of engineering and applied physics, 1973 .
- [٨٩] N. Triantafyllidis, A. Needleman, An analysis of wrinkling in the Swift cup test, *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 102, No. 3, pp. 241-248, 1980 .
- [٩٠] P. Tuğcu, Plate buckling in the plastic range, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 33, No. 1, pp. 1-11, 1991 .
- [٩١] Matlab documentation, The MathWorks Inc, 2012 .
- [٩٢] J. Hu, Z. Marciniak, J. Duncan ,*Mechanics of sheet metal forming*: Butterworth-Heinemann, 2002 .
- [٩٣] P. Martins, L. Montanari, V. Cristino, M. Silva, *Formability and simulative tests in modern sheet metal forming education*, in: *Modern Mechanical Engineering*, Eds., pp. 411-447: Springer, 2014 .
- [٩٤] S. P. Keeler, *Circular grid system—a valuable aid for evaluating sheet metal formability*, SAE Technical Paper, pp. 1968 .
- [٩٥] C. Rossard, *Mise en forme des métaux et alliages*, CNRS, Paris, 1976 .
- [٩٦] W. F. Hosford, R. M. Caddell, *Metal forming: mechanics and metallurgy*: Cambridge University Press, 2011 .
- [٩٧] F. Ozturk, M. Dilmeç, M. Turkoz, R. E. Ece, H. S. Halkacı, Grid marking and measurement methods for sheet metal formability, in *5th International Conference and Exhibition on Design and Production of Machines and Dies/Molds*, Aydın, Turkey, pp. 41-49, 2009 .
- [٩٨] Accessed 24 November 2015; <http://wenzel-metrology-equipment.blogspot.com/> .
- [٩٩] P. Sieczkarek, K. Isik, N. B. Khalifa, P. Martins, A. Tekkaya, Mechanics of sheet-bulk indentation, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 214, No. 11, pp. 2387-2394, 2014 .
- [١٠٠] R. Narayanasamy, C. Loganathan, Study on wrinkling limit of interstitial free steel sheets of different thickness when drawn through Conical and Tractrix dies, *Materials & Design*, Vol. 29, No. 7, pp. 1401-1411, 2008 .
- [١٠١] R. Narayanasamy, C. S. Narayanan, Forming, fracture and wrinkling limit diagram for if steel sheets of different thickness, *Materials & Design*, Vol. 29, No. 7, pp. 1467-1475, 2008 .
- [١٠٢] R. Narayanasamy, J. Satheesh, C. S. Narayanan, Effect of annealing on combined forming, fracture and wrinkling limit diagram of Aluminium 5086 alloy sheets, *International Journal of Mechanics and Materials in Design*, Vol. 4, No. 1, pp. 31-43, 2008 .
- [١٠٣] R. Narayanasamy, J. Satheesh, C. Narayanan, Experimental evaluation of wrinkling limit diagrams for aluminium alloy 5052 sheets annealed at different temperatures, *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, Vol. 43, No. 3, pp. 149-163, 2008 .
- [١٠٤] J. Hutchinson, K. Neale, Wrinkling of curved thin sheet metal, *Plastic Instability*, pp. 71-78, 1985 .
- [١٠٥] C.-T. Wang, G. Kinzel, T. Altan, Failure and wrinkling criteria and mathematical modeling of shrink and stretch flanging operations in sheet-metal forming, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 53, No. 3, pp. 759-780, 1995 .

## Abstract

Flexible roll forming is an advanced sheet metal forming process for cost-effective innovative manufacturing of 3D profiles for automotive lightweight structures. In contrast to roll forming, the flexible roll forming process employs rolls that are not fixed in their position and can be moved along a path in order to describe the desired bend line of the profile. One of the most important defect in flexible roll forming is wrinkling that leads to an undesirable product.

This research work presents a new understanding on the deformation mechanics of the flexible roll forming and is focused on the occurrence of flange wrinkling. A new analytical-numerical model combining the energy method and the finite element simulation is developed to predict wrinkling. In this model, unlike previous models, the purpose is not the calculation of a critical stress assumed to be uniform over the compressive region, but that is the calculation of a factor to indicate the possibility of wrinkling considering the real distribution of stress in the compressive region. Thus, a wave function is assumed in accordance with the boundary conditions of the region under compression in the finite element simulation and the wrinkling factor is obtained as the ratio of the external work done by the in-plane membrane forces and the internal energy of the buckled sheet at each increment. The wrinkling factor depends on mechanical properties, geometry parameters, and current strain and stress field

In this thesis, a new theoretical and experimental methodology based on the utilization of rectangular test specimens loaded in axial compression is developed to determine the wrinkling limit curve in the principal strain space. The wrinkling limit curve is then transformed into the space of effective strain versus stress triaxiality and checked against the finite element-predicted evolutions of effective strain with stress triaxiality of the deformed strip in the flexible roll forming process. Another wrinkling factor is proposed based on the wrinkling limit curve. This factor is defined in ABAQUS software by means of a subroutine and applied to determine the possibility of wrinkling during the simulation.

A flexible roll forming setup is designed and built to perform the experiments. This setup has three major parts: Forming stand, Feeding mechanism and Control unit. Forming stand consists of two pairs of rolls that are integrated in a parallel kinematic system that allows following the varying contours of the profiles. The experiments were performed on the flexible roll forming setup and the history of longitudinal strain, the warping defect and the geometry of the variable cross-sectional profiles are measured by strain gauge, dial indicator and 3D scanner, respectively. The experimental observations and measurements give support to the numerical results and show that the proposed wrinkling criteria can correctly predict wrinkling in the flexible roll forming. Two proposed wrinkling criteria are applied to determine effects of the geometric parameters (Flange length, radius of bending line, width of transition zone and thickness) of the variable cross-sectional channel profiles and material properties (yield stress and hardening exponent) on the critical forming angle in the flexible roll forming. The results show that flange length, sheet thickness and yield stress have the greatest influence on the critical forming angle.

**Keywords:** Flexible roll forming, Variable cross-sectional profile, Wrinkling, Energy method, Wrinkling limit curve





Tarbiat Modares University

**Analytical, numerical and experimental investigation  
of wrinkling in flexible roll forming of variable  
cross-sectional channel profiles**

Dissertation Submitted in Partial Fulfillment of the  
Requirements for the Degree of Doctor of Philosophy (Ph.D) in  
Mechanical Engineering  
Faculty of Mechanical Engineering  
Tarbiat Modares University

By:

Mohammad Mehdi Kasaei

Supervisor:

Prof. Hassan Moslemi Naeini

Dr. Mojtaba Ghodsi

Advisor:

Prof. Gholamhossein Liaghat

Dr. Mehdi Salmani Tehrani

2016