การศึกษาเชิงเปรียบเทียบการเปลี่ยนรูปพลาสติกแบบแอนไอโซทรอปิกภายใต้แบบจำลองพฤติกรรมของวัสดุและเกณฑ์ความเสียหายที่แตกต่างกันสำหรับการขึ้นรูปแผ่นโลหะด้วยแรงดันของเหลวในการผลิตถังน้ำมันเชื้อเพลิงรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่

นายดุจเทพ คำปัญญา

ดุษฎีนิพนธ์นี้เป็นส่วนหนึ่งของการศึกษาตามหลักสูตร

ปรัชญาดุษฎีบัณฑิต

สาขาวิชาวิศวกรรมการผลิต

บัณฑิตวิทยาลัย มหาวิทยาลัยเทคโนโลยีพระจอมเกล้าพระนครเหนือ

ปีการศึกษา 2569

ลิขสิทธิ์ของมหาวิทยาลัยเทคโนโลยีพระจอมเกล้าพระนครเหนือ

การศึกษาเชิงเปรียบเทียบการเปลี่ยนรูปพลาสติกแบบแอนไอโซทรอปิกภายใต้แบบจำลองพฤติกรรมของวัสดุและเกณฑ์ความเสียหายที่แตกต่างกันสำหรับการขึ้นรูปแผ่นโลหะด้วยแรงดันของเหลวในการผลิตถังน้ำมันเชื้อเพลิงรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่

นายดุจเทพ คำปัญญา

ดุษฎีนิพนธ์นี้เป็นส่วนหนึ่งของการศึกษาหลักสูตร

ปรัชญาดุษฎีบัณฑิต

สาขาวิชาวิศวกรรมการผลิต

บัณฑิตวิทยาลัย มหาวิทยาลัยเทคโนโลยีพระจอมเกล้าพระนครเหนือ

ปีการศึกษา 2569

ลิขสิทธิ์ของมหาวิทยาลัยเทคโนโลยีพระจอมเกล้าพระนครเหนือ



ใบรับรองดุษฎีนิพนธ์

บัณฑิตวิทยาลัย มหาวิทยาลัยเทคโนโลยีพระจอมเกล้าพระนครเหนือ

เรื่อง การศึกษาเชิงเปรียบเทียบการเปลี่ยนรูปพลาสติกแบบแอนไอโซทรอปิกภายใต้แบบจำลองพฤติกรรมของวัสดุและเกณฑ์ความเสียหายที่แตกต่างกันสำหรับการขึ้นรูปแผ่นโลหะด้วยแรงดันของเหลวในการผลิตถังน้ำมันเชื้อเพลิงรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่

โดย นายดุจเทพ คำปัญญา

ได้รับอนุมัติให้นับเป็นส่วนหนึ่งของการศึกษาตามหลักสูตรปรัชญาดุษฎีบัณฑิต สาขาวิชาวิศวกรรมการผลิต

..... คณบดีคณะวิศวกรรมศาสตร์

(รองศาสตราจารย์ ดร.กิตติชัย ธนทรัพย์สิน)

คณะกรรมการสอบดุษฎีนิพนธ์

..... ประธาน

(รองศาสตราจารย์ ดร.ศิริชัย ต่อสกุล)

..... อาจารย์ที่ปรึกษา

(รองศาสตราจารย์ ดร.แสนสด พานิช)

..... กรรมการ

(ผู้ช่วยศาสตราจารย์ ดร.คมกมล จองบุญวัฒนา)

..... กรรมการ

(รองศาสตราจารย์ ดร.วรพงษ์ สว่างศรี)

..... กรรมการ

(รองศาสตราจารย์ ดร.วิทูร อุทัยแสงสุข)

..... กรรมการ

(อาจารย์ ดร.สายันต์ พรายมี)

ชื่อ : นายดุจเทพ คำปัญญา
ชื่อดุษฎีนิพนธ์ : การศึกษาเชิงเปรียบเทียบการเปลี่ยนรูปพลาสติกแบบแอนไอโซทรอปิกภายใต้แบบจำลองพฤติกรรมของวัสดุและเกณฑ์ความเสียหายที่แตกต่างกันสำหรับการขึ้นรูปแผ่นโลหะด้วยแรงดันของเหลวในการผลิตถังน้ำมันเชื้อเพลิงรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่
สาขาวิชา : วิศวกรรมการผลิต
มหาวิทยาลัยเทคโนโลยีพระจอมเกล้าพระนครเหนือ
อาจารย์ที่ปรึกษาดุษฎีนิพนธ์หลัก : รองศาสตราจารย์ ดร.แสนสด พานิช
ปีการศึกษา : 2569

บทคัดย่อ

งานวิจัยนี้มีวัตถุประสงค์ในการศึกษาเปรียบเทียบการทำนายการขึ้นรูปและการประเมินสภาพความเสียหายของเหล็กกล้าละมุน SPC270 ความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตรในกระบวนการขึ้นรูปถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ด้วยของไหลแรงดัน (Hydro Forming) การพัฒนาแบบจำลองด้านวัสดุจะศึกษาเปรียบเทียบกันของเกณฑ์การคราก Hill'48 Yld2000-2d และ Yoshida2013 สมมติฐานการครากจะเปรียบเทียบกันระหว่าง Isotropic Hardening; IH และ Combined-Isotropic-Kinematic Hardening (IKH) โดยที่เส้นโค้งความเค้นไหลแบบ IH จะใช้แบบจำลองผสม Hybrid-Swift-Voce (HSV) และ Hybrid-Hocket-Sherby (HSHS) สำหรับเส้นโค้งความเค้นไหลแบบวัฏจักรจะใช้แบบจำลอง YU model การประเมินความเสียหายของชิ้นส่วนถังน้ำมันจะเป็นการประเมินบนเส้นโค้งขีดจำกัดความเสียหายบนพื้นฐานความเครียด (FFLC) ที่ได้จากการทดสอบ Nakajima ร่วมกับการดึงแกนเดียวของชิ้นงานบากขอบ เส้นโค้งขีดจำกัดความเสียหายบนพื้นฐานความเค้น (FFLSC) ที่ได้จากการคำนวณเชิงวิเคราะห์และการคำนวณเชิงทฤษฎีเส้นโค้งความเสียหาย (Fracture Locus; FLs) ที่พัฒนาการการทดสอบร่วมกับการใช้เกณฑ์ความเสียหาย DF2016 และ Hosford-Coulomb การประเมินประสิทธิภาพในการทำนายการขึ้นรูปด้วยการจำลองด้วยระเบียบวิธีไฟไนต์เอลิเมนต์จะเป็นการเปรียบเทียบค่า High Deviation ความหนาแผ่นที่ลดลง ระยะการไหลตัวเข้าแม่พิมพ์ที่ขอบชิ้นงาน และมุมของการดีดตัวกลับ การประเมินความแม่นยำในการทำนายความเสียหายจะเป็นการเปรียบเทียบค่าความเครียด หรือความเค้นที่จุดตัดของเส้นทางความเค้นหรือความเครียดกับเส้นขีดจำกัด จากผลการศึกษาเปรียบเทียบความแม่นยำในการจำลองกับผลการขึ้นรูปจริงจะสามารถกล่าวได้ว่า เกณฑ์การคราก Yld2000-2d จะมีความแม่นยำสูงสุดในขณะที่เกณฑ์การคราก Yoshida2013 จะมีประสิทธิภาพที่ใกล้เคียง

กัน การจำลองภายใต้สมมิติฐานการคราดแบบ IKH จะมีความแม่นยำกว่า IH และการใช้เส้นโค้งความเค้นไหล HSV และ HSHS จะให้ผลที่แตกต่างกันไม่มาก จากผลการประเมิณความเสียหาจะพบว่าทั้ง FFLCs FFLSCsและ FLs จะสามารถทำนายความเสียหายได้ดี แต่เมื่อคำนวณความคลาดเคลื่อนจากค่าสุดท้ายจะพบว่า FFLSCs นั้นจะมีความสอดคล้องสูงสุดในขณะที่ FFLCs และ FLs จะมีประสิทธิภาพที่ใกล้เคียงกันซึ่งสามารถทำนายได้ก่อน

(มีจำนวนทั้งสิ้น 226 หน้า)

คำสำคัญ : การคราดแบบ Combined Isotropic-Kinematic YU-model เกณฑ์การคราก Yld2000-2d เกณฑ์การคราก Yoshida2013 กระการขึ้นรูปโลหะแผ่นด้วยของไหลแรงดัน เกณฑ์ความเสียหาย DF2016 เกณฑ์ความเสียหาย Hosford-Coulomb

พระจอมเกล้าพระนครเหนือ มหาวิทยาลัยเทคโนโลยี

_____ อาจารย์ที่ปรึกษาดุษฎีนิพนธ์หลัก

Name : Mr. Dujthep Kumpunya

Dissertation Title : Comparative study of anisotropic plastic deformation using various constitutive material models and ductile fracture criteria for sheet hydroforming in large motorcycle fuel tank manufacturing

Major Field : Production Engineering
King Mongkut's University of Technology North Bangkok

Dissertation Advisor : Associate Professor Dr. Sansot Panich

Academic Year : 2026

ABSTRACT

This research aimed to conduct a comparative study the efficiency of prediction and formability evaluation of SPC270 with a 0.9-mm-thick mild steel sheet undergoing sheet hydroforming for a large motorcycle fuel tank part. In the numerical finite element (FE) simulation, material models employing various yield criteria were used Hill'48, Yld2000-2d, and Yoshida2013. Hardening laws were the Hybrid Swift-Voce (HSV) and Hybrid Hocket-Sherby (HSHS). Moreover, YU model was the cyclic hardening law for the Combined Isotropic-Kinematics Hardening (IKH), and compared to Isotropic Hardening (IH) yielding assumptions. On the other hand, fracture assessment was performed through stress paths, strain paths, or stress-strain paths at the crucial region with the limitation of FFLC, FFLSC, and FLs. Base on theorical ductile facture criteria employment, have known as DF2016 and Hosford-Coulomb, these two mathematical models were utilized to establish FLs and FFLSCs. Subsequently, performance in each predictive model was indicated by High deviation, final sheet thickness, drawn-in for FE simulation and the intersection value between loading path and the limit curve for the fracture assessment. As the comparative results, Yld2000-2d provided the most accurate predictions while Yoshida2013 provide accepted performance. In the hardening assumption, YU model in IKH provided better result than conventional IH. However, there is slightly different output when the isotropic hybrid hardening law was changed. In the

formability assessment, both three spaces were able to capture failure moment of the deformed part. However, FFLSCs has the most consistency with final value of the path while FFLCs and FLs has faster sensitive to location fracture. Additionally, FFLCs are as well as FLs to predict fracture in this sheet hydroforming part.

(Total 226 Pages)

Keywords: Combined Isotropic-Kinematic, YU-model, Yld2000-2d, Yoshida2013, Sheet Hydroforming, DF2016, Hosford-Coulomb.



_____ Advisor

กิตติกรรมประกาศ

งานวิจัยนี้สำเร็จลุล่วงได้ด้วยดีด้วยเพาะความกรุณาของ รองศาสตราจารย์ ดร. แสนสด พานิช อาจารย์ที่ปรึกษาหลัก ร่วมกับ ผู้ช่วยศาสตราจารย์ ดร. คมกมล จองบุญวัฒนา อาจารย์ที่ปรึกษาร่วม ที่ประสิทธิประสาทวิชา ความรู้ คำแนะนำตลอดจนแนวทางในการแก้ปัญหาต่างๆ ตลอดการศึกษาและการจัดทำวิทยานิพนธ์นี้

ขอกราบขอบพระคุณ รองศาสตราจารย์ ดร. ศิริชัย ต่อสกุล คณบดีคณะวิศวกรรมศาสตร์ มหาวิทยาลัยเทคโนโลยีราชมงคลธัญบุรี ที่กรุณาเป็นประธานสอบป้องกันวิทยานิพนธ์ตลอดจนการให้คำแนะในการจัดทำวิทยานิพนธ์ ขอบกราพระคุณ รองศาสตราจารย์ ดร.วิทูร อุทัยแสงสุข อาจารย์ประจำภาควิชาวิศวกรรมเครื่องกล คณะวิศวกรรมศาสตร์ มหาวิทยาลัยเทคโนโลยีพระจอมเกล้าธนบุรี รองศาสตราจารย์ ดร.วรพงษ์ สว่างศรี อาจารย์ประจำภาควิชาวิศวกรรมเครื่องกล คณะวิศวกรรมศาสตร์ มหาวิทยาลัยเกษตรศาสตร์ และอาจารย์ ดร. สายันต์ พรายมี อาจารย์ประจำภาควิชาวิศวกรรมการผลิตและหุ่นยนต์ คณะวิศวกรรมศาสตร์ มหาวิทยาลัยเทคโนโลยีพระจอมเกล้าพระนครเหนือ ที่กรุณาเป็นกรรมการผู้ทรงคุณวุฒิในการสอบป้องกันวิทายานิพนธ์ในครั้งนี้

ขอขอบพระคุณคณะผู้วิจัยพัฒนาชุดแม่พิมพ์ขึ้นรูปชิ้นส่วนถังเชื้อเพลิงรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ นำโดย ศาสตราจารย์ ดร.สุทธิศักดิ์ พงศ์ธนาพาณิช และบริษัท ไทยรุ่ง ทูลส์ แอนด์ ไดส์ จำกัด ที่สนับสนุนออกแบบ สร้างชุดแม่พิมพ์ ตลอดจนการอนุญาตให้นำผลการทดสอบขึ้นรูปจริงมาศึกษา

ขอบคุณบริษัท เจโซ จำกัด (ประเทศญี่ปุ่น) ที่ให้ความอนุเคราะห์ใช้โปรแกรม J-STAMP® CalSysSmart® และ MatPara® ตลอดจนการให้คำแนะนำในการใช้โปรแกรม และการสนับสนุนข้อมูลเชิงลึกให้กับงานวิจัยนี้

ขอบใจนักศึกษาปริญญาเอก โท ห้องปฏิบัติการขึ้นรูปโลหะแผ่น ภาควิชาวิศวกรรมการผลิตและหุ่นยนต์ คณะวิศวกรรมศาสตร์ มหาวิทยาลัยเทคโนโลยีพระจอมเกล้าพระนครเหนือ และคณะดำเนินงานของบริษัท เจซิม จำกัด ที่สนับสนุนการดำเนินงานวิจัยให้เป็นไปด้วยความเรียบร้อยสมบูรณ์ทุกประการ

ท้ายนี้ ขอขอบคุณ บิดา-มารดา และขอบใจ ภรรยา บุตรทั้งสองที่เป็นกำลังใจ สนับสนุนส่งเสริมการศึกษาตลอดหลักสูตรจนสำเร็จการศึกษาลุล่วงด้วยดี

ดุจเทพ คำปัญญา

สารบัญ

หน้า

บทคัดย่อภาษาไทย ..... ข
บทคัดย่อภาษาอังกฤษ ..... ง
กิตติกรรมประกาศ ..... ฉ
สารบัญ ..... ช
สารบัญตาราง ..... ญ
สารบัญรูปภาพ ..... ฎ
บทที่ 1 บทนำ 1
1.1 ที่มาและความสำคัญ 1
1.2 วัตถุประสงค์ 3
1.3 ขอบเขตการวิจัย 3
1.4 ประโยชน์ที่ตาดว่าจะได้รับ 4
บทที่ 2 ทฤษฎี และงานวิจัยที่เกี่ยวข้อง 5
2.1 หลักการขึ้นรูปของโละหะแผ่นด้วยแรงดันของเหลว 5
2.2 เหล็กกล้าละมุนชนิดแผ่น 8
2.3 หลักการของการจำลองขึ้นรูปด้วยระเบียบวิธีไฟไนต์เอลิเมนต์ 9
2.4 การทดสอบหาสมบัติทางกลของโลหะแผ่น 12
2.5 เกณฑ์การครากแบบแอนไอโซทรอปิก 15
2.6 สมติฐานการครากแบบไอโซทรอปิก ไคเนมาติก และแบบผสม 21
2.7 เส้นโค้งความเค้นไหลภายใต้พฤติกรรมการทำให้แข็งด้วยความเครียด 23
2.8 แผนภาพขีดจำกัดการขึ้นรูปและการทดสอบสร้างแผนภาพขีดจำกัดการขึ้นรูป 32
2.9 โลคัสความเสียหายและเกณฑ์ความเสียหาย 37
2.10 งานวิจัยที่เกี่ยวข้อง และช่องว่างในการวิจัย 43

สารบัญ (ต่อ)

หน้า

บทที่ 3 วิธีการวิจัย 51

3.1 การทดสอบหาสมบัติทางกลของเหล็กกล้าละมุน SPC270 53

3.2 การคำนวณสร้างเส้นโค้งความเค้นไหลแบบวัฏจักร (Determination of Cyclic flow stress curve) 56

3.3 การคำนวณสร้างเส้นโค้งความเค้นไหลแบบไอโซทรอปิก 60

3.4 การคำนวณค่าคงที่เฉพาะวัสดุของเกณฑ์การคราก แบบแอนไอโซทรอปิก 63

3.5 การขึ้นรูปและการสร้างแบบจำลองขึ้นรูปถังน้ำมันขนาดใหญ่ด้วยแรงดันของเหลว 65

3.6 การทดสอบสร้างแผนภาพขีดจำกัดความเสียหายบนพื้นฐานแบบความเครียด 76

3.7 การพัฒนาสร้างแผนภาพขีดจำกัดการขึ้นรูปแบบความเค้น 81

3.8 การพัฒนาสร้างโลคัสความเสียหาย 84

3.9 การวัดมุมดีดกลับ (Spring Back) 86

บทที่ 4 ผลการวิจัย 87

4.1 ผลการทดลองขึ้นรูปโลหะแผ่นด้วยแรงดันของเหลวและผลการจำลองขึ้นรูปด้วยระเบียบวิธีไฟไนต์เอลิเมนต์ 87

4.2 ผลการสร้างเส้นโค้งความเสียหาย 106

4.3 ผลการประเมินความเสียหาย 118

บทที่ 5 สรุป อภิปรายผลการวิจัย และข้อเสนอแนะ 140

5.1 สรุป อภิปรายผลการวิจัย 141

5.2 สรุปและอภิปรายผลการวิจัยเกี่ยวกับการจำลองการเปลี่ยนรูปพลาสติกแอนไอโซทรอปิก 146

5.3 สรุปและอภิปรายผลการวิจัยเกี่ยวกับการทำนายความเสียหาย 150

5.4 สรุปเปรียบเทียบความแม่นยำของแบบจำลองวัสดุและเส้นโค้งขีดจำกัดในปริภูมิที่แตกต่างกัน 152

5.5 ข้อเสนอแนะ 153

สารบัญ (ต่อ)

หน้า

บรรณานุกรม 154
ภาคผนวก ก สมบัติทางกลของเหล็กกล้าละมุน SPC270 164
ภาคผนวก ข การจำลองขึ้นรูปชิ้นส่วนถังน้ำมันขนาดใหญ่ด้วยระเบียบ
วิธีไฟไนต์เอลิเมนต์ บนโปรแกรมเชิงพานิช J-STAMP® 168
ภาคผนวก ค ชิ้นทดสอบขึ้นรูปเพื่อสร้างเส้นโค้ง FFLC 174
ภาคผนวก ง ขั้นตอนการสร้างแม่พิมพ์ขึ้นรูปถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่
ด้วยแรงดันของเหลว 177
ภาคผนวก จ ผลงานทางวิชาการ 182
ประวัติผู้เขียน 226

พระจอมเกล้าพระนครเหนือ มหาวิทยาลัยเทคโนโลยี

สารบัญตาราง

หน้า

ตารางที่ 2-1 ส่วนผสมทางเคมีของเหล็กกล้าละมุนตามมาตรฐาน ASTM 9
ตารางที่ 2-2 ขนาดมาตรฐานชิ้นทดสอบแรงดึง ASTM E8 14
ตารางที่ 3-1 สมบัติทางกลของเหล็กกล้า SPC270 ความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตร 56
ตารางที่ 3-2 ค่าคงที่เฉพาะวัสดุ Y-U model ของเหล็กกล้า SPC270 ความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตร 59
ตารางที่ 3-3 ค่าคงตัวเฉพาะวัสดุของสมการการทำให้แข็งด้วยความเครียดของเหล็กกล้าละมุน SPC270 ความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตร 61
ตารางที่ 3-4 ค่าคงตัวเฉพาะเหล็กกล้า SPC270 ของเกณฑ์การคราก Hill'48 65
ตารางที่ 3-5 ค่าคงตัวเฉพาะเหล็กกล้า SPC270 ของเกณฑ์การคราก Yld2000-2d 65
ตารางที่ 3-6 ค่าคงตัวเฉพาะเหล็กกล้า SPC270 ของเกณฑ์การคราก Yoshida2013 65
ตารางที่ 3-7 สัญลักษณ์ย่อของแบบจำลองด้านวัสดุของการขึ้นรูปถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ด้วยเหล็กกล้าละมุน SPC270 ความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตร 74
ตารางที่ 4-1 ค่าคงตัวเฉพาะวัสดุของเกณฑ์ความเสียหาย DF2016 และ Hosford-Coulomb 112
ตารางที่ 4-2 ค่าคงตัวเฉพาะวัสดุของเกณฑ์ความเสียหาย sDF2016 และ sHC 115
ตารางที่ 5-1 ข้อสรุปผลการวิจัยและการอภิปรายผล 146
ตารางที่ 5-2 สรุปและอภิปรายผลการวิจัยเกี่ยวกับการทำนายความเสียหาย 150

สารบัญรูปภาพ

หน้า

ภาพที่ 2-1 ประเภทของการขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลว (Hydroforming) 1

ภาพที่ 2-2 แผนภาพสองมิติแสดงความแตกต่างระหว่างกระบวนการขึ้นรูปแบบดั้งเดิมและกระบวนการขึ้นรูปแผ่นด้วยแรงดันของเหลวแบบ Active และ Passive และลักษณะของการเสียดทานระหว่างผิวดายกับชิ้นทดสอบ 6

ภาพที่ 2-3 แผนภาพสองมิติแสดงกลไกการทำงานบนหลักการของ Single action forming 7

ภาพที่ 2-4 การเปรียบเทียบความสามารถในการขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลวและแรงที่ใช้ขึ้นรูป ของโลหะกลุ่มเหล็ก 8

ภาพที่ 2-5 ภาพจำลองของปัญหาแสดงถึงหลักการของระเบียบวิธีไฟไนต์เอลิเมนต์ในสองมิติ 9

ภาพที่ 2-6 ชนิดของเอลิเมนต์ในปริภูมิ 1 2 และ 3 มิติ 9

ภาพที่ 2-7 ชิ้นทดสอบแรงดึงแกนเดียวในทิศทาง 0 45 และ 90 องศาจากแนวรีดของโลหะ แผ่น มาตรฐาน ASTM E8 13

ภาพที่ 2-8 แผนผังแสดงองค์ประกอบเครื่องทดสอบอเนกประสงค์ (UTM) กับชิ้นงานทดสอบ และอุปกรณ์วัดระยะยืด Extensometer 13

ภาพที่ 2-9 รูปร่างชิ้นทดสอบแรงดึงแกนเดียวมาตรฐาน ASTM E8 14

ภาพที่ 2-10 กราฟแสดงความสัมพันธ์ของความเครียดจริงของการทดสอบกดแผ่นบาง 14

ภาพที่ 2-11 สมมติฐานของการคราก แบบ (ก) Isotropic และ (ข) Kinematics 22

ภาพที่ 2-12 สมมติฐานการแข็งตัวแบบผสม Isotropic-Kinematics 22

ภาพที่ 2-13 เส้นโค้งความเค้น-ความเครียดวิศวกรรมและสมบัติทางกลจากการทดสอบดึงแกนเดียว 24

ภาพที่ 2-14 การเปรียบเทียบกันของเส้นโค้งความเค้น-ความเครียดวิศวกรรมกับเส้นโค้งความเค้น-ความเครียดจริง 26

ภาพที่ 2-15 ผิวการครากสองชนิดภายใต้แบบจำลองของ Y-U model 30

ภาพที่ 2-16 แผนภาพขีดจำกัดการขึ้นรูปบนพื้นฐานความเครียด 33

ภาพที่ 2-17 ลักษณะของวงกลมความเครียดเริ่มต้นและเปลี่ยนรูปไปในแต่ละสภาวะความเค้นที่เกิดขึ้นในงานขึ้นรูปโลหะแผ่นและหลักการวัดเส้นผ่าศูนย์กลางแกนหลักและแกนรอง 33

สารบัญรูปภาพ (ต่อ)

หน้า

ภาพที่ 2-18 ภาพฉายสองมิติของชุดแม่พิมพ์ทดสอบขึ้นรูปโดมครึ่งทรงกลม Nakajima 35
ภาพที่ 2-19 ชิ้นทดสอบ Nakajima สำหรับพั้นช์ที่มีขนาดเส้นผ่าศูนย์กลาง 100 มิลลิเมตร..... 35
ภาพที่ 2-20 ภาพฉายสองมิติของชิ้นทดสอบบากขอบรูปผีเสื้อสำหรับสร้างเส้นโค้ง FFLC 36
ภาพที่ 2-21 ถาพฉายสองมิติของชิ้นทดสอบบากขอบ (ก) Centered Hole
(ข) Notched-R20 (ค) Notched-R10 (ง) Notched-R5 37
ภาพที่ 2-22 แผนภาพความเสียหายสองมิติและการประเมินความเสียหาย..... 38
ภาพที่ 2-23 สมมติฐานกลไกการเกิดความเสียหายระดับอนุภาคของ Lou
และคณะ แสดงให้เห็นถึงวิวัฒนาการของโพรงช่องว่างภายในและ
การรวมตัวที่แตกต่างกันระหว่าง (ก) การรวมแบบจำลองร่วมศูนย์
(void ligament) และ (ข) การเฉือนขาด..... 40
ภาพที่ 2-24 พื้นผิวโลคัสความเสียหายในระบบพิกัดสามมิติและเส้นรอยตัด
ของความเค้นในระราบ..... 43
ภาพที่ 3-1 แผนภาพแสดงขั้นตอนในการดำเนินงานวิจัย..... 52
ภาพที่ 3-2 (ก) ขนาด รูปร่างของชิ้นทดสอบตามมาตรฐาน ASTM E8
ขนาดความกว้าง 12.5 มิลลิเมตร และ (ข) เส้นโค้งความเค้น-ความเครียด
วิศวกรรมที่ได้จาการทดสอบ ดึงแกนเดียวเปรียบเทียบกันในแนว RD DD
และ TD ของเหล็กกล้า SPC270 ความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตร..... 53
ภาพที่ 3-3 สัมประสิทธิ์แอนไฮโซทรอปิกหรือค่า r-value ตลอดการทดสอบเปรียบเทียบกัน
ระหว่าง RD DD และ TD ของเหล็กกล้า SPC270 ความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตร.... 54
ภาพที่ 3-4 การทดสอบกดแผ่นบางแสดงโดย (ก) ชุดทดสอบพั้นช์เรียบ
(ข) ชิ้นทดสอบก่อนและ หลังการทดสอบ (ค) ความสัมพันธ์ของความเครียดจริง
ในแนวรีดและแนวขวางรีด ในแต่ละชิ้นทดสอบที่รับภาระต่างกันของเหล็กกล้า
SPC270 ความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตร 55
ภาพที่ 3-5 ขั้นตอนการคำนวณหาค่าคงที่เฉพาะวัสดุของ Y-U model ในโปรแกรม
MatPara® เปรียบเทียบกันระหว่าง (ก) การใช้ข้อมูลการทดลองรับภาระแบบสลับ
และ (ข) ข้อมูลการทดสอบด้วยการดึงแกนเดียว..... 57

สารบัญรูปภาพ (ต่อ)

หน้า

ภาพที่ 3-6 การเปรียบเทียบของเส้นโค้งความเค้นไหลแบบวัฏจักรที่ทำนายโดย Y-U model ด้วย (ก) ผลการทดสอบรับภาระแบบสลับดึงและกด (Tension-Compression Loading) (ข) ผลการทดสอบรับภาระแบบดึงแกนเดียว (Uniaxial Tension Loading) ของเหล็กกล้าละมุน JAC270 ซึ่งอยู่ในฐานข้อมูลของโปรแกรม MatPara® และ (ค) การเปรียบเทียบกันของเส้นโค้งความเค้นไหลที่ได้จากการทดสอบที่แตกต่างกัน สองวิธีจากการทำนายโดยใช้ MatPara....58

ภาพที่ 3-7 เส้นโค้งความเค้นไหลแบบวัฏจักรที่ทำนายโดย Y-U model ร่วมกับการใช้เส้นโค้งความเค้นไหลที่ได้จากการทดสอบดึงแกนเดียวของชิ้นทดสอบ ASTM E8 ในแนว RD ของเหล็กกล้า SPC270 ความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตร....59

ภาพที่ 3-8 เส้นโค้งความเค้นไหลในแนว RD DD และ TD ที่ได้จาการทดสอบดึงแกนเดียวของเหล็กกล้าละมุน SPC270 ความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตร....60

ภาพที่ 3-9 เส้นโค้งความเค้นไหล (ก) ทำนายโดยสมการการทำให้แข็งด้วยความเครียดเชิงเดี่ยวและแบบผสมและ (ข) ค่ารากที่สองของความเบี่ยงเบนกำลังสองเฉลี่ย Root Mean Square Error ในแต่ละสมการ....62

ภาพที่ 3-10 ความเบี่ยงเบนจากข้อมูลการทดสอบของความเค้นไหล (ก) ในบริเวณช่วงปลายของข้อมูลในแต่ละสมการและ (ข) ค่าความคลาดเคลื่อนสัมบูรณ์แสดงให้เห็นถึงความใกล้เคียงของค่าที่ได้จากการทดสอบ....62

ภาพที่ 3-11 โลคัสการครากของเหล็กกล้าละมุน SPC270 ซึ่งทำนายโดยเกณฑ์การครากที่แตกต่างกันเปรียบเทียบกันระหว่างค่าความเค้นครากที่ได้จากการทดสอบ....64

ภาพที่ 3-12 การเปรียบเทียบความแม่นยำของการทำนาย (ก) ค่าสัมประสิทธิ์แอนไอโซทรอปีและ (ข) อัตราส่วนความเค้นครากของแต่ละเกณฑ์การครากกับข้อมูลที่ได้จากการทดสอบ (Normalized yield stress)....64

ภาพที่ 3-13 รูปร่าง รูปทรงสามมิติของชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่....66

ภาพที่ 3-14 ภาพฉายสองมิติแสดงชุดแม่พิมพ์ขึ้นรูปถังน้ำมันขนาดใหญ่ด้วยแรงดันของเหลวภายใต้การออกแบบอัดแรงดันแบบ Sigle Action Press Sheet Hydroforming...66

สารบัญรูปภาพ (ต่อ)

หน้า

ภาพที่ 3-15 การติด (ก) ตั้งชุดแม่พิมพ์ขึ้นรูปบน (ข) เครื่องต้นกำกลังแบบ Single Action ที่ใช้อยู่ในโรงงานอุตสาหกรรม และ (ค) การเติมน้ำมันขึ้นรูปลงในแม่พิมพ์สำหรับขึ้นรูป 67
ภาพที่ 3-16 ขั้นตอน (ก) การติดตั้งโลหะแผ่งลงแม่พิมพ์ (ข) ประกบชุดแม่พิมพ์บนและล่างเข้าด้วยกันเพื่อใช้เป็นแรงหนีบ และ (ค) การควบคุมระยะเคลื่อนของชุดแม่พิมพ์ที่ทำให้เกิดแรงดันในของเหลว 68
ภาพที่ 3-17 แรงดันของไหลตลอดการทดสอบขึ้นรูป (ก) ในการทดสอบครั้งแรกจนชิ้นงาน เกิดความเสียหาย (ข) ในการทดสอบครั้งถัดไปที่ไม่เกิดความเสียหายกับชิ้นงานขึ้นรูป 69
ภาพที่ 3-18 ขั้นตอนการเปิดชุดแม่พิมพ์ออก (ก) โดยการเคลื่อนชุดแม่พิมพ์บนขึ้นเพื่อให้สามารถ นำชิ้นงาน (ข) ที่เปื้อนน้ำมันออกมาเช็ดทำความสะอาดได้ 70
ภาพที่ 3-19 การวัดความหนาชิ้นทดสอบขึ้นรูป (ก) ในบริเวณ 22 จุดควบคุมคุณภาพ 71
ภาพที่ 3-20 เครื่องมือวัดความหนา Ultrasonic thickness gauge 71
ภาพที่ 3-21 ชิ้นงานขึ้นรูปสำเร็จและเสียหาย 71
ภาพที่ 3-22 แบบจำลองชุดแม่พิมพ์ขึ้นรูปถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ 72
ภาพที่ 3-23 กราฟแรงดันของน้ำมันขึ้นรูปในการขึ้นรูปถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ 73
ภาพที่ 3-24 ตัวอย่างของเฉดสีแสดงถึงการกระจายตัวของความหนาแผ่นหลังขึ้นรูป 75
ภาพที่ 3-25 การทดลองหาขนาดเอลิเมนต์ที่เหมาะสม Mesh sensitivity ของการจำลองขึ้นรูป ถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ด้วยขนาดเอลิเมนต์สี่เหลี่ยมจัตุรัสเริ่มต้นที่ (ก) 5 mm (ข) 4 mm (ค) 3 mm (ง) 2 mm (จ) 1.5 mm (ฉ) 1.0 mm และ (ช) แสดงผลเปรียบเทียบของเปอร์เซนของการลดความหนา 76
ภาพที่ 3-26 ชิ้นทดสอบขึ้นรูปโดมครึ่งทรงกลม Nakajima แสดงโดย (ก) ภาพฉายสองมิติและขนาดกำหนด (ข) ชิ้นงานจริงที่เตรียมด้วยกระบวนการ wire cutting 77
ภาพที่ 3-27 เครื่องเลเซอร์โลหะและรอยตารางสี่เหลี่ยมจัตุรัสเริ่มต้นขนาด 2 มิลลิเมตร 77
ภาพที่ 3-28 เครื่องทดสอบอเนกประประสงค์ (Universal Testing Machine) ขนาดกำลังสูงสุด 2000 kN ที่มีชุดแม่พิมพ์ขนาดเส้นผ่าศูนย์กลางพั้นช์ 100 มิลลิเมตร 78

สารบัญรูปภาพ (ต่อ)

หน้า

ภาพที่ 3-29 ชิ้นทดสอบ Nakajima และรอยฉีกขาดเสียหายบริเวณปลายโดม 78
ภาพที่ 3-30 การวัดความเครียดบนผิวชิ้นทดสอบ Nakajima ด้วยหลักการ AutoGrid 79
ภาพที่ 3-31 ขั้นตอนการทดสอบดึงแกนเดียวของชิ้นทดสอบบากขอบแสดงด้วย 79
ภาพที่ 3-32 กล้องจุลทรรศน์กำลังขยาย 100x สำหรับถ่ายภาพผิวชิ้นทดสอบ 80
ภาพที่ 3-33 เส้นแนวรอยเสียหายและบริเวณวัดความเครียดของ
(ก) ชิ้นทดสอบดึงบากขอบ และ(ข) บริเวณสำหรับวัดความเครียด..... 80
ภาพที่ 3-34 ภาพถ่ายผิวชิ้นทดสอบดึงบากขอบด้วยกล้องจุลทรรศน์ 80
ภาพที่ 3-35 เส้นโค้ง FFLC ของเหล็กกล้าละมุน SPC270 ความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตร
ที่ได้จากการทดสอบขึ้นรูปโดมครึ่งทรงกลมร่วมกับกาทดสอบดึงแกนเดียว
ของชิ้นทดสอบบากขอบ 81
ภาพที่ 3-36 แผนภาพแสดงขั้นตอนการสร้างแผนภาพ FLSD เชิงวิเคราะห์..... 83
ภาพที่ 3-37 ขั้นตอนการสร้างแผนภาพ FLSD เชิงทฤษฎี..... 83
ภาพที่ 3-38 ขั้นตอนการสร้างโลคัสความเสียหายด้วยเกณฑ์ความเสียหายร่วมกับการทดสอบ 85
ภาพที่ 3-39 การวัดมุมดีดตัวกลับ (Spring Back) (ก) ของชิ้นงานขึ้นรูปในบริเวณ
(ข) ปลายปีก A-A section ซึ่งมีมุมดีดกลับ (ค) α_1 และ (ง) α_2 86
ภาพที่ 4-1 การวัดความหนาบน 22 จุดควบคุมคุณภาพแสดงโดย (ก) ผลการวัดความหนา
จากการขึ้นรูปจนสำเร็จ (ข) ผลการคำนวณเปอร์เซ็นการลดความหนา (Thinning).... 88
ภาพที่ 4-2 ตัวอย่างเฉดสีแสดงความหนาแผ่นตลอดผิวชิ้นงานที่ทำนายโดยการจำลองขึ้นรูป
ภายใต้ IH-HSV hardening model และเกณฑ์การคราก (ก) Hill'48
(ข) Yld2000-2d 89
ภาพที่ 4-3 การเปรียบเทียบความหนาชิ้นงานบน 22 จุดควบคุมคุณภาพระหว่างการขึ้นรูป
จริงและการจำลองขึ้นรูปภายใต้แบบจำลองที่แตกต่างกัน-แนวรีด (ก) IH-RD
(ข) IKH-RD (ค) IH-DD (ง) IKH-DD (จ) IH-TD (ฉ) IKH-TD..... 90

สารบัญรูปภาพ (ต่อ)

หน้า

ภาพที่ 4-4 ผลการคำนวณค่ารากกำลังสองเฉลี่ยความคลาดเคลื่อน (Root Mean Square Error, RMS Error) ของความหนาบน 22 จุดควบคุมคุณภาพระหว่างค่าการทดสอบขึ้นรูปจริงและค่าที่ทำนายได้จากการจำลองขึ้นรูปภายใต้แบบจำลองที่แตกต่างกันตลอดแนว (ก) RD (ข) DD และ (ค) TD 92
ภาพที่ 4-5 การวัดและเปรียบเทียบความสูงในจุด x, y ใดๆ บนผิวชิ้นงาน 93
ภาพที่ 4-6 การทำนายและเปรียบเทียบความสูงที่เบี่ยงเบนไปของแบบจำลองที่แตกต่างกันภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบไอโซทรอปิก 94
ภาพที่ 4-7 การทำนายและเปรียบเทียบความสูงที่เบี่ยงเบนไปของแบบจำลองที่แตกต่างกันภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบผสม IKH 95
ภาพที่ 4-8 การเปรียบเทียบสัดส่วนของค่าความสูงที่เบี่ยงเบนไปจากชิ้นทดสอบของการจำลอง ขึ้นรูปภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ (ก) IH และ (ข) IKH 96
ภาพที่ 4-9 จุดวัดระยะ Draw-in 28 จุดตลอดเส้นขอบชิ้นงาน 97
ภาพที่ 4-10 การเปรียบเทียบขอบ Draw-in ที่ทำนายโดยการจำลองขึ้นรูปกับระยะขอบของชิ้นงานขึ้นรูปจริงภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ IH 98
ภาพที่ 4-11 การเปรียบเทียบขอบ Draw-in ที่ทำนายโดยการจำลองขันรูปกับระยะขอบของชิ้นงานขึ้นรูปจริงภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ IKH 99
ภาพที่ 4-12 ผลของระยะ Draw-in ทั้ง 28 จุด เปรียบเทียบกันระหว่างผลการขึ้นรูปจริง และ การจำลองขึ้นรูปภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ (ก) IH (ข) IKH 101
ภาพที่ 4-13 ผลการคำนวณความเบี่ยงเบน RMS Error ของค่าระยะ Draw-in ทั้ง 28 จุดในแต่ละแบบจำลองภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ (ก) IH (ข) IKH 102
ภาพที่ 4-14 ภาพฉายสองมิติ (ก) ด้านบน และ (ข) ด้านหน้าเพื่อกำหนดเส้นตัดในการวัดรูปร่าง 103
ภาพที่ 4-15 ผลการเปรียบเทียบรูปร่างสองมิติด้านหน้าที่เทียบกันระหว่าง (ก) การขึ้นรูปจริง กับแบบกำหนด (ข) การขึ้นรูปจริงกับการจำลองขึ้นรูป 103
ภาพที่ 4-16 มุมดีดตัวกลับ Spring-back/go บริเวณปีกชิ้นงานเปรียบเทียบกันระหว่างการทดสอบและการจำลองขึ้นรูป 104
ภาพที่ 4-17 การเปรียบเทียบมุมดีดกลับ (ก) α_1 (ข) α_2 ของการทดสอบและการจำลองขึ้นรูปบริเวณปีกชิ้นงาน 105

สารบัญรูปภาพ (ต่อ)

หน้า

ภาพที่ 4-18 การเปรียบเทียบผลค่าความคลาดเคลื่อนของมุมดีดกลับจากการจำลองขึ้นรูป.....106
ภาพที่ 4-19 ผลของการสร้างเส้นโค้ง FFLC ที่ได้จาการทดสอบขึ้นรูปโดมครึ่งทรงกลมร่วมกับ
การทดสอบดึงแกนเดียวของชิ้นทดสอบดึงบากขอบ 107
ภาพที่ 4-20 เส้นโค้ง FFLC ที่ทำนายจากเส้นโค้ง DFC-FLs ด้วยการคำนวณเชิงวิศวกรรมย้อนกลับ..108
ภาพที่ 4-21 เส้นโค้ง FFLCs ที่ได้จากการคำนวนย้อนกลับเปรียบเทียบกัน
ระหว่างการเชื่อมต่อ เกณฑ์การครากที่แตกต่างกันและเกณฑ์ความเสียหาย
(ก) DF2016 (ข) Hosford-Coulomb 109
ภาพที่ 4-22 แผนภาพขีดจำกัดการขึ้นรูปบนพื้นฐานความเค้นที่มีเส้นโค้ง
จากการคำนวณเชิงวิเคราะห์ 110
ภาพที่ 4-23 แผนภาพขีดจำกัดการขึ้นรูปบนพื้นฐานความเค้นที่มีเส้นโค้ง
มาจากการคำนวณเชิงทฤษฎีเกณฑ์ความเสียหายแบบความเค้น
ภายใต้เส้นโค้งความเค้นไหล (ก) HSV และ (ข) HSHS.....111
ภาพที่ 4-24 ผลการคำนวณความคลาดเคลื่อน RMS Error ของความเครียดสมมูลระหว่าง
การทดสอบและการทำนายโดยเกณฑ์ความเสียหาย DF2016
และ Hosford-Coulomb.....112
ภาพที่ 4-25 โลคัสความเสียหายในสองมิติที่ทำนายโดยเกณฑ์ความเสียหาย DF2016
และ Hosford-Coulomb 113
ภาพที่ 4-26 โลคัสความเสียหายในสามมิติที่ทำนายโดยเกณฑ์ความเสียหาย DF2016
และ Hosford-Coulomb 114
ภาพที่ 4-27 ผลการคำนวณความคลาดเคลื่อน RMS Error ของความเค้นประสิทธิผล
ระหว่าง การทดสอบและการทำนายโดยเกณฑ์ความเสียหาย sDF2016 และ sHC....116
ภาพที่ 4-28 โลคัสความเสียหายในสองมิติที่ทำนายโดยเกณฑ์ความเสียหาย sDF2016 และ sHC...117
ภาพที่ 4-29 โลคัสความเสียหายในสามมิติที่ทำนายโดยเกณฑ์ความเสียหาย sDF2016 และ sHC.118

สารบัญรูปภาพ (ต่อ)

หน้า

ภาพที่ 4-30 การประเมินสภาพขึ้นรูปได้ของชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่บน FFLD ด้วยความเครียดทั่วทั้งผิวชิ้นงานที่ได้จากการจำลองขึ้นรูปภายใต้ IH และ (ก) Hill'48-HSV (ข) Hill'48-HSHS (ค) Yld2000-2d-HSV (ง) Yld2000-2d-HSHS.....120

ภาพที่ 4-31 การประเมินสภาพขึ้นรูปได้ของชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่บน FFLD ด้วยความเครียดทั่วทั้งผิวชิ้นงานที่ได้จากการจำลองขึ้นรูปภายใต้ IKH และ (ก) Hill'48-HSV (ข) Hill'48-HSHS (ค) Yld2000-2d-HSV (ง) Yld2000-2d-HSHS (จ) Yoshida2013-HSV (ฉ) Yoshida2013-HSHS.....121

ภาพที่ 4-32 การประเมินความเสียหายในชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ที่ขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลวด้วยเส้นโค้ง FFLC ที่ได้จากการทดสอบและเกณฑ์ความเสียหาย DF2016 และ HC ร่วมกับเส้นทางความเครียดที่ได้จากการจำลองขึ้นรูปภายใต้เกณฑ์การคราก (ก) Hill'48 (ข) Yld2000-2d (ค) Yoshida2013.....123

ภาพที่ 4-33 การประเมินความเสียหายการประเมินความเสียหายในชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ที่ขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลวด้วยเส้นโค้ง FFLC ที่คำนวณจากเกณฑ์ ความเสียหาย DF2016 และ HC ด้วยวิธี (ก) คำนวณย้อนกลับ (ข) เชื่อมต่อเกณฑ์ การครากแอนไอโซทรอปิก Hill'48 124

ภาพที่ 4-34 การประเมินความเสียหายการประเมินความเสียหายในชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ที่ขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลวด้วยเส้นโค้ง FFLC ที่คำนวณจากเกณฑ์ความเสียหาย DF2016 และ HC ด้วยวิธี (ก) คำนวณย้อนกลับ (ข) เชื่อมต่อเกณฑ์การครากแอนไอโซทรอปิก Yld2000-2d.....124

ภาพที่ 4-35 การประเมินความเสียหายการประเมินความเสียหายในชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ที่ขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลวด้วยเส้นโค้ง FFLC ที่คำนวณจากเกณฑ์ความเสียหาย DF2016 และ HC ด้วยวิธี (ก) คำนวณย้อนกลับ (ข) เชื่อมต่อเกณฑ์การครากแอนไอโซทรอปิก Yoshida2013.....125

สารบัญรูปภาพ (ต่อ)

หน้า

ภาพที่ 4-36 การจำแนกความเสียหายของการขึ้นรูปถังน้ำมันขึ้นรูปด้วยการกระจายตัวของความเครียดจริงหลักและรองตลอดทั้งชิ้นงานภายใต้แบบจำลอง IKH-HSHS(Yld2000-2d) และเส้นโค้ง FFLC ที่แตกต่างกัน ประกอบด้วย (ก) EXP.-FFLC (ข) DF2016-FFLC (ค) HC-FFLC (ง) DF2016(Yld2000-2d)-FFLC (จ) HC(Yld2000-2d)-FFLC.....126
ภาพที่ 4-37 การประเมินความเสียหายของชิ้นงานขึ้นรูปถังน้ำมันรถยนต์ด้วยใต้เส้นโค้ง FFLSCs...128
ภาพที่ 4-38 การประเมินความเสียหายของชิ้นงานขึ้นรูปถังน้ำมันรถยนต์ด้วยใต้เส้นโค้ง FFLSCs.129
ภาพที่ 4-39 การประเมินความเสียหายของชิ้นงานขึ้นรูปถังน้ำมันรถยนต์ด้วยใต้เส้นโค้ง FFLSCs เชิงวิเคราะห์และเส้นทางความเค้นภายใต้เกณฑ์การคราก Yoshida2013.....129
ภาพที่ 4-40 การประเมินความเสียหายของชิ้นงานขึ้นรูปถังน้ำมันรถยนต์ด้วยใต้เส้นโค้ง FFLSCs.131
ภาพที่ 4-41 การประเมินความเสียหายของชิ้นงานขึ้นรูปถังน้ำมันรถยนต์ด้วยใต้เส้นโค้ง FFLSCs.132
ภาพที่ 4-42 การประเมินความเสียหายของชิ้นงานขึ้นรูปถังน้ำมันรถยนต์ด้วยใต้เส้นโค้ง FFLSCs เชิงทฤษฎี sDF2016 และ sHC ร่วมกับเส้นทางความเค้นภายใต้เกณฑ์การคราก Yoshida2013.....132
ภาพที่ 4-43 การประเมินความเสียหายด้วยโลคัสความเสียหายด้วยเส้นทางความเค้น-ความเครียดบริเวณวิกฤตของชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ที่ขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลวซึ่งทำนายโดยการจำลองขึ้นรูปภายใต้เกณฑ์การคราก Hill'48 134
ภาพที่ 4-44 การประเมินความเสียหายด้วยโลคัสความเสียหายด้วยเส้นทางความเค้น-ความเครียดบริเวณวิกฤตของชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ที่ขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลวซึ่งทำนายโดยการจำลองขึ้นรูปภายใต้เกณฑ์การคราก Yld2000-2d 134
ภาพที่ 4-45 การประเมินความเสียหายด้วยโลคัสความเสียหายด้วยเส้นทางความเค้น-ความเครียดบริเวณวิกฤตของชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ที่ขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลวซึ่งทำนายโดยการจำลองขึ้นรูปภายใต้เกณฑ์การคราก Yoshida2013.....135

สารบัญรูปภาพ (ต่อ)

หน้า

ภาพที่ 4-46 การเปรียบเทียบความเครียดหลักสูงสุดที่จุดสุดท้ายของเส้นทางความเครียดและค่าความเครียดที่ได้จากการทำนายโดยเส้น FFLC ที่แตกต่างกันโดยใช้เส้นทางความเครียดจากการจำลองภายใต้แบบจำลอง (ก) Hill'48-HSHS (ข) Yld2000-2d 136

ภาพที่ 4-47 การเปรียบเทียบความเค้นหลักสูงสุด (Major Principal Stress) ที่จุดสุดท้ายกับ ความเค้นเสียหายที่ทำนายโดยเส้นโค้ง FFLSC ที่ตัดกับเส้นทางความเค้นที่ได้จากการจำลองขึ้นรูปภายใต้ (ก) Hill'48 (ข) Yld2000-2d 137

ภาพที่ 4-48 การเปรียบเทียบกันของความเครียดสมมูลสุดท้ายโดยเส้นทางกับความเครียดสมมูลสุดท้ายซึ่งทำนายโดยเส้นโค้ง FLs ภายใต้ผลการจำลองขึ้นรูปด้วยแบบจำลอง (ก) Hill'48 (ข) Yld2000-2d 138

ภาพที่ 4-49 การเปรียบเทียบความคลาดเคลื่อนของความเค้นหรือความเครียดสุดท้ายจากการทำนายด้วยเส้นโค้งขีดความเสียหายที่พัฒนาภายใต้เกณฑ์การคราก (ก) Hill'48 (ข) Yld2000-2d 139

บทที่ 1
บทนำ

1.1 ที่มาและความสำคัญ

การขึ้นรูปโลหะแผ่น มีการประยุกต์ใช้อย่างมากในงานขึ้นรูปชิ้นส่วนยานยนต์ ในการขึ้นรูปให้ได้ขนาด รูปร่างที่ถูกต้องสมบูรณ์ ปราศจากสิ่งบกพร่องเป็นความปารถนาที่ให้เกิดขึ้นในกับชิ้นงาน แต่ในทางปฏิบัติไม่สามารถหลีกเลี่ยงปัญหาที่เกิดขึ้นกับชิ้นงานขึ้นรูปได้ ปัญหาในงานขึ้นรูปโลหะแผ่นนั้นมีมากมายขึ้นอยู่กับปัจจัยหลายอย่าง อาทิเช่น ปัญหาอันเนื่องมาจากวัตถุดิบในการผลิต ปัญหาจากการออกแบบการผลิตที่ไม่เหมาะสม ปัญหาจากการควบคุมการผลิตที่ไม่ดี ในกระบวนการผลิตจะมีการทำงานเป็นขั้นเป็นตอน ตั้งแต่กระบวนการนำเข้าวัสดุ การออกแบบการผลิต นำไปสู่การผลิตจนเป็นผลิตภัณฑ์ ซึ่งในแต่ละกระบวนการไม่สามารถหลีกเลี่ยงปัญหาสาเหตุความผิดพลาดที่ทำให้เกิดความเสียหายได้

ในการแก้ไขปัญหาคุณภาพด้วยการพัฒนากระบวนการผลิตเป็นอีกหนึ่งวิธีที่สามารถทำได้ สำหรับการขึ้นรูปโลหะแผ่นสำหรับชิ้นส่วนยานยนต์โดยทั่วไปแล้วมักจะเป็นการขึ้นรูปด้วยชุดแม่พิมพ์ ซึ่งเป็นวิธีที่ใช้มาอย่างยาวนาน ปัญหาหรือข้อจำกัดในวิธีการขึ้นรูปนี้ คือ ไม่สามารถขึ้นรูปชิ้นงานที่เกิด undercut มากกว่าหนึ่งด้านได้ ทำให้ชิ้นงานหลายส่วนต้องผลิตแยกกันแล้วค่อยนำมาเชื่อมทีหลัง ปัญหาความเสียหายในบริเวณที่เกิดการสัมผัสกับพั้นช์ (Punch) เป็นเวลานานที่สุดหรือเรียกว่า Nose Mark หรือเรียกว่า First touch of Punch ปรากฏการณ์นี้เป็นสาเหตุทำให้บริเวณสัมผัสดังกล่าวรับความเค้นนานที่สุดซึ่งเป็นจุดที่เกิดความเครียดที่มากจึงทำให้ชิ้นงานบางลงกว่าที่ต้องการ ด้วยปัญหาสาเหตุนี้จึงมีการพัฒนากระบวนการผลิตในการขจัดปัญหาด้วยการขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลวแทนหรือที่เรียกว่า Hydro Forming

ทว่าความผิดพลาดนั้นเกิดขึ้นตั้งแต่กระบวนการต้นๆ ก็ย่อมเกิดความเสียหายอย่างมากทั้งในแง่ของคุณภาพชิ้นงานและในเชิงพาณิช การศึกษาปัจจัยที่เกี่ยวข้องในระดับต้นกระบวนการให้ถูกต้องจึงเป็นอีกวิธีที่คาดว่าจะทำให้เกิดการผลิตของที่มีคุณภาพ ลดโอกาสการเกิดของเสียและความเสียหายที่อาจเกิดขึ้นตามมาจากการใช้งานหรืออาจกล่าวได้ว่ามีโอกาสได้ชิ้นงานที่มีคุณภาพที่สูงเท่าที่จะสามารถผลิตได้

ปัจจัยต้นกระบวนการที่สำคัญในการขึ้นรูปโลหะแผ่นสำหรับถังน้ำมันยานพาหนะด้วยกระบวนการขึ้นรูปด้วยของเหลวแรงดัน (Hydro Forming) ที่จะสามารถนำมาศึกษา วิจัย คือ กระบวนการขึ้นรูปที่เหมาะสม และขีดความสามารถในการขึ้นรูปของวัสดุที่จะนำมาขึ้นรูป สองปัจจัยนี้จะสามารถนำมาศึกษาร่วมกันได้ผ่านการจำลองด้วยระเบียบวิธีเชิงตัวเลขไฟไนต์เอลิเมนต์การจำลองขึ้นรูปชิ้นงาน

ก่อนการขึ้นรูปจริงจะทำให้ทราบในเบื้องต้นว่าชิ้นงานที่ออกมาเป็นไปตามชิ้นงานที่ต้องการมากน้อยเพียงใด เมื่อได้ชิ้นงานจำลองที่พอใจแล้วจะสามารถนำไปกำหนดวิธี ลักษณะการขึ้นรูปได้โดยการกำหนดแม่พิมพ์ขึ้นรูป ทว่าเมื่อมีการเปลี่ยนวัสดุในการผลิตหรือวัสดุที่ผลิตมีความหลากหลาย หรือวัสดุมีขีดความสามารถในการขึ้นรูปที่ไม่แน่นอน การศึกษาไปถึงวัสดุที่นำมาผลิตก็จึงเป็นอีกปัจจัยที่ไม่อาจมองข้าม ด้วยเหตุนี้การหาขีดความสามารถในการขึ้นรูปได้ของวัสดุจึงเข้ามามีบทบาทในการทำนายการขึ้นรูปชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่รูปด้วย

ในการทำนายการขึ้นรูปก่อนการผลิตจริงด้วยระเบียบวิธีไฟไนต์เอลิเมนต์ (Finite Element Simulation) เป็นวิธีที่นิยมนำมาใช้เป็นอย่างมากในงานขึ้นรูปโลหะแผ่น การคาดผลการขึ้นรูปคือการจำลองการขึ้นรูปชิ้นงานที่ต้องการ ด้วยขั้นตอน เงื่อนไขต่างๆ ที่เสมือนการขึ้นรูปจริงแต่เป็นการคำนวณหาผลเฉลยเชิงตัวเลข การที่จะได้ผลแม่นยำตรงตามการขึ้นรูปชิ้นงานจริงนั้นจะต้องมีความถูกต้องทั้งในแง่ของการกำหนดปัญหาเริ่มต้น เงื่อนไขการทำงานการขึ้นรูป และสมบัติต่างๆ ที่เกี่ยวข้อง สำหรับการจำลองขึ้นรูปโลหะแผ่นนั้นได้มีการศึกษาลึกลงไปถึงพฤติกรรมต่างๆของโลหะแผ่น เช่น การศึกษาหาคุณสมบัติทางกล หรือเคมีของวัสดุ การศึกษาการเปลี่ยนรูปถาวรแบบคงรูป (Plasticity) การศึกษาพฤติกรรมการเปลี่ยนรูปไม่เท่ากันในแต่ละทิศทางการรีดหรือที่เรียกว่าพฤติกรรมแอนไอโซทรอปี (Anisotropy) พฤติกรรมการไหลตัวขณะขึ้นรูป (Flow rule) และรวมไปถึงการทำนายขอบเขตการขึ้นรูปได้หรือขอบเขตความเสียหายของวัสดุ ซึ่งการวิจัยในปัจจุบันจะเป็นการจะเป็นการมุ่งเน้นในการคิดค้นแบบจำลองที่มีความแม่นยำในการอธิบายถึงพฤติกรรมที่แท้จริงของวัสดุ เช่น การสร้างแผนภาพขีดจำกัดการขึ้นรูป (Forming Limit Diagram) บนพื้นฐานความเครียดหรือความเค้น การสร้างแผนภาพขีดความเสียหายของวัสดุที่พิจารณาในระบบสามมิติ (Fracture Locus) แบบจำลองความเสียหายของวัสดุ (Ductile Fracture Criteria; DFC)

จากปัญญาดังกล่าวมาข้างต้น การศึกษาเชิงเปรียบเทียบของการจำลองขึ้นรูปและการประเมินสภาพขึ้นรูปได้ที่มีความหลายหลายของแบบจำลองจึงเป็นประโยชน์ที่จะชี้ให้เห็นถึงการเลือกใช้แบบจำลองที่เหมาะสมในการจำลองขึ้นรูปในชิ้นงานขึ้นรูปอื่นๆ ดังนั้น งานวิจัยนี้จึงมุ่งเน้นศึกษาความแม่นยำในการทำนายเชิงเปรียบของการขึ้นรูปถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ด้วยแรงดันของเหลวด้วยเหล็กกล้าละมุน SPC270 ผ่านการจำลองขึ้นรูปที่มีแบบจำลองที่แตกต่างกัน อาทิเช่น การใช้เกณฑ์การครากไอโซทรอปิค แอนไอโซทรอปิก Hill’48 Yld2000-2d และ Yoshida2013 การใช้สมมติฐานการแข็งตัวแบบไอโซทรอปิกเปรียบเทียบกับการครากแบบผสมไอโซทรอปิกและไคเนมาติก การใช้เส้นโค้งความเค้นไหลแบบผสม Hybrid Swift-Voce (HSV) หรือ Hybrid Swift-Hocket-Sherby (HSHS) นอกจากนี้ ในการประเมินความเสียหายของชิ้นงานขึ้นรูป จะเป็นการศึกษาเปรียบเทียบความแม่นยำของแผนภาพต่างที่อยู่บนพื้นฐานความเครียด ความเค้น และความเค้น-ความเครียด ยิ่งไปกว่านั้น ในการพัฒนาเส้นโค้งความเสียหายต่างๆ ยังมีการนำเอาเกณฑ์

ความเสียหาย DFC ที่เขียนอยู่บนสมมติฐานของความเสียหายระดับจุลภาค Hosford-Coulomb (HC) และ DF2016 มาสร้างเป็นเส้นโค้งความเสียหายและเปรียบเทียบความแม่นยำในการทำนายความเสียหาย

1.2 วัตถุประสงค์

1.2.1 วิเคราะห์การเปลี่ยนรูปพลาสติกแบบแอนไอโซทรอปิกด้วยแบบจำลองพฤติกรรมของวัสดุที่แตกต่างกันและตรวจสอบความแม่นยำในการทำนายผลการจำลองกระบวนการขึ้นรูป

1.2.2 ประเมินความสามารถในการทำนายความเสียหายบนพื้นฐานความเครียด ความเค้น ด้วยเส้นโค้งขีดจำกัดความเสียหายที่พัฒนาจากการทดสอบร่วมกับการคำนวณวิเคราะห์เชิงตัวเลข และตรวจสอบการประยุกต์ใช้งานได้

1.3 ขอบเขตการวิจัย

1.3.1 การจำลองขึ้นรูปชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ด้วยระเบียบวิธีไฟไนต์เอลิเมนต์จะใช้โปรแกรมคำนวนเชิงพาณิชย์ J-STAMP เปรียบเทียบกับผลการทดสอบขึ้นรูปแผ่นโลหะด้วยแรงดันของเหลว (Hydroforming)

1.3.2 เหล็กกล้าที่ใช้ขึ้นรูปและจำลองขึ้นรูป คือ เหล็กกล้าละมุนรีดเย็น SPC270 ความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตร

1.3.3 การทดสอบเพื่อหาสมบัติทางกลและเส้นโค้งความเค้นไหลของโลหะแผ่นเป็นการทดสอบแรงดึงแบบแกนเดียว (Uniaxial Tensile Test) ของชิ้นงานทดสอบมาตรฐาน ASTM E8 ที่ 0 45 และ 90 องศาจากแนวรีด

1.3.4 เกณฑ์การครากแบบแอนไอโซทรอปิกในการจำลองการเปลี่ยนรูปที่ไม่เท่ากันในแต่ละทิศทาง ประกอบด้วย เกณฑ์การครากไอโซทรอปิก von-Mises เกณฑ์การคราแอนไอโซทรอปิก Hill'48 Yld2000-2d และ Yoshida2013

1.3.5 พฤติกรรมการเปลี่ยนรูปพลาสติก (Hardening Behavior) ของวัสดุในการจำลองขึ้นรูปโลหะด้วยแรงดันของเหลว จะตั้งอยู่บนสมมติฐานที่แตกต่างกันสองประเภท คือ การแข็งแบบจำลองไอโซทรอปิก (Isotropic Hardening ;IH) และการแข็งแบบจำลองผสมระหว่างไอโซทรอปิกและคินิมาติก (Combined Isotropic-Kinematic Hardening ;IKH)

1.3.6 เส้นโค้งความเค้นไหลภายใต้สมมติฐานการทำให้แข็งด้วยความเครียด (Strain Hardening) ที่ใช้ในการคำนวณการเปลี่ยนรูปเชิงพลาสติกจะเป็นสมการแบบผสม Hybrid Swift-Voce; HSV และ Hybrid Swift-Hockett-Sherby; HSHS

1.3.7 การทำนายพฤติกรรมการดีดตัวกลับ (Spring-back) ร่วมกับผลกระทบจากปรากฏการณ์เบาชิงเกอร์ (Bauschinger Effect) ถูกอธิบายผ่านแบบจำลองการแข็งแบบจำลองคินิมาติกของ Yoshida-Uemori; Y-U model

1.3.8 เส้นโค้งความเสียหาย (Fracture Locus) ที่อยู่ในปริภูมิต่างๆ จะเป็นเส้นโค้งที่พัฒนาสร้างบนพื้นฐานความเสียหายสุดท้าย (Fracture state) ที่ได้จากการทดสอบร่วมกับการคำนวณเชิงทฤษฎีพลาสติก (Plasticity Theory)

1.3.9 เกณฑ์ความเสียหาย (Ductile fracture criteria; DFCs) ที่ใช้ในการสร้างเส้นโลคัสความเสียหายประกอบด้วย เกณฑ์ความเสียหาย Hosford-Coulomb และเกณฑ์ความเสียหาย DF2016 ที่อยู่ในปริภูมิ $\left(\bar{\varepsilon},\eta,\bar{\theta}\right)$ และปริภูมิ $\left(\bar{\sigma},\eta,\bar{\theta}\right)$

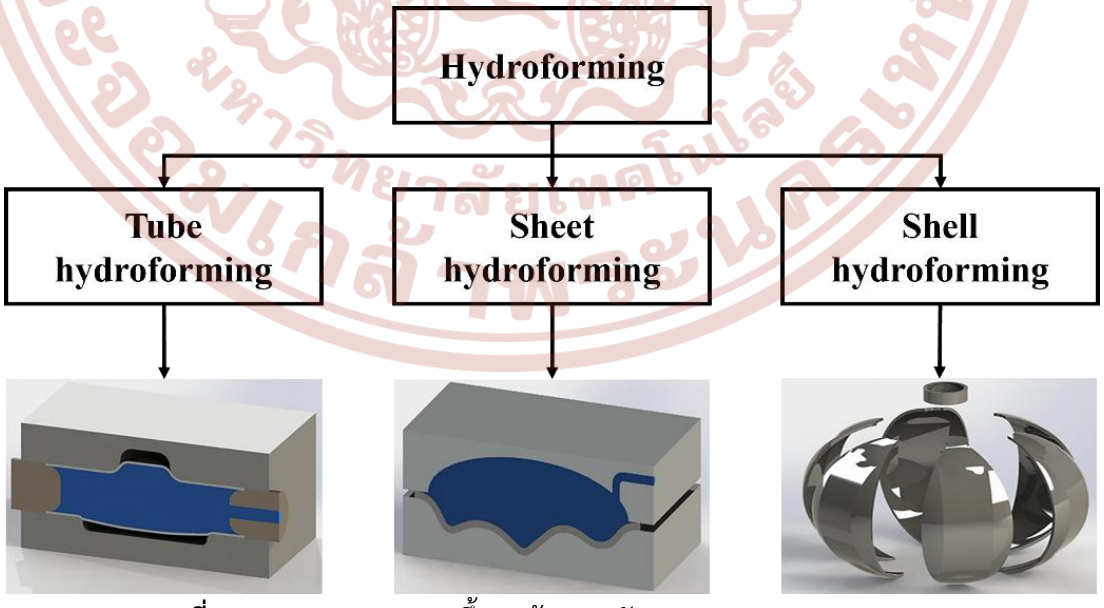
1.4 ประโยชน์ที่ตาดว่าจะได้รับ

งานวิจัยนี้เป็นการประยุกต์ใช้เทคโนโลยีการจำลองขึ้นรูปด้วยระเบียบวิธีไฟไนต์เอลิเมนต์โดยมีแบบจำลองที่แตกต่างกัน การพัฒนาแบบจำลองดังกล่าวนั้นย่อมนำมาซึ่งความแม่นยำที่แตกต่างกันของผลเฉลยที่ได้ ด้วยความแตกต่างดังกล่าวนี้จะชี้ให้เห็นถึงความสำคัญของการสร้างแบบจำลองที่พิจารณาถึงพฤติกรรมที่แท้จริงของวัสดุที่นำมาศึกษา นอกจากนี้การประเมินความเสียหายด้วยแผนภาพปริภูมิที่แตกต่างกัน หรือแผนภาพเดียวกันแต่มีเส้นโค้งขีดจำกัดที่แตกต่างกันก็จะชี้ให้เห็นถึงความเหมาะสมในแต่ละแผนภาพต่อการนำไปประยุกต์ใช้งานจริงในภาคอุตสาหกรรม โดยสรุปแล้ว การพัฒนาแบบจำลองนี้จะสามารถเป็นบรรทัดฐานให้กับการศึกษาขึ้นรูปชิ้นงานในภาคอุตสาหกรรมที่ต้องการความแม่นยำสูงก่อนที่จะมีการผลิตจริง ซึ่งจะเป็นส่วนสำคัญที่จะช่วยลดขั้นตอนการพัฒนาสร้างชุดแม่พิมพ์และจะส่งผลให้ลดระยะเวลาการผลิต

บทที่ 2
ทฤษฎี และงานวิจัยที่เกี่ยวข้อง

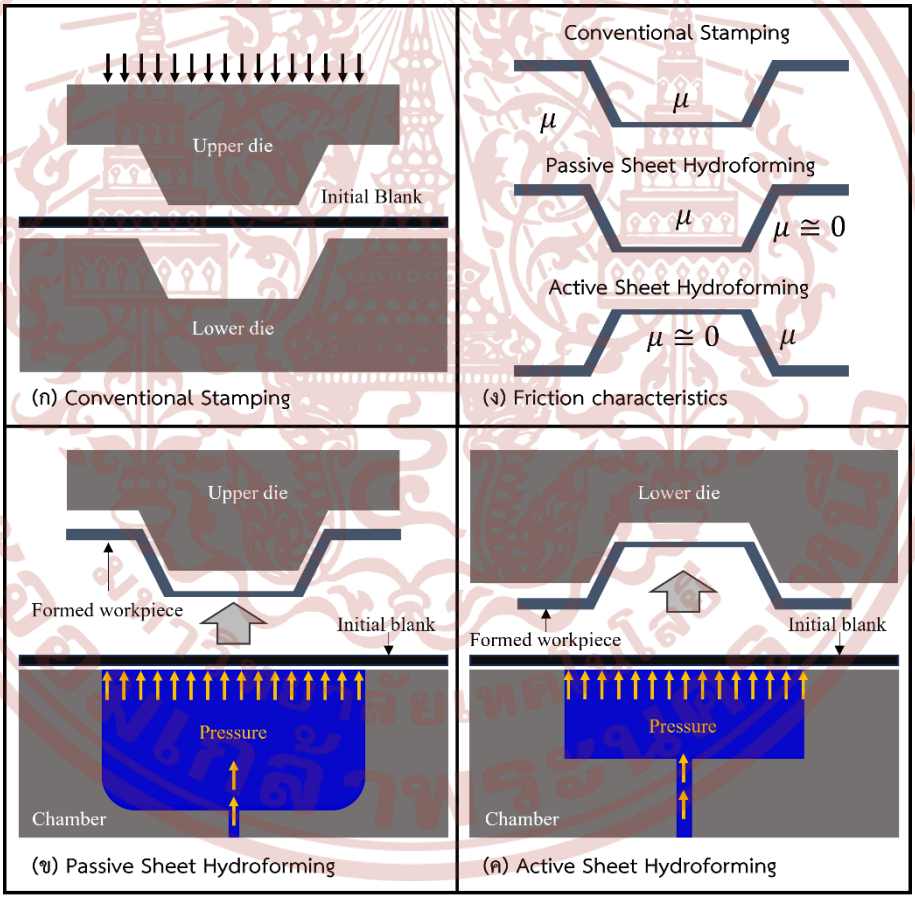
2.1 หลักการขึ้นรูปของโละหะแผ่นด้วยแรงดันของเหลว

การขึ้นรูปด้วยแรงดันของไหล (Hydroforming) เป็นการให้แรงดันกับของไหลไปดันชิ้นงานให้ติดกับผิวแม่พิมพ์ให้เกิดเป็นรูปร่างรูปทรงที่ต้องการ ข้อดีของกระบวนการผลิตนี้คือ แรงดันของไหลที่เพิ่มขึ้นจะเป็นแรงดันแบบสม่ำเสมอ (Hydro Statics Pressure) ซึ่งส่งผลให้แรงที่เกิดขึ้นกับชิ้นงานขึ้นรูปมีความสม่ำเสมอทั่วทั้งผิวชิ้นงาน ด้วยข้อดีดังกล่าว กระบวนการนี้จึงเป็นที่นิยมนำมาใช้ในการขึ้นรูปชิ้นงานที่มีรูปร่างรูปทรงที่ซับซ้อน นอกจากนี้ ลักษณะของการกระจายตัวของแรงดันที่คงที่นี้ยังส่งผลให้ความสามารถในการเปลี่ยนรูปของวัสดุเดียวกันมีมากกว่ากระบวนการขึ้นรูปทั่วไป (Conventional Stamping) ในขณะเดียวกันนี้ กระบวนการนี้มักจะนำไปขึ้นรูปชิ้นงานที่มีการเปลี่ยนรูปมากๆ ด้วยเช่นกัน ทว่าการขึ้นรูปแรงดันของเหลวนี้มีหลากหลายลักษณะซึ่งสามารถแบ่งออกเป็น 3 ลักษณะ คือ การขึ้นรูปท่อด้วยแรงดันของเหลว (Tube Hydroforming) การขึ้นรูปแผ่นด้วยแรงดันของเหลว (Sheet Hydroforming) และการขึ้นรูปแผ่นเปลือกด้วยแรงดันของเหลว (Shell Hydroforming) ดังแสดงในภาพที่ 2-1 ซึ่งสามลักษณะนี้ก็จะมีลักษณะการทำงานที่แตกต่างเฉพาะตัวและมีการประยุกต์ใช้งานที่แตกต่างกันออกไป [1]



ภาพที่ 2-1 ประเภทของการขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลว **(Hydroforming)**

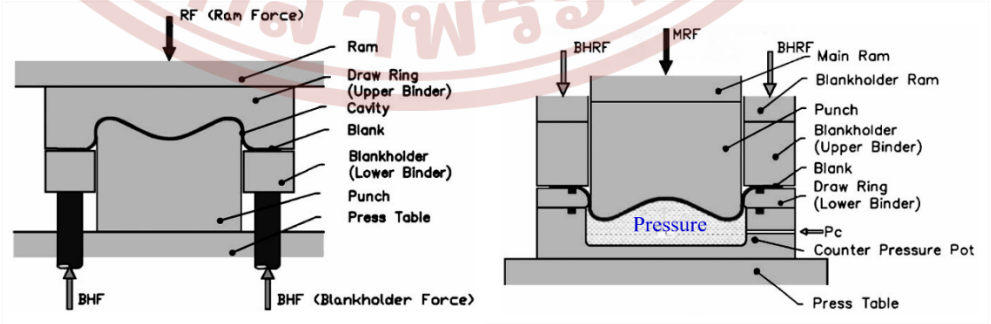
สำหรับกระบวนการ Sheet Hydroforming เป็นกระบวนการที่นำมาทดแทนกระบวนการขึ้นรูปแบบดั้งเดิม ในกระบวนการขึ้นรูปดั้งเดิมนั้นดายจะมีสองผิวซึ่งสัมผัสอยู่กับชิ้นงานทั้งสองด้าน ดังแสดงในภาพที่ 2-2 (ก) สำหรับกระบวนการ Sheet Hydroforming จะมีแค่ด้านใดด้านหนึ่งที่สัมผัสกับผิวดาย ในขณะเดียวกันนี้ อีกด้านจะสัมผัสกับแรงดันของเหลวซึ่งจะถือว่ามีการเสียดทานน้อยที่สุด การสัมผัสของผิวดายในแต่ละด้านนั้นจะมีการเรียกชื่อที่แตกต่างกัน คือ Passive Hydroforming และ Active Hydroforming [6] ดังแสดงในภาพที่ 2-2 (ข) และ (ค) ตามลำดับและจะมีลักษณะผิวสัมผัสดังแสดงในภาพที่ 2-2 (ง) ที่กำหนดให้ ทั้งนี้การเลือกใช้ลักษณะที่ต่างกันนั้นมีปัจจัยด้านรูปร่างรูปทรงของชิ้นงานขึ้นรูปมาเกี่ยวข้อง ตัวอย่างเช่น ชิ้นงานที่มีโค้งเว้าเข้าอาจไม่เหมาะกับ Passive เป็นต้น



ภาพที่ 2-2 แผนภาพสองมิติแสดงความแตกต่างระหว่างกระบวนการขึ้นรูปแบบดั้งเดิมและกระบวนการขึ้นรูปแผ่นด้วยแรงดันของเหลวแบบ Active และ Passive และลักษณะของการเสียดทานระหว่างผิวดายกับชิ้นทดสอบ

ด้านการออกแบบกลไกการขึ้นรูป Sheet Hydroforming นั้นก็จะมีลักษณะที่คล้ายคลึงกับการขึ้นรูปแบบดั้งเดิม กล่าวคือ จะต้องมีการขึงตึงแผ่นด้วยแรงเหยียบ Blank holder (BHF) และมีระยะการกดลง (Ram) เพื่อขึ้นรูปดังแสดงในภาพที่ 2-3 สำหรับกระบวนการขึ้นรูปดั้งเดิมชุด Ram มักจะติดกับดายและเคลื่อนลงมาหาพั้นช์หรือผิวดายตัวล่างเพื่อขึ้นรูปดังแสดงในภาพที่ 2-3 (ก) สำหรับกระบวนการ Sheet Hydroforming แบบ Passive ชุด Ram จะเป็นผิวดายที่สัมผัสกับแผ่นชิ้นงาน (Blank) และทำหน้าที่กดลงในอ่างของไหลในลักษณะเป็นระบบปิดของมวล เมื่อพื้นที่ของของไหลลดลง ของไหลจะมีแรงดันที่เพิ่มขึ้น แรงดันของเหลวดังกล่าวจะทำหน้าที่เป็นแรงในการขึ้นรูปโลหะแผ่นดังแสดงในภาพที่ 2-3 (ข) ลักษณะการขึ้นรูปดังกล่าวมักจะเรียกว่า การขึ้นรูปจังหวะเดียว (Single Action Forming)

ข้อดีของกลไกการขึ้นรูปแบบ Single action forming คือ เป็นการขึ้นรูปขั้นตอนเดียว เหมาะกับชิ้นงานที่มีรูปร่างไม่ซับซ้อนมาก องค์ประกอบของชุดแม่พิมพ์มีความซับซ้อนน้อย ค่าใช้จ่ายด้านการลงทุนสร้างแม่พิมพ์น้อย นอกจากนี้การขึ้นรูปในลักษณะนี้มีความรวดเร็วอันเนื่องจากไม่ต้องขึ้นรูปหลายขั้นตอนและติดตั้งชุดแม่พิมพ์ที่ใช้เวลานาน สำหรับ Sheet Hydroforming การนำกลไกนี้ไปประยุกต์ใช้จะมีข้อดีเช่นเดียวกับการขึ้นรูปแบบดั้งเดิมทุกประการ นอกจากนี้ลักษณะของการกดลงในอ่างของไหลเพื่อเพิ่มแรงดันยังช่วยให้จัดการกับของไหลได้ดี กล่าวคือ ไม่ต้องติดตั้งระบบอัดแรงดันของไหลเพิ่ม ในทางตรงกันข้าม กลไกนี้อาจไม่เหมาะกับชิ้นงานที่ใช้แรงดันมากๆ เช่น การขึ้นรูปชิ้นงานที่ผลิตด้วยเหล็กกล้าแข็งแรงสูงพิเศษ การใช้แรงดันแบบ Single action อาจควบคุมให้แรงดันเปลี่ยนสภาพวัสดุให้เกิดการเปลี่ยนรูปถาวรได้ไม่ดี เมื่อวัสดุมีการเปลี่ยนแปลง แรงดันที่ใช้ขึ้นรูปนั้นก็จะเปลี่ยนตามไปด้วย ดังนั้น การกดต่างๆ จะต้องมีการออกแบบใหม่หรือปรับปรุงใหม่ทุกครั้ง แต่สำหรับวัสดุที่มีคุณสมบัติความแข็งแรงที่ไม่มาก กระบวนการและกลไกนี้ก็สามารถทำได้ง่าย อย่างไรก็ดีในกรณีที่แรงดันนั้นมีค่าสูงมากก็จะส่งผลให้ชิ้นงานขึ้นรูปเสียหายได้ ในการออกแบบอาจจะตองมีระบบควบคุมแรงดันของไหลด้วย

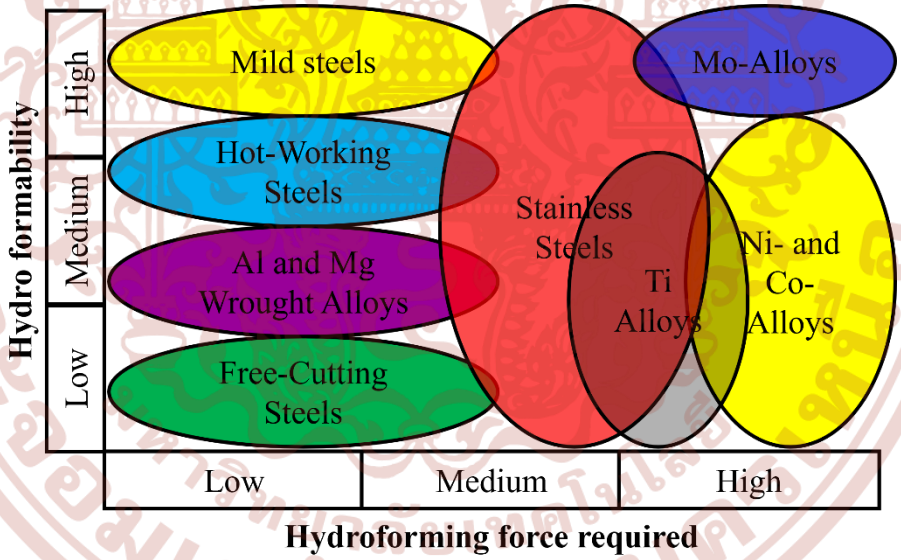


(ก) Conventional Stamping (ข) Passive Sheet Hydroforming

ภาพที่ 2-3 แผนภาพสองมิติแสดงกลไกการทำงานบนหลักการของ Single action forming

2.2 เหล็กกล้าละมุนชนิดแผ่น

เมื่อกล่าวถึงวัสดุกลุ่มเหล็กที่นำมาใช้ในการขึ้นรูปชิ้นส่วนยานยนต์นั้น ปัจจุบันมีอยู่หลากหลายกลุ่มแตกต่างกันไปตามวัตถุประสงค์ต่าง ๆ ในการผลิตวัตถุดิบ โดยทั่วไปแล้วมักจะผลิตให้มีความแข็งแรงที่ดีขึ้น มีสมบัติการยืดตัวที่ดี มีสภาพการต้านการล้าตัวที่ดี คุณสมบัติดังกล่าวนั้นมักจะใช้วิธีการทางความร้อนหรือกรรมวิธีทางเคมี เช่น การชุบแข็ง การเติมธาตุเจือ เป็นต้น ทว่าเล็กบางกลุ่มนั้นมีความแข็งแรงสูงแต่ในขณะเดียวกันนี้ก็มีความสามารถในการขึ้นรูปที่น้อย เช่น เหล็กกล้าผสม Mo ดังแสดงในภาพที่ 2-4 เป็นต้น หรือในบางกลุ่มจะมีทั้งความแข็งแรงและการยืดตัวที่ดี เช่น เหล็กกล้าไร้สนิม สำหรับเหล็กกล้าที่มีความสามารถในการยืดตัวหรือขึ้นรูปดีและมีความแข็งแรงน้อย เช่น เหล็กกล้าละมุน (Mild Steel) จะนิยมนำมาใช้ในการขึ้นรูปชิ้นส่วนที่มีการเปลี่ยนรูปมากๆ ไม่เน้นความแข็งแรงของชิ้นส่วน ด้วยสมบัติของความแข็งแรงที่น้อยนี้จะส่งผลให้แรงที่ใช้ในการขึ้นรูปน้อยตาม ซึ่งเป็นข้อดีที่สอดคล้องกับการขึ้นรูป Sheet Hydroforming ด้วยกลไก Single Action



ภาพที่ 2-4 การเปรียบเทียบความสามารถในการขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลวและแรงที่ใช้ขึ้นรูปของโลหะกลุ่มเหล็ก

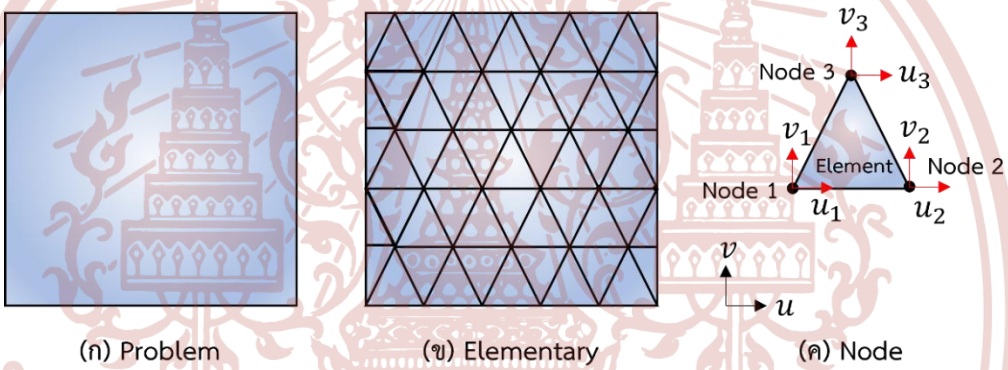
สำหรับเหล็กกล้าละมุนนั้นมีอยู่หลากหลายเกรด ในงานวิจัยนี้ เหล็กกล้าที่นำมาผลิตเป็นถังน้ำมันฯ คือ เหล็กกล้าละมุน SPC270 หรือ SPC-EN หรือมีชื่อเรียกตามมาตรฐาน ASTM คือ ASTM-A1008 เหล็กกล้าชนิดนี้เป็นเหล็กกล้าคาร์บอนผสมต่ำ (Low alloys) มีคุณสมบัติด้านการขึ้นรูปที่สูง โดยทั่วไปแล้ว จะมีส่วนผสมทางเคมีซึ่งประกอบด้วย คาร์บอน 0.1% แมงกานีส 0.3%-0.5% โพแทสเซียม 0.04% ซิลิกอน 0.05% Wt. ดังแสดงในตารางที่ 2-1 [8]

ตารางที่ 2-1 ส่วนผสมทางเคมีของเหล็กกล้าละมุนตามมาตรฐาน ASTM

C	Mn	P	S	Fe
0.1	0.3-0.5	0.04	0.05	Balanced

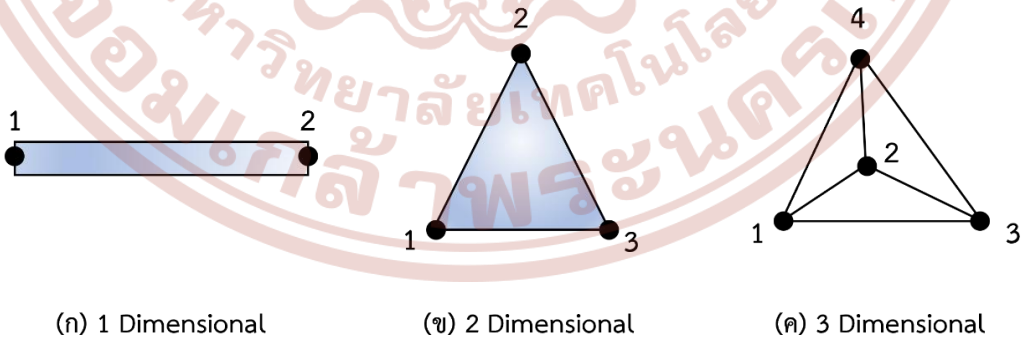
2.3 หลักการของการจำลองขึ้นรูปด้วยระเบียบวิธีไฟไนต์เอลิเมนต์

หลักการของระเบียบวิธีไฟนไนต์เอลิเมนต์ (Finite Element Method) คือ การหาผลเฉลยแบบประมาณเชิงตัวเลข (Numerical) ปัญหาจะถูกแบ่งย่อยเป็นเอลิเมนต์ต่างๆ (Elements) ซึ่งในแต่ละเอลิเมนต์จะมีโหนด (Node) และแต่ละเอลิเมนต์จะเชื่อมต่อกันด้วยโหนด และในแต่ละโหนดจะถูกกำหนดให้มีผลเฉลยต่างๆ เพื่อแก้ระบบสมการหาผลเฉลยดังแสดงใน**ภาพที่ 2-5** ต่อไปนี้



ภาพที่ 2-5 ภาพจำลองของปัญหาแสดงถึงหลักการของระเบียบวิธีไฟไนต์เอลิเมนต์ในสองมิติ

ในปัญหาวิศวกรรมจะสามารถแบ่งแยกออกเป็นเอลิเมนต์ในปริภูมิ 1 2 และ 3 มิติดังแสดงในภาพที่ 2-6 (ก) (ข) และ (ค) ตามลำดับ



ภาพที่ 2-6 ชนิดของเอลิเมนต์ในปริภูมิ 1 2 และ 3 มิติ

การจำลองการขึ้นรูปโลหะแผ่นด้วยระเบียบวิธีไฟไนต์เอลิเมนต์ (Sheet Metal Forming Finite Element Simulation) เป็นการเลียนแบบการขึ้นรูปชิ้นงานจริงด้วยหลักการของผลเฉลยเชิงตัวเลข หรืออาจเรียกว่า การวิเคราะห์ทางไฟไนต์เอลิเมนต์ [9-10]

การวิเคราะห์ทางไฟไนต์เอลิเมนต์ (Finite Element Analysis, FEA) หมายถึง กระบวนการในการหาผลเฉลยโดยประมาณ (Approximate Solution) ของปัญหา โดยใช้ระเบียบวิธีเชิงตัวเลข ซึ่งมักจะถูกใช้อย่างแพร่หลายในงานด้านวิศวกรรม เนื่องจากปัญหาส่วนใหญ่มีความยุ่งยากซับซ้อนจนไม่เหมาะสมต่อการแก้ปัญหาด้วยวิธีการวิเคราะห์โดยตรง การประยุกต์ใช้ระเบียบวิธีไฟไนต์เอลิเมนต์ในงานวิศวกรรมมีทั้งใช้ในการวิเคราะห์โครงสร้าง การวิเคราะห์การถ่ายเทความร้อน และการวิเคราะห์กลศาสตร์ของไหล เป็นต้น ซึ่งในปัจจุบันมีซอฟต์แวร์สำหรับการวิเคราะห์ด้านวิศวกรรมมากมาย เช่น MSC Patran/Nastran, MSC Marc, Ansys Finite Element เป็นต้น อีกทั้งยังมีการพัฒนาซอฟท์แวร์ที่เฉพาะเจาะจงในอุตสาหกรรมการผลิตต่าง ๆ เพื่อมีความเฉพาะเจาะจงและง่ายต่อการใช้งานในด้านนั้น ๆ สำหรับในด้านการขึ้นรูปโลหะแผ่น ยกตัวอย่างเช่น JSTAMP, HyperForm, AutoForm เป็นต้น โดยมีตัวคำนวณที่ใช้ระเบียบวิธีไฟไนต์เอลิเมนต์เป็นตัววิเคราะห์ ซึ่งขั้นตอนในการวิเคราะห์ทางไฟไนต์เอลิเมนต์สามารถแบ่งออกได้เป็น 3 ขั้นตอนหลัก ๆ ดังนี้

2.3.1 ขั้นตอนก่อนการประมวลผล (Pre-Processing) เป็นกระบวนการตระเตรียมข้อมูลที่จำเป็น ก่อนเข้าสู่ขั้นตอนการประมวลผล โดยเริ่มตั้งแต่การออกแบบรูปทรงหรือโครงสร้างที่ต้องการวิเคราะห์ แบ่งขอบเขตรูปร่างของปัญหาดังกล่าวให้เป็นส่วนย่อย ๆ (Discretization) ที่ประกอบด้วยโหนด (Node) และเอลิเมนต์ (Element) ให้เหมาะสม เลือกฟังก์ชันการประมาณภายในเอลิเมนต์ (Shape Function) สร้างสมการของแต่ละเอลิเมนต์และนำมาประกอบเข้าด้วยกันเป็นเมตริกความยืดหยุ่นรวม (Global Stiffness Matrix) และกำหนดเงื่อนไขขอบเขต (Boundary Condition) เงื่อนไขเริ่มต้น (Initial Condition) และเงื่อนไขของภาระ (Loading Condition) ตามที่ต้องการ

2.3.2 ขั้นตอนการประมวลผล (Processing) เป็นการคำนวณระบบของสมการโดยรวมที่ได้จากขั้นตอนก่อนการประมวลผล เพื่อหาผลลัพธ์ต่าง ๆ ด้วยระเบียบวิธีเชิงตัวเลข (Numerical Method) ซึ่งทำให้สามารถคำนวณผลลัพธ์บนโหนดต่าง ๆ ได้

2.3.3 ขั้นตอนหลังการประมวลผล (Post-Processing) เป็นการนำคำตอบที่ได้ในแต่ละโหนดจากขั้นตอนการประมวลผลไปแสดงผลในรูปแบบต่าง ๆ เช่น แสดงเป็นข้อมูลดิบ กราฟ หรือภาพชั้นสี (Contour) เป็นต้น

ซึ่งขั้นตอนดังกล่าวจะสามารถแบ่งยอยออกเป็น 8 ขั้นตอนดังต่อนี้ [10]

ขั้นตอนที่ 1 ขั้นตอนการแยกย่อยปัญหา (Discretization) ในขั้นตอนนี้เป็นการแบ่งปัญหาที่พิจารณาออกเป็นเอลิเมนต์ย่อยหลายๆ เอลิเมนต์เชื่อมกันด้วยโหนด นอกจากนี้ยังรวมถึงการกำหนดชนิดเอลิเมนต์ กำหนดค่าตัวแปรไม่ทราบค่าภายในโหนดที่จะหาผลเฉลย

ขั้นตอนที่ 2 ขั้นตอนการคาดคะเนผลเฉลยภายในเอลิเมนต์ (Element Interpolation) สำหรับงานวิศวกรรมขึ้นรูปในขั้นตอนนี้จะเป็นการเลือกฟังก์ชันของการเคลื่อนที่ (Displacement Function) สำหรับหาค่าผลเฉลยให้กับตัวแปรไม่ทราบค่าในโหนด

ขั้นตอนที่ 3 กำหนดปัญหาวิศวกรรม เช่นความสัมพันธ์ระหว่างความเค้น-ความเครียด ปัญหาความเครียด เป็นต้น ในขั้นตอนนี้เป็นการอธิบายความสัมพันธ์ของตัวแปรที่ใช้ในการแก้สมการหาตัวแปรไม่ทราบค่า

ขั้นตอนที่ 4 สร้างเมตริกแข็งเกร็ง (Stiffness Matrix) ของแต่ละเอลิเมนต์ เมตริกดังกล่าวจะเป็นตัวคูณอยู่กับเวกเตอร์ของตัวแปรไม่ทราบค่าและเป็นเมตริกของค่าคงที่ซึ่งมีค่าเท่ากับเวกเตอร์ของค่าขอบเขตแสดงดังสมการที่ (2-1) ในแต่ละปัญหาวิศวกรรมก็จะมีวิธีสร้างเมตริกแข็งเกร็งที่แตกต่างออกไป เช่นปัญหาความแข็งเกร็งในสภาวะสมดุลของวัตุ (Equilibrium Stiffness Method) วิธีถ่วงดุลน้ำหนักเศษตกค้าง (Residual Weighted Method) หรือวิธีของงาน-พลังงาน (Work or Energy)

$$[k]\{u\} = \{f\} \tag{2-1}$$

เมื่อ $[k]$ คือ เมตริกแข็งเกร็งของแต่ละเอลิเมนต์

$\{u\}$ คือ เวกเตอร์ของตัวแปรไม่ทราบค่าของแต่ละเอลิเมนต์

$\{f\}$ คือ เวกเตอร์ของค่าเงื่อนไขขอบเขตของแต่ละเอลิเมนต์

ขั้นตอนที่ 5 ขั้นตอนการรวมสมการของแต่ละเอลิเมนต์ (Assemble Element Equations) ให้เป็นระบบสมการเดียวที่เชื่อมโยงกันด้วยตัวแปรไม่ทราบค่าในโหนด ในขั้นตอนนี้จะเป็นการรวมกันของเมตริกแข็งเกร็ง เวกเตอร์ของค่าเงื่อนไขขอบเขต (Boundary Conditions) ซึ่งสามารถเขียนให้อยู่ในรูปของสมการเมตริกได้ดังสมการที่ (2-2) หรือสมการแสดงรายละเอียดที่ (2-3) ซึ่งเมตริกแข็งเกรงและเวกเตอร์ค่าเงื่อนไขขอบเขตจะเป็นค่าคงที่

$$[K]\{U\} = \{F\} \tag{2-2}$$

$$\begin{bmatrix} K_{11} & K_{12} & K_{13} & \cdots & K_{1n} \\ K_{21} & K_{22} & K_{23} & \cdots & K_{2n} \\ K_{31} & K_{32} & K_{33} & \cdots & K_{3n} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ K_{m1} & K_{m2} & K_{m3} & \cdots & K_{mn} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U_1 \\ U_2 \\ U_3 \\ \vdots \\ U_m \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_1 \\ F_2 \\ F_3 \\ \vdots \\ F_m \end{Bmatrix} \tag{2-3}$$

เมื่อ $[k]$ คือ เมตริกแข็งเกร็งของระบบ

$\{U\}$ คือ เวกเตอร์ของตัวแปรไม่ทราบค่าของทุกละเอลิเมนต์

$\{F\}$ คือ เวกเตอร์ของค่าเงื่อนไขขอบเขตของระบบ

m, n คือ จำนวนของตัวแปรที่ไม่ทราบค่า โดยที่ $m = n$

ขั้นตอนที่ 6 แก้สมการหาค่าตัวแปรไม่ทราบค่าที่อยู่ในเวกเตอร์ตัวแปรไม่ทราบค่าจากหลักการทางระบบเมตริกซึ่งสามารเขียนให้อยู่ในรูปของผลคูณระหว่างเมตริกผกผันค่าคงที่กับเวกเตอร์ค่าเงื่อนไขขอบเขตดังสมการที่ (2-4) จะได้ค่าตัวแปรตัวแปร $U_1, U_2, U_3, ...U_m$

$$\{U\} = [K]^{-1}\{F\} \quad (2\text{-}4)$$

เมื่อ $[K]^{-1}$ คือ เมตริกผกผันของค่าแข็งเกร็งของระบบ

ขั้นตอนที่ 7 คำนวณฟังก์ชันผลเฉลย เช่นฟังก์ชันของการเคลื่อนที่ (Displacement Function)

ขั้นตอนที่ 8 ตีความค่าฟังก์ชันที่ได้ (Interpret the Results)

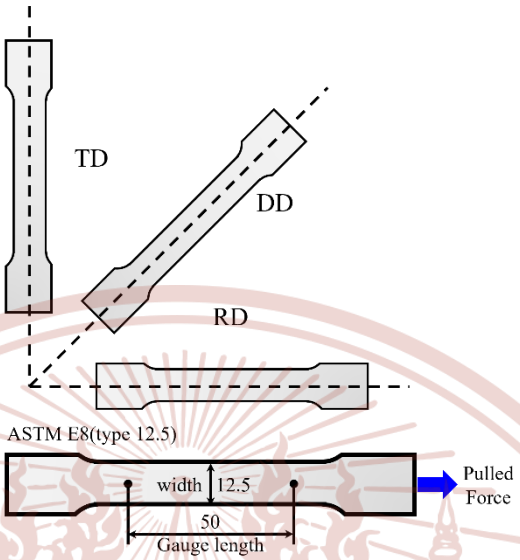
สำหรับงานขึ้นรูปโลหะแผ่น ผลเฉลยที่ได้จะอยู่ในรูปของระยะกระจัดในพิกัดสามมิติ ค่าดังกล่าวจะนำไปคำนวรเป็นความเครียด และแปลงเป็นความเค้นผ่านสมการการทำให้แข็งด้วยความเครียด จากนั้นจะสามารถนำมาคำนวณแยกย่อยเป็นความเครียดหรือความเค้นย่อยผ่านเกณฑ์การครากตัวต่างๆ ในที่นี้จะเป็นเกณฑ์การครากแบบแอนไปโซทรอปิก ดังนั้น ในทางปฏิบัติ การจำลองขึ้นรูปนั้นจะต้องมีการใส่สมบัติทางกลของโลหะแผ่นให้กับโปรแกรม เพื่อให้โปรแกรมประมวลผล วิธีดังกล่าวมักจะเรียกว่าแบบจำลองด้านวัสดุ (Material Model) ซึ่งจะสามารถสร้างได้โดยการทดสอบวัสดุที่นำมาจำลองขึ้นรูป

2.4 การทดสอบหาสมบัติทางกลของโลหะแผ่น

สมบัติทางกลของวัสดุ เช่น ความเค้น ความเครียด เป็นสมบัติเฉพาะตัววัสดุที่ใช้อธิบายกลไกการเปลี่ยนรูปตลอดการเปลี่ยนรูป สมบัติดังกล่าวมีความสำคัญทั้งในการจำลองขึ้นรูปและการคำนวณเชิงพลาสติกเพื่อสร้างเส้นโค้งความเสียหายต่างๆ ดังนั้น การทดสอบสมบัติทางกลของโลหะแผ่นจึงเป็นสิ่งจำเป็นสำหรับการศึกษาวิจัยนี้ และจะหลักการสำคัญดังต่อไปนี้

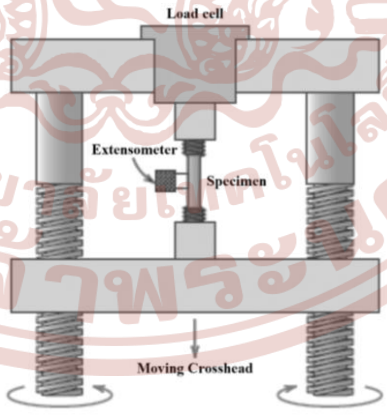
2.4.1 การทดสอบดึงแกนเดียว

การทดสอบดึงแกนเดียว (Uniaxial Tensile Test) เป็นการทดสอบเพื่อหาสมบัติทางกลของวัสดุเช่น เส้นโค้งความเค้น-ความเครียด เส้นโค้งความเค้นไหล ค่าความเค้นครากตัว ค่าความเค้นสูงสุด เปอร์เซ็นต์การยืดตัว ค่ายังมอดูลัส เป็นต้น สำหรับการทดสอบในงานขึ้นรูปโลหะแผ่นรีดเย็นซึ่งมีพฤติกรรมแอนไอโซทรอปิคจะมีการทดสอบที่ทิศทางการรีดต่างๆ ตัวอย่างเช่น การทดสอบที่ 0 45 90 องศาจากแนวรีดดังภาพที่ 2-7 นอกจากนี้ก็ยังสามารถทดสอบได้หลากหลายทิศทาง

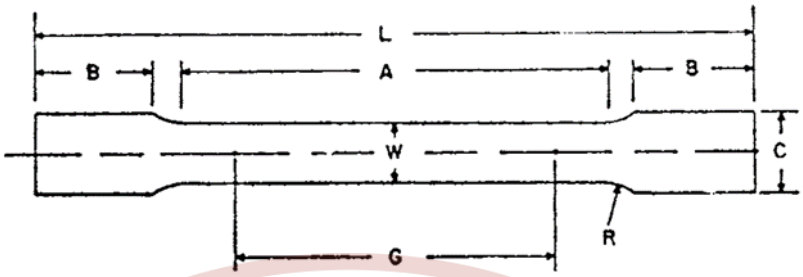


ภาพที่ 2-7 ชิ้นทดสอบแรงดึงแกนเดียวในทิศทาง 0 45 และ 90 องศาจากแนวรีดของโลหะแผ่น มาตรฐาน ASTM E8

สำหรับการทดสอบดึงแกนเดียวของโลหะแผ่นจะใช้เครื่องต้นกำลังในการดึงซึ่งเรียกว่าเครื่องทดสอบอเนกประสงค์ (Universal Testing Machine; UTM) แสดงรายละแผนภาพชิ้นส่วนดังภาพที่ 2-8 และชิ้นทดสอบมาตรฐาน ASTM E8 ซึ่งเป็นมาตรฐานที่ได้รับการยอมรับและเป็นที่นิยมใช้กัน รูปร่างของชิ้นทดสอบไม่ว่าทิศทางใดของแนวรีดจะใช้รูปร่าง รูปทรงและขนาดที่เหมือนกัน แต่จะต่างกันที่ความหนาที่นำมาทดสอบ สำหรับวัสดุหนา 0.9 มิลลิเมตรจะเลือกใช้ชุดมาตรฐานหน้ากว้าง 12.5 มิลลิเมตรซึ่งมีรูปร่างรูปทรงแสดงดังภาพที่ 2-9 และมีการกำหนดมาตรฐานของความยาวต่างๆดังตารางที่ 2-2



ภาพที่ 2-8 แผนผังแสดงองค์ประกอบเครื่องทดสอบอเนกประสงค์ (UTM) กับชิ้นงานทดสอบและอุปกรณ์วัดระยะยืด Extensometer



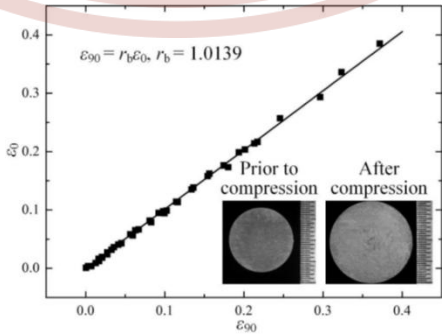
ภาพที่ 2-9 รูปร่างชิ้นทดสอบแรงดึงแกนเดียวมาตรฐาน ASTM E8

ตารางที่ 2-2 ขนาดมาตรฐานชิ้นทดสอบแรงดึง ASTM E8

สัญลักษณ์	ความหมาย	ขนาด (มิลลิเมตร)
G	ความยาวเกจ	50±0.1
W	ความกว้าง	12.5±0.2
R	รัศมีของมุมโค้งน้อยสุด	12.5
L	ความยาวรวมน้อยสุด	200
A	ความยาวพื้นที่หน้าตัดที่ลดลง	57
B	ความยาวของพื้นที่จับยึด	50
C	ความกว้างพื้นที่จับยึด	20

2.4.2 การทดสอบกดแผ่นบาง

การทดสอบกดแผ่นบาง (Disc Compression Test) เป็นการทดสอบกดแผ่นเหรียญโลหะวงกลมสมมาตรแล้วทำการวัดความยาวของเส้นผ่าศูนย์กลางวงกลมในทิศทางแนวรีดและทิศทางขวางแนวรีดเพื่อคำนวณหาความเครียดจริงของแต่ละทิศทาง การทดสอบจะทดสอบกดแผ่นบางที่มีความหนาเริ่มต้นให้มีความหนาที่ลดลงที่ความหนาต่างต่างๆ เมื่อนำคู่อันดับความเครียดจริงของแต่ละชิ้นทดสอบมาลงจุดจะทราบว่ามีความสัมพันธ์กันในลักษณะเชิงเส้นดังภาพที่ 2-10



ภาพที่ 2-10 กราฟแสดงความสัมพันธ์ของความเครียดจริงของการทดสอบกดแผ่นบาง

จุดประสงค์ของการทดสอบนี้ใช้สำหรับหาผลการทดสอบเพื่อหาอัตราส่วนความเครียดในแนวทิศทางตั้งฉากการรีดกับกับทิศทางการรีด หรือเรียกว่าค่าสัมประสิทธิ์ความเครียดแอนไอโซทรอปิคแบบสมมาตร (Biaxial Anisotropy Coefficient; r_b) โดยที่ค่า r_b เป็นความชันของเส้นตรงที่ได้จากการเส้นแนวโน้มดังสมการที่ 2-5 ซึ่งเป็นค่าที่ใช้คำนวณหาค่าสัมประสิทธิ์แอนไอโซทรอปิคของสมการเกณฑ์การคราก Yld2000-2d

$$r_b = \frac{\varphi_{RD}}{\varphi_{TD}} \tag{2-5}$$

เมื่อ r_b คือ ค่าสัมประสิทธิ์แอนไอโซทรอปิกภายใต้สภาวะความเค้นสองแกนเท่ากัน

φ_{RD} คือ ความเครียดจริงชิ้นทดสอบกดแผ่นบางในแนวรีด

φ_{TD} คือ ความเครียดจริงชิ้นทดสอบกดแผ่นบางในแนวขวางรีด

2.5 เกณฑ์การครากแบบแอนไอโซทรอปิก

โลหะแผ่นที่ผ่านกระบวนการลดขนาดความหนาด้วยกรรมวิธีการรีดเย็น (Cold Work) มีข้อดีคือจะทำให้วัสดุแข็งแรงขึ้น ในขณะเดียวกันจะทำให้เกรนของวัสดุยืดออกไปตามแนวรีด ซึ่งเป็นสาเหตุทำให้คุณสมบัติทางกลของวัสดุในแต่ละทิศทางของการรีดมีค่าไม่เท่ากัน เรียกปรากฏการนี้ว่า แอนไอโซทรอปิค (Anisotropic) การที่สมบัติทางกลของวัสดุไม่เท่ากันจึงเป็นที่มาสำคัญที่ทำให้เกิดการศึกษาพัฒนาเกณฑ์การครากตัว (Yield Criterion) แบบแอนไอโซทรอปิคผ่านสมการทางคณิตศาสตร์ดังต่อไปนี้

พฤติกรรมการเป็นแอนไอโซทรอปิกนั้นจะสามารถสังเกตได้จากสมบัติทางกลต่างๆ ที่ไม่เท่ากันในแต่ละทิศทางของการรีด นอกจากนี้ ค่าสัมประสิทธิ์แอนไอโซทรอปิก หรือค่า r-value เป็นสมบัติอีกประการที่ใช้บ่งบอกถึงการเป็นแอนไอโซทรอปิก โดยค่านี้เขียนเป็นสัดส่วนของความเครียดในแนวหน้ากว้างชิ้นทดสอบหารด้วยความเครียดจริงในแนวความหนาและจะสามารถคำนวณได้จากการทดสอบดึงแกนเดียว ในทางปฏิบัติ การวัดความเครียดในแนวความหนาชิ้นทดสอบเป็นสิ่งที่ทำได้ยาก หากใช้กฎการอนุรักษ์ปริมาณที่ว่า ผมรวมความเครียดจริงในสามแกนนั้นจะมีค่าเป็นศูนย์ ($\varphi_w + \varphi_t + \varphi_L = 0$) ค่าสัมประสิทธิ์แอนไอโซทรอปิกนี้จะสามารถคำนวนจากความเครียดในแนวหน้ากว้างและแนวยาวของชิ้นทดสอบ ASTM E8 ดังแสดงในสมการที่ 2-6 ต่อไปนี้

$$r = \frac{\varphi_w}{\varphi_t} = \frac{\varphi_w}{-(\varphi_w + \varphi_L)} \tag{2-6}$$

เมื่อ r คือ ค่าสัมประสิทธิ์แอนไอโซทรอปิก

φ_w คือ ความเครียดจริงชิ้นทดสอบ ASTM E8 ในแนวหน้ากว้าง w

φ_t คือ ความเครียดจริงชิ้นทดสอบ ASTM E8 ในแนวความหนา t

φ_L คือ ความเครียดจริงชิ้นทดสอบ ASTM E8 ในแนวยาวเกจ L

นอกจากนี้ ความสัมพันธ์ของความเค้นและความเครียดภายใต้การเป็นแอนไอโซทรอปิกนั้นจะสามรถคำนวนหาได้โดยอาศัยกฎการไหล (Associated Flow Rule; AFR) ดังแสดงในสมการ 2-7 ที่กำหนดให้ อัตราการเปลี่ยนแปลงของความเครียด $d\varepsilon_{ij}$ นั้นมีค่าเท่ากับขนาดการเปลี่ยนแปลง $d\lambda$ ซึ่งเป็นตัวคูณเชิงปริมาณคูณอยู่กับอัตราการเปลี่ยนแปลงความเค้น $d\sigma_{ij}$ โดยที่ i และ j เป็นดัชนีของสมาชิกความเค้นหรือความเครียดในเทนเซอร์ของ Cauchy

$$d\varepsilon_{ij} = d\lambda \cdot \partial f / \partial \sigma_{ij} \tag{2-7}$$

2.5.1 เกณฑ์การคราก Hill'48

เกณฑ์การครากแบบจำลองแอนไอโซทรอปิค Hill'48 พัฒนาโดย Rodney Hill ในปี ค.ศ. 1948 [13] ซึ่งได้เขียนสมการทำนายความเค้นครากจากสัมประสิทธิ์แอนไอโซทรอปิคและความเค้นหลักในรูปแบบสมการกำลังสอง (Quadratic Function) แสดงดังสมการที่ 2-8

$$f_{Hill} = F\left(\sigma_{yy}-\sigma_{zz}\right)^2 + G\left(\sigma_{zz}-\sigma_{xx}\right)^2 + H\left(\sigma_{xx}-\sigma_{yy}\right)^2 + 2L\sigma_{yz}^2 + 2M\sigma_{zx}^2 + 2N\sigma_{xy}^2 = 2\bar{\sigma}_{Hill}^2 \tag{2-8}$$

เมื่อ f_{Hill} คือ ฟังก์ชันเกณฑ์การคราก Hill'48

$\sigma_{xx},\sigma_{yy},\sigma_{zz}$ คือ ความเค้นในแกน xx, yy, zz ตามลำดับ

$\sigma_{yz},\sigma_{zx},\sigma_{xy}$ คือ ความเค้นเฉือนในแกน yz, zx, xy ตามลำดับ

F,G,H,L,M,N คือ ค่าคงที่แอนไอโซทรอปิก Hill'48

$\bar{\sigma}_{Hill}$ คือ ความเค้นประสิทธิผลของเกณฑ์การคราก Hill'48

ภายใต้สภาวะของความเค้นในระนาบ (Plane Stress) และการเปลี่ยนรูปที่ปราศจากความเค้นเฉือน จะได้ว่า $\sigma_{xx}=\sigma_1, \sigma_{yy}=\sigma_2, \sigma_{zz}=\sigma_3$ และ $\sigma_{yz}=\sigma_{zx}=\sigma_{xy}=0$ เกณฑ์การคราก Hill'48 ในสมการ 2-7 จะสามารถเขียนอยู่ในรูปของพารามิเตอร์สัดส่วนความเครียด (Stress Ratio Parameter) ซึ่งเป็นฟังก์ชันของอัตราส่วนความเค้น (Stress Ratio) $\alpha = \sigma_2/\sigma_1$ ดังแสดงในสมการที่ 2-9 ต่อไปนี้

$$\xi_{Hill} = \frac{\bar{\sigma}_{Hill}}{\sigma_1} = \frac{1}{2}\left\{\left(G+H\right) - 2H\alpha + \left(F+H\right)\alpha^2\right\}^{\frac{1}{2}} \tag{2-9}$$

เมื่อ ξ_{Hill} คือ พารามิเตอร์สัดส่วนความเค้น Hill'48

σ_1, σ_2 คือ ความเค้นจริงหลักและรองตามลำดับ

α คือ อัตราส่วนความเค้น

จากความสัมพันธ์ของกฎการไหล AFR อัตราส่วนความเคียด (Strain Ratio) $\rho = \varphi_2/\varphi_1$ ภายใต้เกณฑ์การคราก Hill'48 นี้จะสามารถเขียนสัญลักษณ์แทนดังสมการที่ 2-10 ดังนี้

$$\rho_{Hill}^{AFR} = \frac{d\varphi_2}{d\varphi_1} = \frac{\partial f_{Hill}}{\partial \sigma_2} \cdot \frac{\partial \sigma_1}{\partial f_{Hill}} = \frac{(F+H)\alpha - H}{G+H-H\alpha} \quad (2\text{-}10)$$

เมื่อ ρ_{Hill}^{AFR} คือ อัตราส่วนความเครียดของเกณฑ์การครากแอนไอโซทรอปิก Hill'48

การคำนวณหาสัมประสิทธิ์ F G H L M และ N ของสมการ 2-12 จะสามารถหาได้ 2 วิธี คือ การคำนวณจากค่าสัดส่วนความเครียดหรือเรียกว่า Hill'48 (r-base) และคำนวณจากค่าความเค้นคราก ตัวหรือเรียกว่า Hill'48 (s-base) แสดงดังสมการที่ 2-11 และสมการที่ 2-12 ตามลำดับ

$$F = \frac{r_0}{r_{90}(1+r_0)}, G = \frac{1}{1+r_0}, H = \frac{r_0}{1+r_0}, N = \frac{(r_0+r_{90})(1+2r_{45})}{2r_{90}(1+r_0)} \quad (2\text{-}11)$$

$$G+H = \frac{1}{\bar{\sigma}_0^2} = 1, H+F = \frac{1}{\bar{\sigma}_{90}^2}, F+G+2N = \frac{4}{\bar{\sigma}_{45}^2}, F+G = \frac{1}{\bar{\sigma}_b^2} \quad (2\text{-}12)$$

เมื่อ r_0, r_{45}, r_{90} คือ ค่าสัมประสิทธิ์แอนไอโซทรอปิกภายใต้สภาวะความเค้นแบบดึงแกนเดียวในแนว 0 45 และ 90 องศาจากแนวรีด

$\bar{\sigma}_0, \bar{\sigma}_{45}, \bar{\sigma}_{90}$ คือ ค่าความเค้นครากภายใต้สภาวะความเค้นแบบดึงแกนเดียวในแนว 0 45 และ 90 องศาจากแนวรีด

$\bar{\sigma}_b$ คือ ค่าความเค้นครากภายใต้สภาวะการดึงสองแกนเท่ากัน

2.5.2 เกฑณ์การคราก Yld20002d

เกณฑ์การครากแบบจำลองแอนไอโซทรอปิค Yld2000-2d พัฒนาโดย Frederic Barlat และคณะ ในปี ค.ศ. 2000 [14] ซึ่งเขียนอธิบายความสัมพันธ์ระหว่างความเค้นประสิทธิผลและความเค้นหลักสูงสุดเบี่ยงเบน (Principal Deviatoric Stress) ซึ่งอยู่ในรูปของเลขยกกำลังที่ไม่ใช่กำลังสอง (Non-Quadratic Function) ดังสมการ 2-13

$$f_{YLD} = |S_1' - S_2'|^m + |2S_2'' + S_1''|^m + |2S_1'' - S_2''|^m = 2\bar{\sigma}_{YLD}^m \quad (2\text{-}13)$$

เมื่อ f_{YLD} คือ ฟังก์ชันเกณฑ์การครากแอนไอโซทรอปิก Yld2000-2d

S_1', S_2', S_1'', S_2'' คือ ความเค้นเบี่ยงเบนหลักสูงสุดและต่ำสุด

m คือ เลขชี้กำลังเกณฑ์การคราก Yld2000-2d

$\bar{\sigma}_{YLD}$ คือ ความเค้นประสิทธิผลของเกณฑ์การคราก Yld2000-2d

ในเกณฑ์การครากแอนไอโซทรอปิกนี้ เลขชี้กำลัง m จะมีค่าเท่ากับ 8 เมื่อวัสดุมีโครงสร้างทางจุลภาคเป็นแบบ Face-Centered Cubic; FCC เช่น อลูมิเนียม ในขณะเดียวกันนี้จะมีค่าเท่ากับ 6 ในกรณีที่วัสดุมีโครงสร้างทางผลึกเป็นแบบ Body-Centered Cubic; BCC เช่น โลหะกลุ่มเหล็ก เป็นต้น นอกจากนี้ความสัมพันธ์ของความเค้นเบี่ยงเบนสูงสุดกับสมาชิกความเค้นใน Cauchy matrix ในสมการเกณฑ์การครากนี้จะสามารถเขียนเป็นความสัมพันธ์ผ่านเมตริกการแปลงเชิงเส้น (Linear Transformation) ดังแสดงในสมการที่ 2-14 ต่อไปนี้

$$[S'] = [L'][\sigma] \text{ และ } [S''] = [L''][\sigma] \tag{2-14}$$

เมื่อ $[S'], [S'']$ คือ เมตริกของความเค้นเบี่ยงเบนอันดับหนึ่งและสอง

$[L'], [L'']$ คือ เมตริกการแปลงเชิงเส้นอันดับหนึ่งและสอง

$[\sigma]$ คือ เมตริกความเค้นของ Cauchy

และโดยที่

$$\begin{bmatrix} L_{11}' \\ L_{12}' \\ L_{21}' \\ L_{22}' \\ L_{66}' \end{bmatrix} = \frac{1}{3}\begin{bmatrix} 2 & 0 & 0 \\ -1 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 \\ 0 & 2 & 0 \\ 0 & 0 & 3 \end{bmatrix}\begin{bmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ \alpha_7 \end{bmatrix} \tag{2-15}$$

และ

$$\begin{bmatrix} L_{11}'' \\ L_{12}'' \\ L_{21}'' \\ L_{22}'' \\ L_{66}'' \end{bmatrix} = \frac{1}{9}\begin{bmatrix} -2 & 2 & 8 & -2 & 0 \\ 1 & -4 & -4 & 4 & 0 \\ 4 & -4 & -4 & 1 & 0 \\ -2 & 8 & 2 & -2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 9 \end{bmatrix}\begin{bmatrix} \alpha_3 \\ \alpha_4 \\ \alpha_5 \\ \alpha_6 \\ \alpha_8 \end{bmatrix}$$

เมื่อ L_{ij}', L_{ij}'' คือ สมาชิกของเมตริกการแปลงเชิงเส้น โดยที่ $i, j = 1, 2, 6$

$\alpha_1, \alpha_2, ..., \alpha_8$ คือ ค่าคงที่แอนไอโซทรอปิกสมการ Yld2000-2d

ในการคำนวณหาค่าคงที่เฉพาะวัสดุเกณฑ์การครากนี้ $(\alpha_1,\alpha_2,...,\alpha_8)$ จะเป็นการใช้หลักการเชิงตัวเลขของ Newton and Raphson ในการคำนวณหาค่าเหมาะสมที่ทำให้ความเค้นครากและค่าสัมประสิทธิ์แอนไอโซทรอปิกที่ได้จากการทดสอบดึงแกนเดียวในแนว 0 45 90 และการทดสอบภายใต้สภาวะความเค้นแบบสองแกนเท่ากันที่ได้จากการทดสอบเป่าโป่งด้วยน้ำและการทดสอบกดแผ่นบาง

จากความสัมพันธ์ของความเค้นและค่าคงที่ในสมการ 2-15 พารามิเตอร์ของสัดส่วนความเค้น (Stress Ratio Parameter) ของเกณฑ์การครากนี้จะสามารถเขียนเป็นความสัมพันธ์ได้ดังสมการที่ 2-16 ต่อไปนี้

$$\xi_{YLD}=\frac{\bar{\sigma}_{YLD}}{\sigma_1}=\left\{\frac{1}{2}\left[\left|A-B\alpha\right|^m+\left|C-D\alpha\right|^m+\left|E-F\alpha\right|^m\right]\right\}^{\frac{1}{m}} \tag{2-16}$$

เมื่อ ξ_{YLD} คือ พารามิเตอร์สัดส่วนความเค้นของเกณฑ์การครากแอนไอโซทรอปิก Yld2000-2d

A,B,C,D,E,F คือ ค่าคงที่ใดๆ

โดยที่ ค่าคงที่ A,B,C,D,E,F เป็นค่าคงที่ลดรูปที่สามารถคำนวณจากค่าคงที่เกณฑ์การครากดังแสดงความสัมพันธ์ตามสมการที่ 2-17 ที่กำหนดให้ต่อไปนี้

$$\begin{cases} A=\frac{1}{3}\left(2\alpha_1+\alpha_2\right) \\ B=\frac{1}{3}\left(2\alpha_2+\alpha_1\right) \\ C=\frac{1}{3}\left(2\alpha_3-2\alpha_4\right) \\ D=\frac{1}{3}\left(4\alpha_4-\alpha_3\right) \\ E=\frac{1}{3}\left(4\alpha_5-\alpha_6\right) \\ F=\frac{1}{3}\left(2\alpha_6-2\alpha_5\right) \end{cases} \tag{2-17}$$

จากกฎการไหล AFR อัตราส่วนความเครียดภายใต้เกณฑ์การคราก Yld2000-2d จะสามารถเขียนเป็นความสัมพันธ์ได้ดังสมการที่ 2-18(ก) และ (ข) ต่อไปนี้

$$\rho_{YLD}^{AFR}=\frac{d\varphi_2}{d\varphi_1}=\frac{\partial f_{YLD}}{\partial\sigma_2}\cdot\frac{\partial\sigma_1}{\partial f_{YLD}} \tag{2-18ก}$$

$$\rho_{YLD}^{AFR}=\frac{-B\left|A-B\alpha\right|^{m-1}+D\left|C+D\alpha\right|^{m-1}+F\left|E+F\alpha\right|^{m-1}}{A\left|A-B\alpha\right|^{m-1}+C\left|C+D\alpha\right|^{m-1}+E\left|E+F\alpha\right|^{m-1}} \quad (2\text{-}18ข)$$

เมื่อ ρ_{YLD}^{AFR} คือ อัตราส่วนความเครียดของเกณฑ์การคราก แอนไอโซทรอปิก Yld2000-2d

2.5.3 เกณฑ์การคราก Yoshida 2013

เกณฑ์การครากแบบสมการพหุนามกำลังหก (Sixth order Polynomial) เป็นเกณฑ์การครากที่พัฒนาโดย Yoshida และคณะ [15] ในปี ค.ศ. 2013 เกณฑ์การครากนี้พัฒนาใช้สำหรับโลหะกลุ่มเหล็กโดยเฉพาะและมีข้อดีในการหาค่าคงตัวที่ใช้ความเค้นคราก และค่าสัมประสิทธิ์แอนไอโซทรอปิก จากการทดสอบดึงแกนเดียวในทิศทาง 0 45 90 องศาเท่านั้น ความสัมพันธ์ของความเค้นและค่าคงตัวแอนไอโซทรอปิกนี้จะสามารถเขียนสัญลักษณ์แทนได้ดังสมการที่ 2-19 ต่อไปนี้

$$f_{Sixth}=\begin{cases}c_1\sigma_{xx}^6-3c_2\sigma_{xx}^5\sigma_{yy}+6c_3\sigma_{xx}^4\sigma_{yy}^2-7c_4\sigma_{xx}^3\sigma_{yy}^3+6c_5\sigma_{xx}^2\sigma_{yy}^4-3c_6\sigma_{xx}\sigma_{yy}^5+c_7\sigma_{yy}^6 \\ +9\left(c_8\sigma_{xx}^4-2c_9\sigma_{xx}^3\sigma_{yy}+3c_{10}\sigma_{xx}^2\sigma_{yy}^2-2c_{11}\sigma_{xx}\sigma_{yy}^3+c_{12}\sigma_{yy}^4\right)\sigma_{xy}^2 \\ +27\left(c_{13}\sigma_{xx}^2-c_{14}\sigma_{xx}\sigma_{yy}+c_{15}\sigma_{yy}^2\right)\sigma_{xy}^4 \\ +27c_{16}\sigma_{xy}^6=\bar{\sigma}_{Sixth}^6\end{cases} \quad (2\text{-}19)$$

เมื่อ f_{Sixth} คือ ฟังก์ชันเกณฑ์การคราก Yoshida2013

$\bar{\sigma}_{Sixth}$ คือ ความเค้นประสิทธิผลเกณฑ์การคราก Yoshida2013

$c_1,c_2,...,c_{16}$ คือ ค่าคงที่เกณฑ์การครากแอนไอโซทรอปิก Yoshida2013

ในเกณฑ์การครากนี้ การคำนวณค่าคงที่เฉพาะวัสดุทั้งสิบหกตัวนี้จะใช้วิธีเชิงตัวเลขเช่นเดียวกันกับเกณฑ์การคราก Yld2000-2d แต่จะมีความแตกต่างของค่าความเค้นคราก และค่าสัมประสิทธิ์แอนไอโซทรอปิกที่ใช้คำนวณที่แตกต่างกัน

สำหรับเกณฑ์การครากนี้ ภายใต้สภาวะการเป็นความเค้นในระนาบ $\sigma_{xx}=\sigma_{11},\sigma_{yy}=\sigma_{22},\sigma_{xy}=\sigma_{12}=0$ พารามิเตอร์อัตราส่วนความเค้น (Stress Ratio Parameter) จะสามารถจัดรูปได้ดังสมการที่ 2-20 ต่อไปนี้

$$\xi_{Sixth}=\frac{\bar{\sigma}_{Sixth}}{\sigma_1}=\left[c_1-3c_2\alpha+6c_3\alpha^2-7c_4\alpha^3+6c_5\alpha^4-3c_6\alpha^5+c_7\alpha^6\right]^{\frac{1}{6}} \quad (2\text{-}20)$$

เมื่อ ξ_{Sixth} คือ พารามิเตอร์อัตราส่วนความเค้นของเกณฑ์การคราก Yoshida2013

จากความสัมพันธ์ของความเค้นและความเครียดภายใต้กฎการไหล AFR อัตราส่วนความเครียดจะสามารถหาได้จากความสัมพันธ์ในสมการที่ 2-21 ต่อไปนี้

$$\rho_{Sixth}^{AFR} = \frac{d\varphi_2}{d\varphi_1} = \frac{\partial f_{Sixth}}{\partial \sigma_2} \cdot \frac{\partial \sigma_1}{\partial f_{Sixth}} \qquad (2\text{-}21\text{ก})$$

$$\rho_{Sixth}^{AFR} = \frac{-32_2 + 12c_3\alpha - 21c_4\alpha^2 + 24c_5\alpha^3 - 15c_6\alpha^4 + 6c_7\alpha^5}{6c_1 - 15c_2\alpha + 24c_3\alpha^2 - 21c_4\alpha^3 + 12c_5\alpha^4 - 3c_6\alpha^5} \qquad (2\text{-}21\text{ข})$$

เมื่อ ρ_{Sixth}^{AFR} คือ อัตราส่วนความเครียดของเกณฑ์การคราก แอนไอโซทรอปิก Yoshida2013

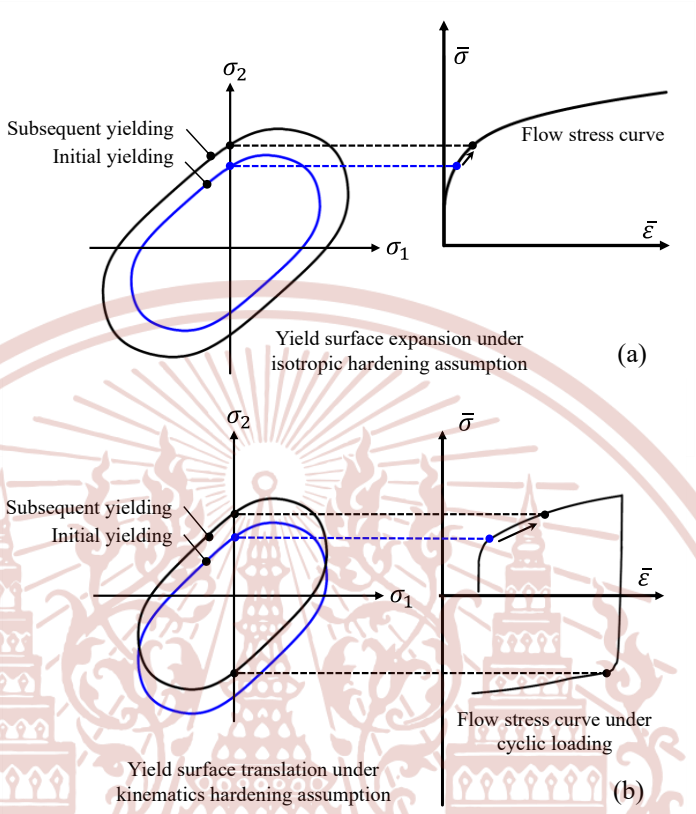
2.6 สมติฐานการคราก แบบไอโซทรอปิก ไคเนมาติก และแบบผสม

ในการพัฒนาแบบจำลองขึ้นรูป การคราก ตัวของวัสดุนั้นจะมีลักษณะที่แตกต่างกันสองประเภท คือ การคราก แบบไอโซทรอปิก (Isotropic) และการคราก ภายใต้การเป็นไคเนมาติก (Kinematics) โดยสองลักษณะนี้จะเกิดขึ้นมากน้อยไม่เท่ากันในแต่ละวัสดุ เช่น ในบางวัสดุจะมีลักษณะการคราก แบบขยายอย่างเดียว บางวัสดุเกิดการคราก แบบเลื่อนวงโลคัส หรือบางวัสดุเกิดการคราก แบบผสม ระหว่างการขยายวงโลคัสและการเลื่อน ซึ่งสมมติฐานดังกล่าวจะสามารถพิสูจน์ได้ด้วยการทดสอบด้วยภาวะความเค้นแบบสลับของแรงดึงและแรงกด

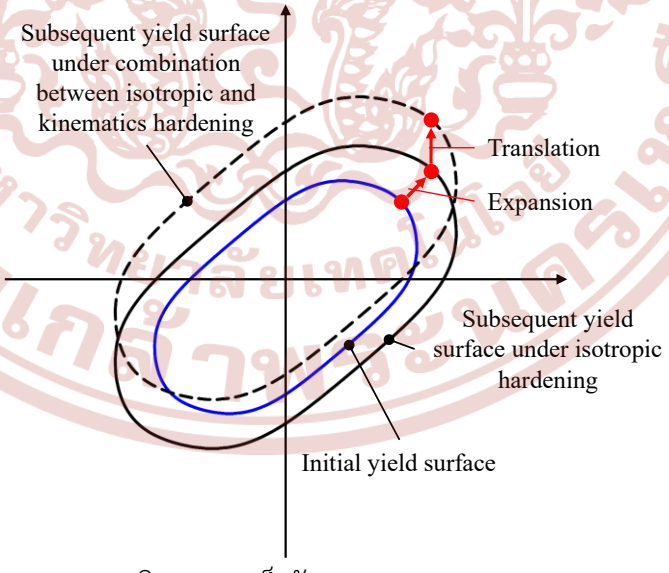
จากภาพที่ 2-11(ก) ซึ่งเป็นการคราก แบบจำลอง Isotropic วงโลคัสของการครากต่อๆ ไปจะมีลักษณะของการขยายตัวออกไปเรื่อย ๆ (Expansion) จากวงโลคัสก่อนหน้า และปริมาณของค่าความเค้นที่เพิ่มขึ้นจะควบคุมโดยเส้นโค้งความเค้นไหลแบบ Isotropic

ในทางตรงกันข้ามภาพที่ 2-11(ข) ซึ่งเป็นการคราแบบจำลอง Kinematics วงโลคัสถัดไป (Subsequent yielding) จะเป็นวงเดิมกับวงโลคัสก่อนหน้าแต่จะเป็นการขยับ (Sliding) โดยไม่มีการขยายของโลคัส

ในความเป็นจริงวัสดุอาจเกิดทั้งสองแบบรวมกันซึ่งเรียกว่าการคราก แบบผสม (Combined Isotropic-Kinematics) กล่าวคือ วัสดุจะมีทั้งการขยายและการเลื่อนร่วมกันดังแสดงในภาพที่ 2-13



ภาพที่ 2-11 สมมติฐานของการรากแบบ (ก) Isotropic และ (ข) Kinematics



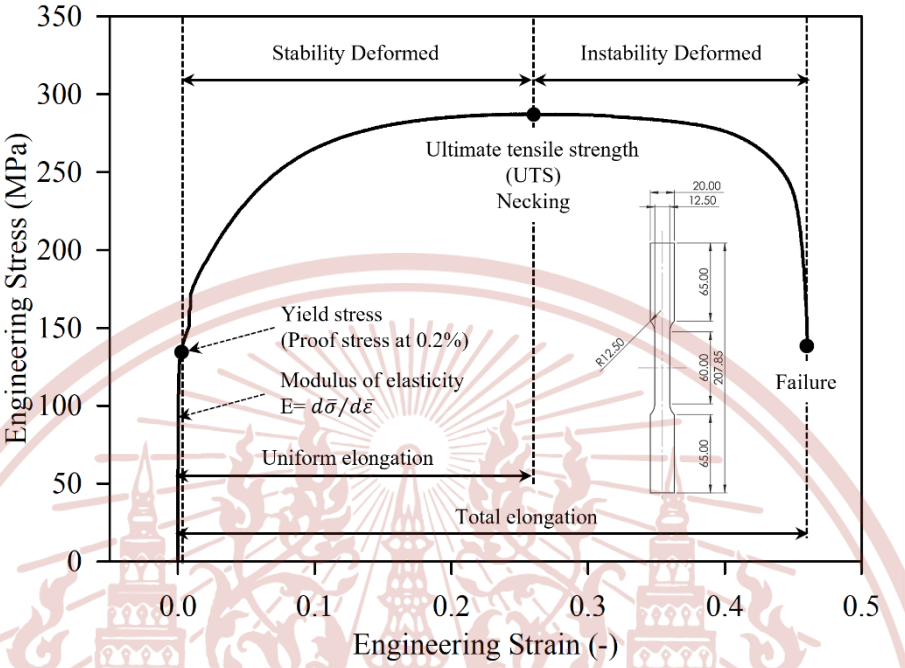
ภาพที่ 2-12 สมมติฐานการแข็งตัวแบบผสม Isotropic-Kinematics

2.7 เส้นโค้งความเค้นไหลภายใต้พฤติกรรมการทำให้แข็งด้วยความเครียด

ความสัมพันธ์ระหว่างความเค้นจริงประสิทธิผล (Equivalent Stress) และความเครียดจริงประสิทธิผล (Equivalent Strain) ตลอดการเปลี่ยนรูปถาวรจะเรียกว่าเส้นโค้งความเค้นไหล (Flow Stress Curve) เส้นโค้งนี้ใช้อธิบายถึงพฤติกรรมการครากตัวไปของวัสดุเมื่อรับภาระ ซึ่งในแต่ละวัสดุก็จะมีความเค้นที่แตกต่างกัน ดังนั้นเมื่อมีการศึกษาหาความสัมพันธ์ดังกล่าวจึงต้องมีการทดสอบวัสดุนั้นๆ และนำผลที่ได้จากการทดสอบ เช่น แรงดึง ระยะการยืด มาคำนวณเป็นความเค้น-ความเครียด และสร้างเป็นเส้นโค้งความเค้นไหลดังมีรายละเอียดทางทฤษฎีต่อไปนี้

2.7.1 เส้นโค้งความเค้นความเครียดวิศวกรรม

เส้นโค้งความเค้น-ความเครียดวิศวกรรม เป็นเส้นโค้งที่ใช้บ่งบอกถึงพฤติกรรมการไหลตัวของวัสดุ โดยแกนตั้งคือความเค้น และแกนนอนคือความเครียดซึ่งได้จากการทดสอบดึงแกนเดียวของชิ้นทดสอบ ASTM E8 แผนภาพนี้สามารถแบ่งพฤติกรรมการเปลี่ยนรูปออกเป็นสองช่วงคือ ช่วงการเปลี่ยนรูปยืนหยุ่น (Elastic Deformation) และช่วงการเปลี่ยนรูปถาวร (Plastic Deformation) โดยช่วงการเปลี่ยนรูปยืดหยุ่นจะมีความสัมพันธ์ระหว่างความเค้น-ความเครียดเป็นแบบเชิงเส้น (Linear) จนกระทั่งเข้าสู่ช่วงการเปลี่ยนรูปถาวรจะมีจุดครากตัว (Yield Point) เป็นจุดแบ่งช่วงดังกล่าว เมื่อวัสดุรับภาระไปสักระยะจะมีความต้านแรงสูงสุดที่ค่าใดค่าหนึ่งซึ่งเรียกว่าจุดต้านแรงดึงสูงสุด (Ultimate Tensile Strength; UTS) ซึ่งเป็นจุดที่วัสดุเริ่มเกิดคอคอด (Necking) และเป็นจุดเข้าสู่ช่วงการเปลี่ยนรูปถาวรไร้เสถียรภาพ (Instability) จากนั้นวัสดุจะยืดตัวออกไปได้อีกแต่จะมีความเค้นที่ลดลงหรือเรียกว่า Softening จนกระทั่งเกิดการฉีกขาดเสียหาย ความเครียดวิศวกรรมนับแต่เริ่มจนกระทั่งจุด UTS เรียกว่า Uniform Elongation และในขณะที่ Total Elongation จะนับตั้งแต่ศูนย์จนกระทั่งเกิดความเสียหายดังจะสามารถแสดงดังภาพที่ 2-13 ต่อไปนี้



ภาพที่ 2-13 เส้นโค้งความเค้น-ความเครียดวิศวกรรมและสมบัติทางกลจากการทดสอบดึงแกนเดียว

ในการคำนวณความเค้น-ความเครียดวิศวกรรมนี้ ความเค้นวิศวกรรม (Engineering Stress) คือ แรงหรือภาระที่มากระทำต่อพื้นที่หน้าตัดรับแรงเริ่มต้นทดสอบดังสดงในสมการที่ 2-22 ซึ่งพื้นที่หน้าตัดรับแรงในชิ้นทดสอบตามมารตฐาน ASTM E8 นั้นจะมีค่าเท่ากับความกว้างเริ่มต้นคูณกับความหนาแผ่นเริ่มต้น สำหรับความเครียดวิศวกรรม (Engineering Strain) นิยาม คือ ระยะที่เปลี่ยนรูปไปต่อความยาวเริ่มต้นดังแสดงในสมการที่ 2-23 ต่อไปนี้

ความเค้นวิศวกรรม

$$\bar{\sigma}_{Eng} = \frac{F_i}{A_0} = \frac{F_i}{w_0 \times t_0} \qquad (2\text{-}22)$$

ความเครียดวิศวกรรม

$$\bar{\varepsilon}_{Eng} = \frac{\Delta L}{L_0} = \frac{L_i - L_0}{L_0} \qquad (2\text{-}23)$$

เมื่อ $\bar{\sigma}_{Eng}$ คือ ความเค้นวิศวกรรม

$\bar{\varepsilon}_{Eng}$ คือ ความเครียดวิศวกรรม

F_i, L_i คือ แรงและความยาวเกจใดๆ ตามลำดับ

A_0, w_0, t_0, L_0 คือ พื้นที่หน้าตัดรับแรง ความกว้าง ความหนาแผ่น ระยะเกจเริ่มต้น ตามลำดับ

ΔL คือ ระยะการยืดตัวตามแนวยาว

2.7.2 เส้นโค้งความเค้นความเครียดจริง

ความเค้นจริง (True Stress) นิยามโดยอัตราส่วนแรงต่อพื้นที่รับแรงจริงที่เวลาใดๆ ดังสมการที่ 2-24 ความเครียดจริง (True Strain) คือค่าปริพันธ์ของอัตราการเปลี่ยนแปลงความยาวต่อความยาวใดๆ ดังสมการที่ 2-25 เพื่อให้ง่ายต่อการคำนวณความเค้นจริงจะสามารถใช้กฎการอนุรักษ์มวล (Conservation of Mass) ในสมการที่ 2-26 ซึ่งจะทำให้สามารถคำนวณความเค้นจริงจากความเค้นวิศวกรรมและความเครียดวิศวกรรมได้แสดงความสัมพันธ์ดังสมการที่ 2-27 และจะสามารถคำนวณความเครียดจริงได้จากความเครียดวิศวกรรมแสดงความสัมพันธ์ดังสมการที่ 2-28

ความเค้นจริง

$$\bar{\sigma}_{True} = \frac{F_i}{A_i} = \frac{F_i}{w_i t_i} \tag{2-24}$$

ความเครียดจริง

$$\bar{\varepsilon}_{True} = \int_{L_0}^{L_i} \frac{1}{L} dL = \ln\left(\frac{L_i}{L_0}\right) \tag{2-25}$$

กฎการอนุรักษ์มวล

$$L_0 \cdot w_0 \cdot t_0 = L_i \cdot w_i \cdot t_i \text{ หรือ} \tag{2-26}$$

$$\frac{w_0 t_0}{w_i t_i} = \frac{L_i}{L_0} = 1 + \bar{\varepsilon}_{Eng}$$

เมื่อ $\bar{\sigma}_{True}$ คือ ความเค้นจริง

$\bar{\varepsilon}_{True}$ คือ ความเครียดจริง

A_i, w_i, t_i คือ พื้นที่หน้าตัดรับแรง ความกว้าง และความหนาแผ่น ณ เวลา i ใดๆ ตามลำดับ

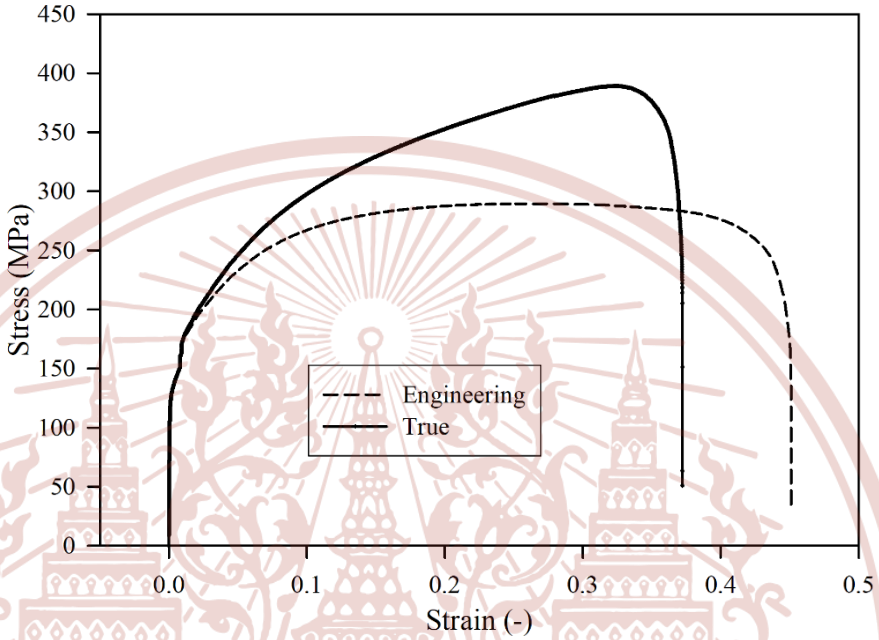
จากความสัมพันธ์ของอัตราส่วน $\frac{L_i}{L_0}$ กับความเครียดวิศวกรรมในสมการที่ 2-45 ความเค้นจริงในสมการที่ 2-24 และความเครียดจริงในสมการที่ 2-25 จะสามารถคำนวณได้จากความเครียดวิศวกรรมหรือ/และความเค้นวิศวกรรมดังความสัมพันธ์ในสมการที่ 2-27 และสมการที่ 2-28 ตามลำดับต่อไปนี้

$$\bar{\sigma}_{True} = \frac{F_i}{A_i} = \frac{F_i}{A_0} \cdot \frac{L_i}{L_0} = \bar{\sigma}_{Eng} \cdot \left(1 + \bar{\varepsilon}_{Eng}\right) \tag{2-27}$$

$$\bar{\varepsilon}_{True} = \ln\left(\frac{L_i}{L_0}\right) = \ln\left(1 + \bar{\varepsilon}_{Eng}\right) \tag{2-28}$$

จากการคำนวณเปลี่ยนค่าวิศวกรรมเป็นค่าจริงผ่านกฎการอนุรักษ์มวล ความเค้นจริงซึ่งคำนวณจากความเค้นวิศวกรรมคูณอยู่กับความเครียดส่วนเพิ่ม $1 + \bar{\varepsilon}_{Eng}$ จะทำให้ความเค้นจริงมีค่าที่สูงกว่าความเค้นวิศวกรรม ปรากฏการณ์นี้อาจพิสูจน์ได้โดยลักษณะของชิ้นทดสอบจริงที่พื้นที่หน้าตัดรับแรงนั้นจะลดลงเรื่อย ๆ ตลอดการทดสอบซึ่งจะทำให้ความเค้นจะมีค่าสูงขึ้น ในทางตรงกันข้าม

ความเครียดจริงจะมีค่าน้อยกว่าความเครียดวิศวกรรมอันเนื่องมาจากความสัมพันธ์ทางคณิตศาสตร์ลอกการีทึม การเปรียบเทียบสองเส้นโค้งนี้อาจสังเกตได้ดังแสดงในภาพที่ 2-14



ภาพที่ 2-14 การเปรียบเทียบกันของเส้นโค้งความเค้น-ความเครียดวิศวกรรมกับเส้นโค้งความเค้น-ความเครียดจริง

2.7.3 เส้นโค้งความเค้นไหล

เส้นโค้งความเค้นไหล (Flow Stress Curve) คือเส้นโค้งที่ใช้อธิบายความสัมพันธ์ระหว่างความเค้นและความเครียดจริงในช่วงการเปลี่ยนรูปถาวร ในแง่ของการนำไปคำนวณเชิงตัวเลขไฟไนต์เอลิเมนต์มีความจำเป็นที่จะต้องกำหนดเส้นโค้งให้มีความยาวของความเครียดเท่ากับ หรือมากกว่า 1 ในการทดลองวัสดุที่ยืดตัวดีอาจมีความยาวเส้นของความเครียดประมาณ 0.3-0.5 ดังนั้นจึงมีการศึกษาพัฒนาสมการทางคณิตศาสตร์ในการทำนายพฤติกรรมของความเค้นไหลที่สภาวะของการเปลี่ยนรูปมากๆ ดังต่อไปนี้

2.7.4 สมการการทำให้แข็งด้วยความเครียด

2.7.4.1 สมการการทำให้แข็งด้วยความเครียด Swift [16] เป็นสมการที่อยู่ในรูปของสมการเลขชี้กำลัง (Power Law) แต่จะมีรูปสมการที่แตกต่างเล็กน้อย คือ มีความเครียดช่วงยืดหยุ่นเป็นส่วนเพิ่มในการคำนวณดังแสดงในสมการที่ 2-29 ต่อไปนี้

$$\bar{\sigma}_{Swift} = K\left(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon}\right)^n \tag{2-29}$$

เมื่อ $\bar{\sigma}_{Swift}$ คือ ความเค้นไหล Swift

K, ε_0, n คือ ค่าสัมประสิทธิ์ความแข็งแรง ความเครียดช่วงการเปลี่ยนรูปยืดหยุ่น และเลขชี้กำลังทำให้แข็งด้วยความเครียดของ Swift

$\bar{\varepsilon}$ คือ ความเครียดสมมูลช่วงการเปลี่ยนรูปถาวร

ในสมการนี้ ค่าสัมประสิทธิ์ความแข็งแรง (Strength Coefficient K) เป็นค่าที่ใช้บ่งบอกถึงความแข็งแรงของแต่ละวัสดุ ซึ่งในแต่ละวัสดุจะมีค่าที่ไม่เท่ากัน วัสดุแข็งแรงมากก็จะมีค่าความแข็งแรงสูง ความเครียดช่วงยืดหยุ่น เป็นค่าที่มีค่าน้อยมากๆ ในแต่ละวัสดุ ดังนั้นในแต่ละวัสดุจะมีค่าไม่แตกต่างกันมาก สำหรับเลขชี้กำลังทำให้แข็งด้วยความเครียด (Strain Hardening Exponent n) จะเป็นดัชนีที่ชี้ให้เห็นอัตราการเปลี่ยนแปลงความเค้นไปเป็นความเครียด ในลักษณะเดียวกันนี้ในวัสดุที่มีการยืดตัวที่ดีจะมีเลขชี้กำลังที่สูงกว่าวัสดุที่มีการยืดตัวน้อย กว่าวคือ วัสดุที่มีค่า n มากจะสามารถแปลงความเค้นไปเป็นความเครียดได้ดี

2.7.4.2 สมการการทำให้แข็งด้วยความเครียด Voce [17] เป็นสมการที่อยู่ในกลุ่มสมการแบบค่าอิ่มตัว (Saturated Hardening Model) กล่าวคือ ความเค้นที่ทำนายได้โดยสมการนี้ในสภาการเปลี่ยนรูปมากๆ จะมีค่าลู่เข้าค่าใดค่าหนึ่ง สมการนี้จะเหมาะกับวัสดุที่เกิดปรากฏการ Softening มากกว่า Hardening นอกจากนี้ สมการนี้มักนิยมนำมานำนายความเค้นไหลร่วมกับสมการ Hardening ในวัสดุกลุ่มเหล็กกล้าดังจะสามารถเขียนเป็นความสัมพันธ์ได้ดังสมการที่ 2-30 ต่อไปนี้

$$\bar{\sigma}_{Voce} = A - B\exp\left(-C\cdot\bar{\varepsilon}\right) \qquad (2\text{-}30)$$

เมื่อ $\bar{\sigma}_{Voce}$ คือ ความเค้นไหล Voce

A, B, C คือ ความเค้นไหลจุดคราก ค่าสัมประสิทธิ์ความแข็งแรง และเลขชี้กำลังทำให้แข็งด้วยความเครียดของ Voce

e คือ ค่าคงที่ฐานลอการิทึมธรรมชาติ โดยที่ $e \approx 2.1718$

2.7.4.3 สมการการทำให้แข็งด้วยความเครียด Sherby-Hocket [18] เป็นอีกสมการการทำให้แข็งด้วยความเครียดที่อยู่ในกลุ่ม Saturated Hardening Model กล่าวคือ สมการจะเขียนอยู่ในรูปของสมการ Exponential ที่คล้ายกับสมการ Voce แต่จะมีความแตกต่างของพจน์ของความเครียดสมมูลที่มีเลขชี้กำลังยกกำลังประกอบอยู่ด้วย ด้วยการพัฒนาสมการนี้จะทำให้ค่าความเค้นไหลที่ทำนายได้มีค่าที่สูงกว่าสมการ Voce ในสภาวะการเปลี่ยนรูปมากๆ ซึ่งจะมีความสอดคล้อง

กับวัสดุกลุ่มเป็น Strain Hardening มากขึ้น ความสัมพันธ์ของสมการนี้จะสามารถสังเกตได้ดังสมการที่ 2-31 ที่กำหนดให้ต่อไปนี้

$$\bar{\sigma}_{Hocket-Sherby} = A - B\exp\left(-C\cdot\bar{\varepsilon}^{n}\right) \quad (2\text{-}31)$$

เมื่อ $\bar{\sigma}_{Hocket-Sherby}$ คือ ความเค้นไหล Hocket-Sherby

A, B คือ ความเค้นไหลจุดคราก ค่าสัมประสิทธิ์ความแข็งแรงของ Hocket-Sherby

C, n เลขชี้กำลังทำให้แข็งด้วยความเครียดของ Hocket-Sherby

2.7.4.4 สมการการทำให้แข็งด้วยความเครียดแบบผสม Hybrid Swift-Voce (HSV) เป็นสมการการทำให้แข็งด้วยความเครียดแบบผสมระหว่างสมการ Swift และสมการ Voce ผ่านค่าถ่วงน้ำหนักที่เหมาะสม w ซึ่งเป็นค่าคงตัวที่อยู่ในช่วง 0 ถึง 1 ดังจะสามารถเขียนเป็นความสัมพันธ์ได้ดังสมการที่ 2-32 ที่กำหนดให้ต่อไปนี้ ในสมการนี้ ถ้าค่าถ่วงน้ำหนักมีค่าเท่ากับ 0 ความเค้นไหลจะมีค่าเท่ากับความเค้นไหลสมการ Voce ในขณะเดียวกันนี้ ถ้าค่าถ่วงน้ำหนักนี้มีค่าเท่ากับ 1 ความเค้นไหลที่ทำนายได้จะมีค่าเท่ากับความเค้นไหลของสมการ Swift

$$\bar{\sigma}_{HSV} = w_{HSV}\cdot\bar{\sigma}_{Swift} + \left(1-w_{HSV}\right)\bar{\sigma}_{Voce} \quad (2\text{-}32)$$

เมื่อ w_{HSV} คือ ค่าถ่วงน้ำหนักที่เหมาะสมของสมการแบบผสม Hybrid Swift-Voce

2.7.4.5 สมการการทำให้แข็งด้วยความเครียดแบบผสม Hybrid Swift-Hocket-Sherby (HSHS) เป็นสมการแบบผสมในลักษณะเดียวกันกับสมการแบบผสม HSV แต่จะมีความแตกต่างของสมการกลุ่ม Saturated Hardening Model ที่ใช้เป็นสมการ Hocket-Sherby ในการผสมผสาน ความสัมพันธ์ของสมการผสมนี้จะสามารถสังเกตได้ดังสมการที่ 2-33 ต่อไปนี้

$$\bar{\sigma}_{HSHS} = w_{HSHS}\cdot\bar{\sigma}_{Swift} + \left(1-w_{HSHS}\right)\cdot\bar{\sigma}_{Hocket-Sherby} \quad (2\text{-}33)$$

เมื่อ w_{HSHS} คือ ค่าถ่วงน้ำหนักที่เหมาะสมของสมการแบบผสม Hybrid Swift-Hocket-Sherby

ในการคำนวณหาค่าถ่วงน้ำหนักสมการแบบผสม HSV และ HSHS จะใช้วิธีการปรับแบบเชิงเส้น (Linear weighting) ตลอดเส้นโค้งโดยจะวนลูปสุ่มค่าไปเรื่อย ๆ จนกระทั้งเส้นโค้งทำนายในบริเวณปลายค่าการทดสอบสอดคล้องกัน วิธีดังกล่าวจะเป็นเกณฑ์ที่บ่งบอกถึงแนวโน้มที่ตรงกับการทดสอบ นอกจากนี้จะสามารถใช้หลักการทางสถิติคำนวณหาค่าความคลาดเคลื่อนเฉลี่ยน้อยที่สุดได้

2.7.5 สมการการทำให้แข็งด้วยความเครียดภายใต้การรับภาระแบบสลับ

ในสมมติฐานของการคราก Isotropic นั้น การไหลตัวของความเค้นจะไม่พิจารณาอิทธิพลของ Bauschinger ของวัสดุ การครากของโลคัสจะเป็นการขยายออกไปเท่านั้น สำหรับการครากแบบจำลอง kinematics นั้นจะเป็นการขยับวงโลคัส ซึ่งการขยับนั้นจะถูกควบคุมโดยสมการการทำให้แข็งด้วยความเครียด Yoshida–Uemori (Y-U) model [19] ซึ่งการไหลตัวทั้งสอบแบบนี้จะสามารถเขียนเป็นความสัมพันธ์ได้ดังสมการที่ 2-34 และ 2-35 ตามลำดับดังต่อไปนี้

Isotropic $$f(s)-\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon})=0 \quad (2\text{-}34)$$

Kinematics $$f(s-\alpha)-Y^2=0 \quad (2\text{-}35)$$

เมื่อ $f(s)$ คือ โลคัสของการคราก (Yield Surface)

$\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon})$ คือ ความเค้นไหลจากสมการการทำให้แข็งด้วยความเครียด

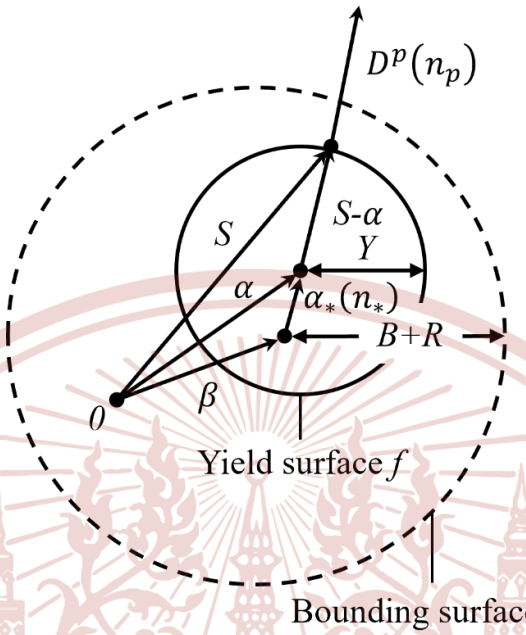
$f(s-\alpha)$ คือ โลคัสของเกณฑ์การครากภายใต้ความเค้นแบบดีดกลับ

Y คือ ค่าความเค้นคราก

สำหรับสมมติฐานการแข็งตัวแบบผสมที่มีทั้งการขยายของโลคัสและการขยับร่วมกัน ความสัมพันธ์ของโลคัสจะสามารถเขียนแสดงได้ดังสมการที่ 2-36 ดังต่อไปนี้

$$f(s-\alpha)-\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon})=0 \quad (2\text{-}36)$$

ภายใต้สมมติฐานนี้ แบบจำลองของ Y-U model นั้นพัฒนามาจากสองผิวการคราก 2 ชนิดร่วมกันดังแสดงในภาพที่ 2-15 Yield surface กำหนดให้อยู่ภายใต้การครากแบบ kinematics ในขณะที่ Bounding surface นั้นจะเป็นแบบผสม ภายใต้โลคัสของสมการ von-Mises ฟังก์ชัน f และ F จะสามารถเขียนเป็นสัญลักษณ์ทางคณิตศาสตร์แทนได้ดังสมการที่ 2-37 และ 2-38 ตามลำดับ



ภาพที่ 2-15 ผิวการรากสองชนิดภายใต้แบบจำลองของ Y-U model

$$f = \frac{3}{2}(s-\alpha):(s-\alpha) - Y^2 = 0 \tag{2-37}$$

$$F = \frac{3}{2}(s-\beta):(s-\beta) - (B+R)^2 = 0 \tag{2-38}$$

เมื่อ F, f คือ ฟังก์ชันโลคัสการรากของผิว F และ f ตามลำดับ

s, α คือ Cauchy Stress และ Back Stress ตามลำดับ

β, B, R คือ ระยะห่างจุดกึ่งกลางของผิวทั้งสอง รัศมีเริ่มต้นและขนาดเริ่มต้น

จุดกึ่งกลางของผิว f นั้นจะถูกเคลื่อนไปเป็นจุดศูนย์กลางผิว F โดยอาศัยความสัมพันธ์ดังสมการที่ 2-39 และมีปริมาณการเคลื่อนไปดังจะสามารถคำนวณได้ดังสมการที่ 2-40 ต่อไปนี้

$$\alpha = \alpha_* + \beta \tag{2-39}$$

$$\dot{\alpha}_* = C\left[\frac{2}{3}aD^p - \alpha_*\dot{p}\right] = \sqrt{\frac{2}{3}}Ca\dot{p}\left[n_p - \left(\frac{\bar{\alpha}_*}{a}n_*\right)\right] \tag{2-40}$$

เมื่อ α^* คือ ปริมาณการเคลื่อนที่

$\dot{p}$ คือ อัตราของการเปลี่ยนรูปของความเครียดสมมูล

C คือ ค่าคงตัวเฉพาะวัสดุ

n_p, n_* คือ เวกเตอร์หนึ่งหน่วยแสดงทิศทาง

และโดยที่ $\dot{p}, \bar{\alpha}_*$ จะสามรถคำนวณได้จากสมการที่ 2-41 และ α จะสามารถคำนวณได้จากสมการที่ 2-42

$$\dot{p} = \sqrt{\frac{2}{3} D^p : D^p}, \bar{\alpha}_* = \sqrt{\frac{3}{2} \alpha_* : \alpha_*} \tag{2-41}$$

$$a = B + R - Y \tag{2-42}$$

สำหรับสมการการทำให้แข็งด้วยความเครียดแบบผสมของผิว F สมการการเปลี่ยนไปจะสามารถเขียนเป็นความสัมพันธ์ได้ดังสมการที่ 2-43

$$\dot{R} = m\dot{p}\left(R_{sat} - R\right) \tag{2-43}$$

เมื่อ $\dot{R}$ คือ ฟังก์ชันการเปลี่ยนเปลงผิวแบบ Isotropic-kinematics

R คือ Isotropic hardening

R_{sat} คือ Saturated Stress

m คือ ค่าคงตัวเฉพาะวัสดุ

สำหรับผิวการคราก Kinematics Hardening สมการการเปลี่ยนแปลงไปจะสามารถเขียนได้ดังสมการที่ 2-44 ต่อไปนี้

$$\dot{\beta} = m\left[\frac{2}{3} b D^p - \beta \dot{p}\right] \tag{2-44}$$

เมื่อ $\dot{\beta}$ คือ ฟังก์ชันการเปลี่ยนแปลงแบบ Kinematics

b คือ ค่าคงตัวเฉพาะวัสดุ

โดยสรุปแล้ว สมการเส้นโค้งความเค้นไหลของ bounding จะสามารถเขียนเป็นสมการได้ดังแสดงในสมการที่ 2-45

$$\bar{\sigma}_{bound} = B + R + \beta = B + \left(R_{sat} + b\right)\left(1 - e^{-m\bar{\varepsilon}}\right) \tag{2-45}$$

เมื่อ $\bar{\sigma}_{bound}$ คือ ความเค้นประสิทธิผลของ bounding

นอกจากนี้ Yoshida และคณะ [20] ได้เสนอแบบจำลองแบบ non-isotropic ในการควบคุมความเค้นดีดกลับ g_σ ดังเขียนในสมการที่ 2-46 ต่อไปนี้

$$g_\sigma = f\left(\beta - q\right) - r^2 \tag{2-46}$$

เมื่อ q คือ จุดกึ่งกลางของ g_σ

r คือ รัศมีของผิว

สมการของการเปลี่ยนแปลงไปในสม hardening นี้อาจคำนวณได้จากความสัมพันธ์ดังแสดงในสมการที่ 2-47 ต่อไปนี้

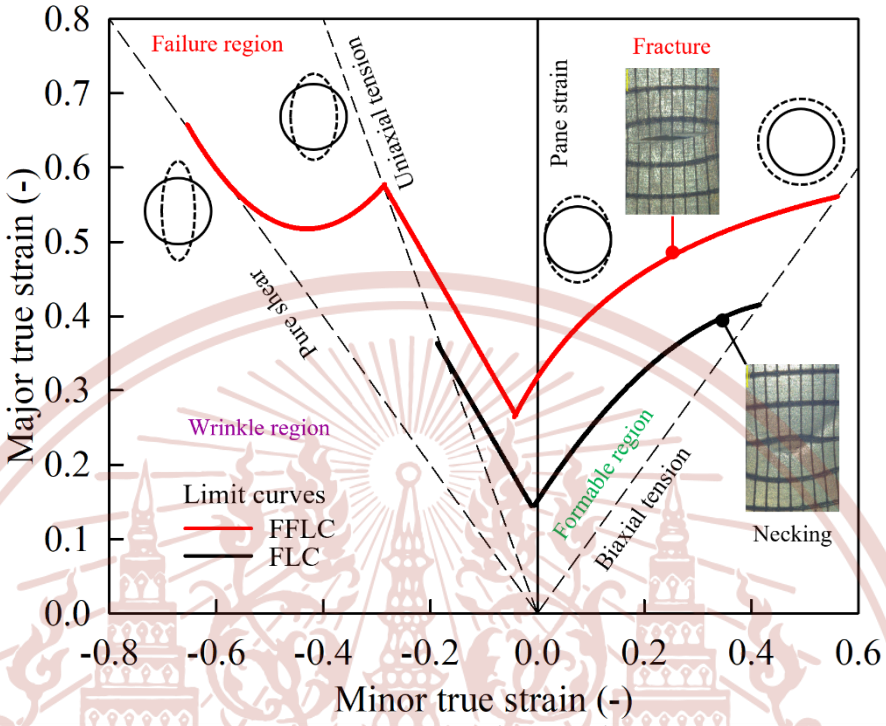
$$\dot{q} = \mu(\beta - q) \text{ เมื่อ } \mu = \frac{1 - h\Gamma\dot{r}}{r} : \Gamma = \frac{(\beta - q) : \dot{\beta}}{r} \quad (2\text{-}47)$$

เมื่อ h คือ ค่าคงที่ของวัสดุ

2.8 แผนภาพขีดจำกัดการขึ้นรูปและการทดสอบสร้างแผนภาพขีดจำกัดการขึ้นรูป

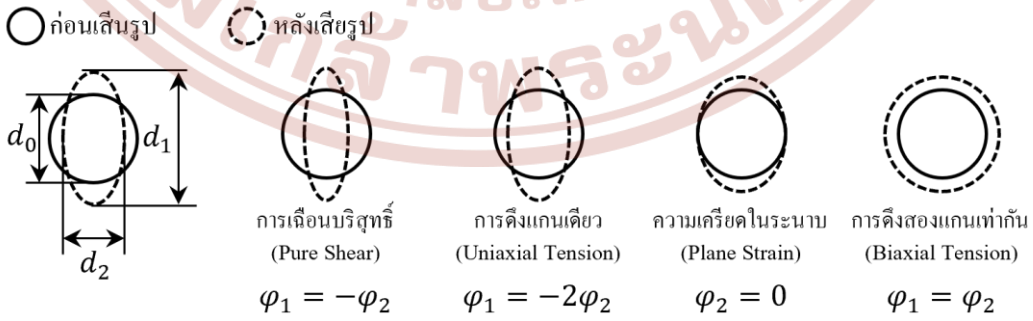
2.8.1 แผนภาพขีดจำกัดการขึ้นรูป

แผนภาพขีดจำกัดการขึ้นรูป (Forming Limit Diagram; FLD) เป็นแผนภาพที่แสดงขอบเขตความสามารถในการขึ้นรูปได้ของวัสดุโดยมีเส้นโค้งขีดจำกัดการขึ้นรูป (Forming Limit Curve; FLC) เป็นขอบเขตของการเกิดการคอด (Necking) และมีเส้นโค้งขีดจำกัดความเสียหาย (Fracture Forming Limit Curve; FFLC) เป็นเส้นโค้งขีดจำกัดความเสียหายสุดท้าย แผนภาพนี้เขียนขึ้นบนพื้นฐานความเครียดสองแกน คือ ความเครียดจริงหลัก (Major true strain) และความเครียดจริงรอง (Minor true strain) ดังภาพที่ 2-16 คู่อันดับความเครียดในชิ้นงานใดๆ ที่อยู่ในบริเวณใต้เส้นโค้ง FLC ถือว่ายังไม่เกิดความเสียหาย คู่อันดับความเครียดใดๆ อยู่ใกล้บริเวณของเส้น FLC ถือว่าเป็นชิ้นงานที่เสี่ยงเกิดความเสียหาย คู่อันดับความเครียดใดๆ อยู่ในบริเวณเหนือเส้น FFLC ถือว่าเป็นชิ้นงานที่เกิดความเสียหาย



ภาพที่ 2-16 แผนภาพขีดจำกัดการขึ้นรูปบนพื้นฐานความเครียด

การสร้างเส้นโค้ง FLC หรือ FFLC เป็นการกำหนดเส้นแนวโน้มของคู่อันดับความเครียดจริงที่ได้จากการทดสอบวัสดุด้วยการขึ้นรูปโดมครึ่งทรงกลม Nakajima หรือ อาจใช้ชิ้นทดสอบแรงดึงดังภาพที่ 2- 6และ ภาพที่ 2- 7 ตามลำดับ สำหรับการขึ้นรูปโลหะแผ่นจะเป็นการทดสอบดึงยืดวัสดุให้เกิดความเครียดที่ผิวในสภาวะความเค้นต่างๆ เช่น การดึงแกนคู่ (Biaxial) ความเครียดในระนาบ (Plane Strain) การดึงแกนเดียวสม่ำเสมอ (Uniaxial) การเฉือนบริสุทธิ์ (Pure shear) เป็นต้น ซึ่งสภาวะความเค้นดังกล่าวจะมีลักษณะความเครียดในแกนหลักและแกนรองแสดงดังภาพที่ 2-17



ภาพที่ 2-17 ลักษณะของวงกลมความเครียดเริ่มต้นและเปลี่ยนรูปไปในแต่ละสภาวะความเค้นที่เกิดขึ้นในงานขึ้นรูปโลหะแผ่นและหลักการวัดเส้นผ่าศูนย์กลางแกนหลักและแกนรอง

ในแต่ละสภาวะความเค้นอาจบ่งบอกด้วยอัตราส่วนความเครียด (Strain Ratio) ซึ่งเป็นสัดส่วนระหว่างความเครียดจริงรองต่อความเครียดจริงหลักดังสมการที่ 2-48 ซึ่งในสภาวะความเค้นแบบ Biaxial จะมีอัตราส่วนความเครียดเท่ากับ 1 สภาวะความเค้นแบบ Plane Strain จะมีอัตราส่วนความเครียดเท่ากับ 0 สภาวะความเค้นแบบ Uniaxial จะมีอัตราส่วนความเครียดเท่ากับ -0.5 สภาวะความเค้นแบบ Pure shear จะมีอัตราส่วนความเครียดเท่ากับ -1

โดยความเครียดจริงหลักและรองสามารถคำนวณได้จากเส้นผ่าศูนย์กลางวงกลมที่เปลี่ยนไปสูงสุดและน้อยสุดตามลำดับ เทียบกับเส้นผ่าศูนย์กลางเริ่มต้นในแนวแกนหลักและแกนรอง ในการคำนวณความเครียดจริงทั้งในแกนหลักและแกนรองจะใช้หลักการความเครียดจริงเช่นเดียวกันกับความเครียดสมมูลดังสมการที่ 2-49 และ 2-50 ตามลำดับ

อัตราส่วนความเครียด

$$\rho = \frac{\varphi_2}{\varphi_1} \tag{2-48}$$

ความเครียดจริงหลัก

$$\varphi_1 = \ln\left(\frac{d_1}{d_0}\right) \tag{2-49}$$

ความเครียดจริงรอง

$$\varphi_2 = \ln\left(\frac{d_2}{d_0}\right) \tag{2-50}$$

เมื่อ ρ คือ อัตราส่วนความเครียด

φ_1, φ_2 คือ ความเครียดจริงหลักและรองตามลำดับ

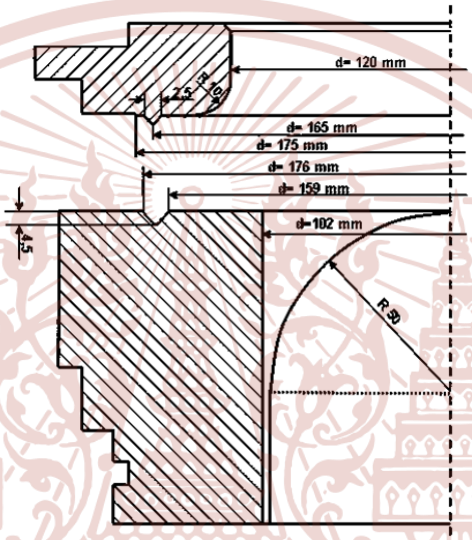
d_0, d_1, d_2 คือ เส้นผ่าศูนย์กลางเริ่มต้น สูงสุด และน้อยสุดตามลำดับ

2.8.2 การทดสอบขึ้นรูปสร้างแผนภาพขีดจำกัดการขึ้นรูป

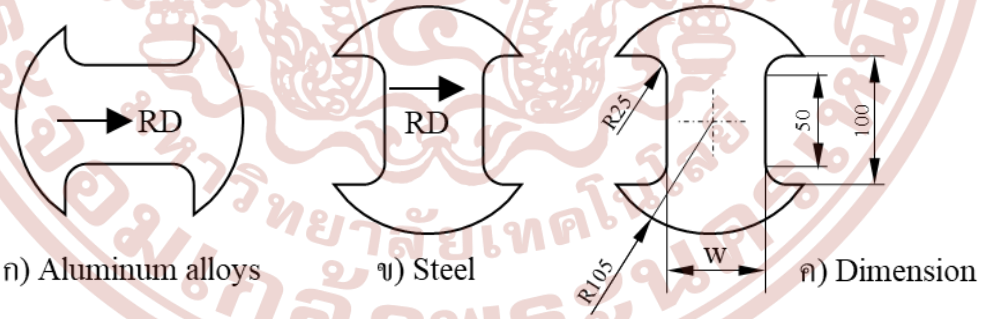
ในการสร้างเส้นโค้งขีดจำกัดการขึ้นรูปหรือเส้นโค้งขีดจำกัดความเสียหายอาจใช้วิธีการทำนายจากความหนาแผ่นหรือสมบัติทางกลบางประการ อย่างไรก็ดี เพื่อให้ได้ค่าของเส้นโค้งที่ถูกต้องตรงตามวัสดุที่นำมาขึ้นรูป การสร้างเส้นโค้งจากการทดสอบจึงมีความสำคัญและควรจะดำเนินการวิจัยให้มีความถูกต้องตรงหลักการดังมีรายละเอียดต่อไปนี้

2.8.2.1 การทดสอบขึ้นรูปโดมครึ่งทรงกลม Nakajima Stretching เป็นการทดสอบสร้างเส้นแผนภาพขีดจำกัดการขึ้นรูปตามมาตรฐาน ISO12004 [21] ในมาตรฐานนี้ จะมีการกำหนดทั้งชุดแม่พิมพ์ ชิ้นทดสอบ วิธีการทดสอบไว้อย่างชัดเจนสำหรับทดสอบและคำนวณความเครียด ชุดแม่พิมพ์สำหรับพั้นช์ที่มีขนาดเส้นผ่าศูนย์กลาง 100 มิลลิเมตร จะสมารถศึกษาได้ดังภาพที่ 2-18 ซึ่งมีการกำหนดระยะ clearance และรัศมีชุดแม่พิมพ์ต่างๆ ไว้ สำหรับชิ้นทดสอบก็จะมีลักษณะที่จะต้องเตรียมไว้ให้สอดคล้องกับชุดแม่พิมพ์ดังแสดงในภาพที่ 2-19 ชิ้นทดสอบจะตัดเป็นแผ่นวงกลมเส้นผ่าศูนย์กลาง 210 มิลลิเมตร ในการวางตำแหน่งแนวรีดของอะลูมิเนียมผสมและเหล็กนั้นจะมี

ความแตกต่างกันดังแสดงในภาพที่ *2-19* (ก) และ (ข) ตามลำดับ ขนาดของความยาวคอและความยาวเว้า 50 และ 100 มิลลิเมตรจะถูกกำหนดให้เป็นค่ามาตรฐาน เช่นเดียวกันนี้ รัศมีเว้าจะถูกกำหนดให้มีค่า 25 มิลลิเมตร สำหรับความกว้างคอ w จะมีการลดขาดลงไปตั้งแต่ 210 จนกระทั่งประมาณ 20 มิลลิเมตร ซึ่งการลดขนาดคอขวดดังกล่าวจะทำให้เกิดสภาวะความเค้นที่แตกต่างกันตั้งแต่ การดึงสองแกน ความเครียดในระนาบ จนกระทั่งการดึงแกนเดียว



ภาพที่ **2-18** ภาพฉายสองมิติของชุดแม่พิมพ์ทดสอบขึ้นรูปโดมครึ่งทรงกลม Nakajima ตามมารตฐาน ISO12004

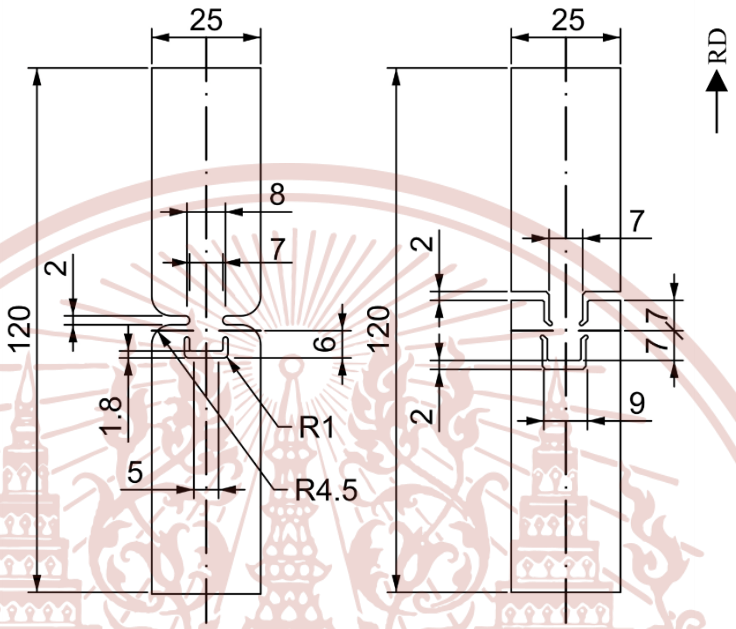


ภาพที่ 2-19 ชิ้นทดสอบ Nakajima สำหรับพั้นช์ที่มีขนาดเส้นผ่าศูนย์กลาง 100 มิลลิเมตร ตามมารฐาน ISO12004 แสดงถึงการวางแนวรีดของโลหะกลุ่มเหล็กและอะลูมิเนียมผสม และขนาดกำหนดต่างๆ

2.8.2.2 การทดสอบดึงแกนเดียวชิ้นทดสอบบากขอบ

จากการทดสอบขึ้นรูปโดมครึ่งทรงกลม Nakajima สภาวะความเค้นจะอยู่ในช่วงของการดึงสองแกนจนถึงการดึงแกนเดียว ในการขยายสภาวะความเค้นไปยังการเฉือนบริสุทธิ์ การทดสอบจะต้องมีการนำชิ้นทดสอบบากขอบมาดึงเพื่อให้เกิดสภาวะความเค้นที่มากขึ้น สำหรับชิ้นทดสอบที่

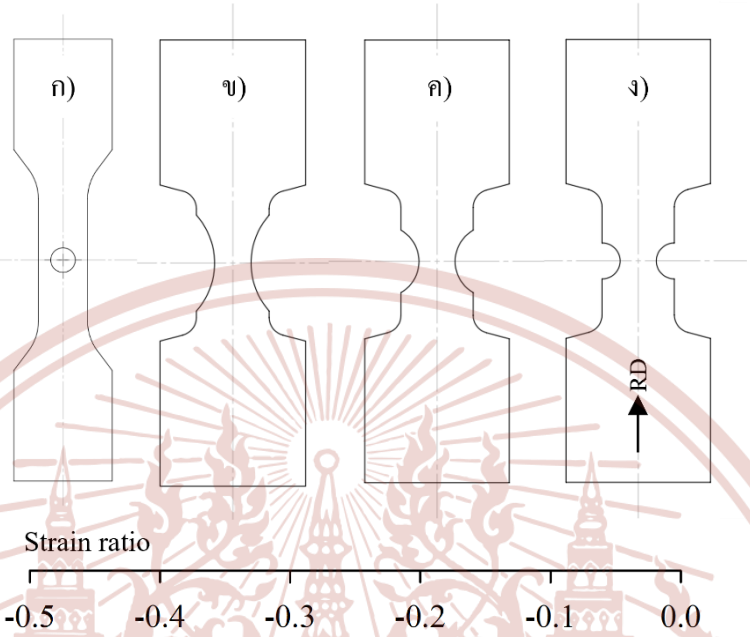
นำมารับภาระแบบดึงแกนเดียวนั้นจะเรียกว่าชิ้นทดสอบบากขอบรูปผีเสื้อ Combined Loading และ Pure Shear ดังแสดงใน**ภาพที่ 2-20** (ก) และ (ข) ตามลำดับ



ก) Combined Loading (CB) ข) Pure Shear (PS)

ภาพที่ 2-20 ภาพฉายสองมิติของชิ้นทดสอบบากขอบรูปผีเสื้อสำหรับสร้างเส้นโค้ง FFLC

นอกจากนี้ชิ้นทดสอบบากขอบยังนิยมนำมารับภาระแบบดึงแกนเดียวเพื่อสร้างเส้นโค้งขีดจำกัดการขึ้นรูปหรือขีดจำกัดความเสียหายในสภาวะความเค้นตั้งแต่ความเครียดในระนาบจนถึงการดึงแกนเดียวดังแสดงในภาพที่ 2-21 (ก)-(ง) โดยในชิ้นทดสอบ Centered Hole จะเป็นชิ้นทดสอบสำหรับสภาวะความเค้นการดึงแกนเดียว และชิ้นทดสอบ Notched-R5 จะรับภาระแบบความเครียดในระนาบ ในขณะเดียวกันนี้ ชิ้นทดสอบบากขอบ Notched-R10 และ Notched-R20 จะเกิดสภาวะความเค้นที่อยู่ระหว่างความเครียดในระนาบและการดึงแกนเดียว



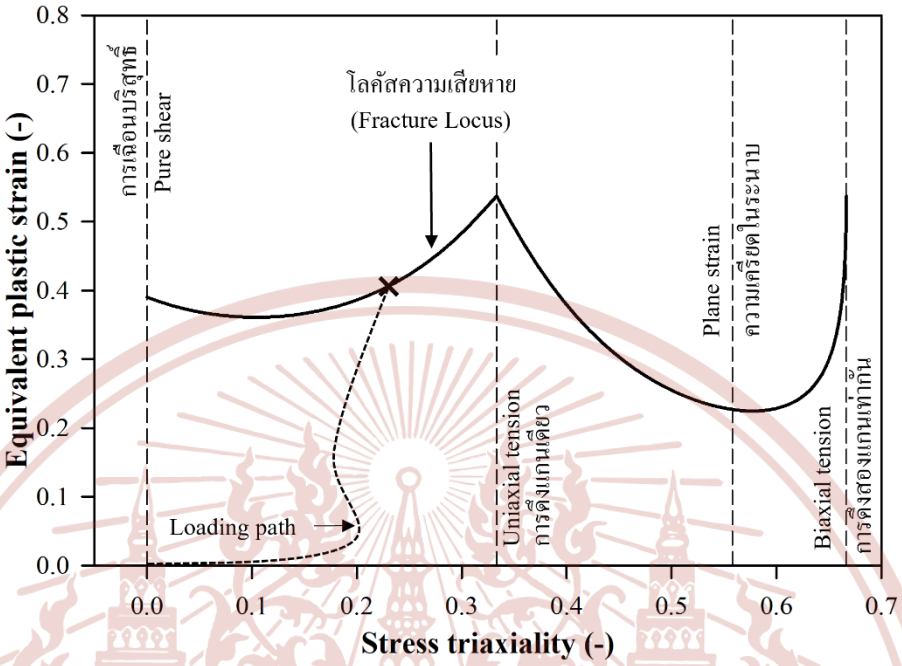
ภาพที่ 2-21 ภาพฉายสองมิติของชิ้นทดสอบบากขอบ (ก) Centered Hole (ข) Notched-R20 (ค) Notched-R10 (ง) Notched-R5

เมื่อทดสอบวัสดุแล้ว ขั้นตอนต่อไปคือการนำชิ้นทดสอบไปวัดความเครียดจริงหลักและรองในบริเวณเกิดความเสียหายซึ่งจะได้คู่อันดับความเครียดที่มีอัตราส่วนความเครียดที่แตกต่างกันในแต่ละชิ้นทดสอบ นอกจากนี้ในแต่ละชิ้นจะมีระดับของความเครียดที่แตกต่างกัน โดยตั้งแต่ความเครียดในระนาบไปจนกระทั่งการดึงสองแกนจะมีความต่อเนื่องของจุดเป็นลักษณะพาราโบล่าคว่ำ ในขณะเดียวกันนี้ ตั้งแต่ความเครียดในระนาบจนถึงการดึงแกนเดียวจะมีจุดต่อเนื่องในลักษณะเป็นเส้นตรงที่มีความชันมีค่าเป็นลบ สำหรับช่วงของการเฉือนบริสุทธิ์จนถึงการดึงแกนเดียว ลักษณะของจุดจะเป็นพาราโบล่าหงายโดยมีจุด CB เป็นจุดต่ำสุดของกราฟ

2.9 โลคัสความเสียหายและเกณฑ์ความเสียหาย

2.9.1 โลคัสความเสียหาย

โลคัสความเสียหาย (Fracture Locus; FLs) เป็นเส้นโค้งความเสียหายที่เขียนอยู่ในปริภูมิของ $\left(\eta, L, \bar{\varepsilon}_f\right)$ โดยมีความเครียดปริสิทธิผล $\bar{\varepsilon}_f$ เป็นขอบเขตความเสียหายและมี ความเค้นแบบสามแกน (Stress Triaxiality; η) และลอดพารามิเตอร์ (Lode Parameter; L) เป็นตัวแปรอิสระในการจำแนกสภาวะความเค้น สำหรับการใช้ประเมินความเสียหายมักนิยมประเมินด้วยเส้นทางความเค้น-ความเครียด (Stress-Stain Loading Path) ดังแสดงในภาพที่ 2-22



ภาพที่ 2-22 แผนภาพความเสียหายสองมิติและการประเมินความเสียหายด้วยเส้นทางความเค้น-ความเครียด

ในแผนภาพนี้ สภาวะความเค้นจะสามารถจำแนกได้จากตัวแปรอิสระ Stress Triaxiality Lode Parameter ดังแสดงในสมการที่ 2-51 และ 2-52 ตามลำดับ และจะสังเกตได้ว่าทั้งสองตัวแปรจะเขียนอยู่ในรูปของความเค้นทั้งสามมิติ

Stress Triaxiality
$$\eta = \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3\bar{\sigma}} = \frac{1+\rho}{\sqrt{3\cdot\left(1+\rho+\rho^2\right)}} \tag{2-51}$$

Lode Parameter
$$L = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} \tag{2-52}$$

เมื่อ η คือ พารามิเตอร์ความเค้นแบบสามแกน

L คือ ลอดพารามิเตอร์

$\sigma_m, \sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ คือ ความเค้นเฉลี่ย ความเค้นหลัก ความเค้นรอง และความเค้นรองต่ำสุด

ในสภาวะการเป็นความเค้นในระนาบ ความสัมพันธ์ของตัวแปรอิสระทั้งสองนี้อาจเขียนอยู่ในรูปของสมการ 2-53 ต่อไปนี้

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{2}{\pi}\cos^{-1}\left(-\frac{27}{2}\eta\left(\eta^2 - \frac{1}{3}\right)\right) \tag{2-53}$$

เมื่อ $\bar{\theta}$ คือ พารามิเตอร์มุมหลอด (Lode Angle Parameter)

และโดยที่ $\bar{\theta}$ จะมีความสัมพันธ์กับค่ามุมลอด θ ดังสมการที่ 2-54 และมีความสัมพันธ์กับลอดพารามิเตอร์ดังแสดงในสมการที่ 2-55 ต่อไปนี้

$$\theta = \frac{\pi}{6}\left(1-\bar{\theta}\right) \tag{2-54}$$

$$\tan\left(\theta\right) = \frac{\sqrt{3}\left(L+1\right)}{3-L} \tag{2-55}$$

นอกจากนี้ ความสัมพันธ์ระหว่างความเค้นหลัก ความเค้นประสิทธิผล และมุมหลอดและความเค้นแบบสามแกนจะสามารเขียนเป็นความสัมพันธ์ได้ดังสมการ 2-56 (ก) (ข) และ (ค) ดังนี้

$$\sigma_1 = \sigma_m + \frac{2}{3}\bar{\sigma}\cos\left(\theta\right) = \left(\eta + \frac{2}{3}\cos\left(\theta\right)\right)\bar{\sigma} \tag{2-56ก}$$

$$\sigma_2 = \sigma_m + \frac{2}{3}\bar{\sigma}\cos\left(\frac{2}{3}\pi - \theta\right) = \left(\eta + \frac{2}{3}\cos\left(\frac{2}{3}\pi - \theta\right)\right)\bar{\sigma} \tag{2-56ข}$$

$$\sigma_3 = \sigma_m + \frac{2}{3}\bar{\sigma}\cos\left(\frac{4}{3}\pi - \theta\right) = \left(\eta + \frac{2}{3}\cos\left(\frac{4}{3}\pi - \theta\right)\right)\bar{\sigma} \tag{2-56ค}$$

ในการสร้างโลคัสความเสียหายอาจคำนวณได้อย่างง่ายจากข้อมูลต่อเนื่องของ FFLC ดังแสดงในสมการ 2-57 โดยความเครียดสมมูลจะเป็นความเครียดจากสมการ von-Mises Effective Strain หรืออาจใช้คำนวณเป็นจุดเพื่อเป็นข้อมูลอ้างอิงให้กับการใช้เกณฑ์ความเสียหายได้

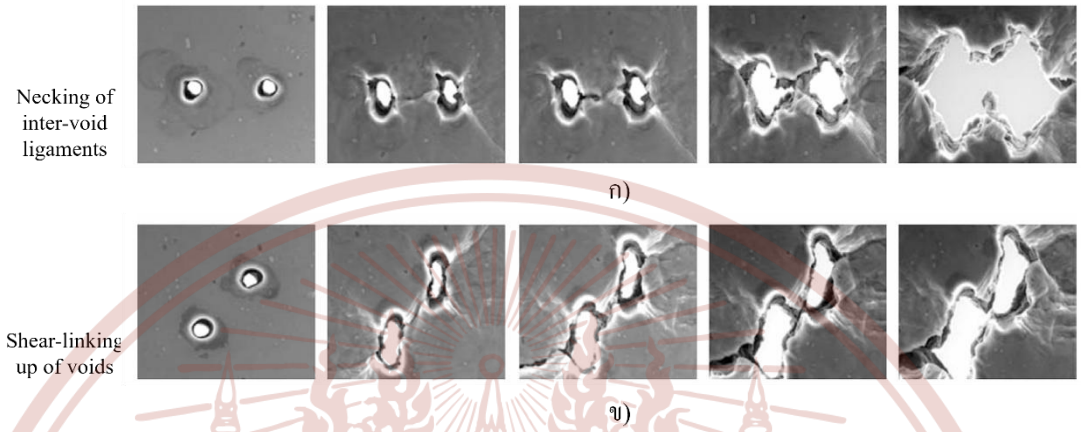
$$\bar{\varepsilon} = \sqrt{\frac{2}{3}\left(\varphi_1^2 + \varphi_2^2 + \varphi_3^2\right)} = \varphi_1 \cdot \sqrt{\frac{4}{3}\left(1 + \rho + \rho^2\right)} \tag{2-57}$$

2.9.2 เกณฑ์ความเสียหาย

ในการสร้างโลคัสความเสียหายอาจใช้เกณฑ์ความเสียหายซึ่งเขียนอยู่ในรูปของสมการทางคณิตศาสตร์ที่มีค่าคงตัวเฉพาะวัสดุในรูปของ $\bar{\varepsilon}_f = \bar{\varepsilon}\left(\eta, L\right)$ โดยในแต่ละเกณฑ์จะมีความแตกต่างกันในรูปของสมการและค่าคงตัว นอกจากนี้การสร้างสมการในแต่ละเกณฑ์ก็มีความแตกต่างด้านเหตุจูงใจหรือสมมติฐานของความเสียหายดังจะมีรายละเอียดต่อไปนี้

2.9.2.1 เกณฑ์ความเสียหาย DF2016 เสนอขึ้นโดย Lou และคณะ [26] ซึ่งเป็นการพัฒนาเกณฑ์ความเสียหายที่อยู่สมมติฐานของกลไกการเสียหายที่เกิดขึ้นตั้งแต่ระดับจุลภาค (Micro Damage Mechanism) การพัฒนาของเกณฑ์ความเสียหายนี้เริ่มต้นจากการพัฒนาเกณฑ์การคราก DF2012 [27] ซึ่งเป็นเกณฑ์ความเสียหายที่คำนึงถึงสามกลไกลการเกิดความเสียหายอันประกอบด้วย การเกิดโพรง (Nucleation of Voids) การขยายของโพรง (Growth of Voids) และการรมตัวกันของโพง

(Coalescence of Voids) โดยในขั้นของการเกิดการรวมตัวกันจะสามารถเป็นไปได้ทั้งการรวมตัวกันในลักษณะของรวมร่วมศูนย์และการเฉือนดังแสดงในภาพที่ 2-23 (ก) และ (ข) ตามลำดับ



ภาพที่ 2-23 สมมติฐานกลไกการเกิดความเสียหายระดับอนุภาคของ **Lou** และคณะ แสดงให้เห็นถึงวิวัฒนาการของโพรงช่องว่างภายในและการรวมตัวที่แตกต่างกันระหว่าง (ก) การรวมแบบจำลองร่วมศูนย์ (void ligament) และ (ข) การเฉือนขาด

จากกลไกลการเปลี่ยนรูปภายในโครงสร้างจุลภาคดังกล่าวจะสามารถเขียนเป็นเกณฑ์ความเสียหายที่เรียกว่า DF2012 ได้ดังสมการที่ 2-58 ต่อไปนี้ [27-28]

DF2012
$$\left(\frac{2}{\sqrt{L^2+3}}\right)^{C_1}\cdot\left(\frac{\langle 1+3\eta\rangle}{2}\right)^{C_2}\cdot\bar{\varepsilon}_f\left(\eta,L\right)=C_3 \tag{2-58}$$

เมื่อ C_1,C_2,C_3 คือ ค่าคงตัวเฉพาะวัสดุของเกณฑ์ความเสียหาย DF2012

ต่อมาในปี ค.ศ. 2017 Lou และคณะ [26] ได้พัฒนาปรับปรุงเกณฑ์ความเสียหายให้สามารถครอบคลุมสภาวะความเค้นที่มักเกิดขึ้นกับงานขึ้นรูปก้อนตั้งแต่สภาวะความเค้นการเฉือนจนกระทั่งการดึงสองแกนเท่ากัน ในเกณฑ์ความเสียหายนี้จะมีค่าคงตัวเฉพาะวัสดุที่เพิ่มมากขึ้นเพื่อให้การทำนายความเครียดสมมูลมีความยืดหยุ่นมากขึ้นดังแสดงในสมการที่ 2-59(ก) และ (ข)

DF2016
$$\left(\frac{2}{\sqrt{L^2+3}}\right)^{C_1}\cdot\left(\frac{f\left(\eta,L,C\right)}{f\left(1/3,-1,C\right)}\right)^{C_2}\bar{\varepsilon}_f\left(\eta,L\right)=C_3 \tag{2-59ก}$$

โดยที่
$$f\left(\eta,L,C\right)=\eta+C_4\frac{\left(3-L\right)}{3\sqrt{L^2+3}}+C \tag{2-59ข}$$

เมื่อ C,C_1,C_2,C_3,C_4 คือ ค่าคงตัวเฉพาะวัสดุของเกณฑ์ความเสียหาย DF2016

ต่อมา Lou และคณะ [29] ได้พัฒนาเกณฑ์ความเสียหายให้อยู่ในพิกัดของ $(\eta, L, \bar{\sigma})$ โดยอาศัยความสัมพันธ์ของความเค้นประสิทธิผลและความเครียดสมมูลดังสมการที่ 2-27 ในการพัฒนานี้ ความเครียดสมมูลในสมการ 2-59(ก) จะเปลี่ยนไปเป็นความเค้นประสิทธิผลด้วยสมการที่ 2-60 ซึ่งจะสามารถเขียนเป็นความสัมพันธ์ได้ดังสมการที่ 2-61 ซึ่งเรียกว่า sDF2016

Power Law
$$\bar{\sigma} = K\bar{\varepsilon}^{n} \tag{2-60}$$

เมื่อ K, n คือ ค่าความแข็งแรงวัสดุ และเลขชี้กำลังทำให้แข็งด้วยความเครียดตามลำดับ

sDF2016
$$\left(\frac{2}{\sqrt{L_2+3}}\right)^{nC_1} \cdot \left(\frac{f(\eta, L, C)}{f(1/3, -1, C)}\right)^{nC_2} \bar{\sigma}_f(\eta, L) = KC_3^n \tag{2-61}$$

เมื่อ $\bar{\sigma}_f(\eta, L)$ คือ ความเค้นประสิทธิผลเกณฑ์ความเสียหาย sDF2016

2.9.2.2 เกณฑ์ความเสียหาย Hosford-Coulomb; HC [30] เป็นเกณฑ์ที่พัฒนาขึ้นโดย Dirk Mohr เพื่อทำนายความเสียหายแบบเหนียวของวัสดุ ซึ่งมีสมมติฐานกลไกการเสียหายที่มีลักษณะที่คล้ายกับแบบจำลองของ DF2012 หรือ DF2016 แต่เป็นการสนใจไปยังจุดเริ่มต้นเสียหาย (onset of fracture) ที่เป็นการเริ่มเปลี่ยนรูปปฐมภูมิหรือทุติยภูมิของการเกิดการคอดแบบจำลองนี้ได้อธิบายความสัมพันธ์ระหว่างความเครียดสมมูล ความเค้นแบบสามแกน และพารามิเตอร์มุมลอด $\bar{\varepsilon}_f = \bar{\varepsilon}(\eta, \bar{\theta})$ เช่นเดียวกันกับเกณฑ์ความเสียหายที่กล่าวมาข้างต้น ต่อมา Gu และ Morh [31] ได้พัฒนาเกณฑ์ความเสียหาย HC แบบแอนไอโซทรอปิกซึ่งจะมีค่าคงตัวสมการจำนวน 4 ค่า คือ a, b, c, n แสดงความสัมพันธ์ดังสมการที่ 2-62

$$\bar{\varepsilon}_f(\eta, \bar{\theta}) = b\left\{\frac{1+c}{g(\eta, \bar{\theta})}\right\}^{\frac{1}{n}} \tag{2-62}$$

โดยที่
$$g(\eta, \bar{\theta}) = \left[\frac{1}{2}\left((f_1 - f_2)^a + (f_2 - f_3)^a + (f_1 - f_3)^a\right)\right]^{\frac{1}{a}} + c(2\eta + f_1 + f_3)$$

$$f_1(\bar{\theta}) = \frac{2}{3}\cos\left[\frac{\pi}{6}(1 - \bar{\theta})\right]$$

$$f_2(\bar{\theta}) = \frac{2}{3}\cos\left[\frac{\pi}{6}(3 + \bar{\theta})\right]$$

และ
$$f_3(\bar{\theta}) = -\frac{2}{3}\cos\left[\frac{\pi}{6}(1 + \bar{\theta})\right]$$

เช่นเดียวกันกับเกณฑ์ความเสียหาย sDF2016 แต่เดิมเกณฑ์ความเสียหาย Hosford-Coulomb นี้จะเขียนอยู่ในปริภูมิของ $(\eta,\bar{\theta},\bar{\sigma})$ อยู่แล้วดังสมการ 2-63 และจะเรียกว่า sHC

$$\bar{\sigma}_f(\eta,\bar{\theta})=\frac{\beta}{g(\eta,\bar{\theta})} \tag{2-63}$$

เมื่อ $\bar{\sigma}_f(\eta,L)$ คือ ความเค้นประสิทธิผลเกณฑ์ความเสียหาย sHC

β คือ ค่าคงตัวเฉพาะวัสดุ

ในการสร้างโลคัสความเสียหายที่ทำนายโดยเกณฑ์ความเสียหายที่มีค่าคงตัวเฉพาะวัสดุนั้นจะต้องอาศัยข้อมูลความเครียดสมมูลอ้างอิงที่ได้จากการทดสอบ $\bar{\varepsilon}_f(\varphi_1,\varphi_2,\varphi_3)$ และหลักการทางสถิติของค่าเบี่ยงเบนน้อยสุด (Min Error Solver) ดังแสดงในสมการ 2-64 ต่อไปนี้

$$Error_{Min}\{C\}=\left\{\frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}\left(\bar{\varepsilon}_i^{\exp}(\varphi_1,\varphi_2,\varphi_3)-\bar{\varepsilon}_i^{DFC}(\eta,L)\right)^2\right\}^{\frac{1}{2}} \tag{2-64}$$

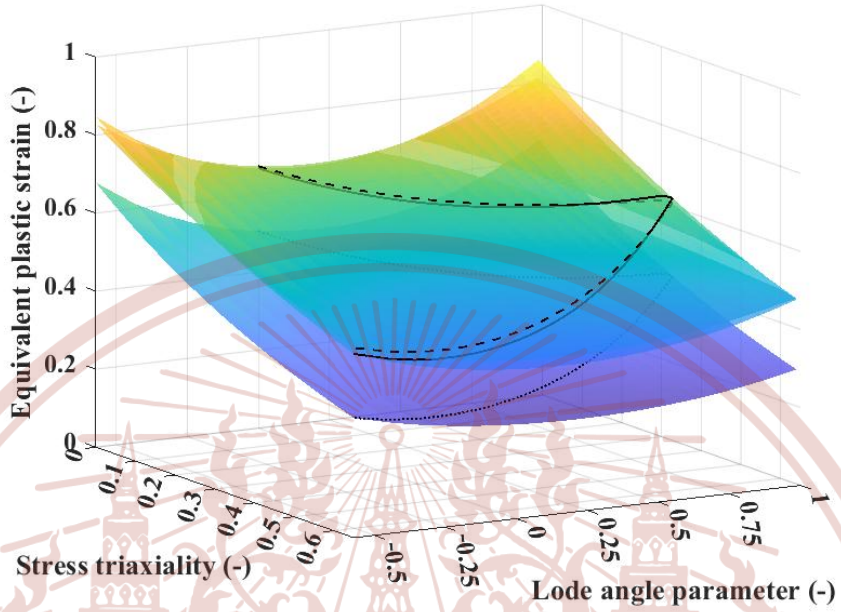
เมื่อ $Error_{Min}(C)$ คือ ค่าความเบี่ยงเบนน้อยสุดจากการแทนค่าเซ็ตของค่าคงที่ $\{C\}$ ในแต่ละเกณฑ์ความเสียหาย

$\bar{\varepsilon}_i^{\exp}(\varphi_1,\varphi_2,\varphi_3)$ คือ ความเครียดสมมูลที่ได้จาการทดสอบวัสดุ

$\bar{\varepsilon}_i^{DFC}(\eta,L)$ คือ ความเครียดสมมูลที่ทำนายได้จากเกณฑ์ความเสียหาย DFC

และโดยที่ $\{C\}=\begin{cases}\{C,C_1,C_2,C_3,C_4\}, DF2016\\ \{a,b,c\}, Hosford-Coulomb\end{cases}$

เมื่อมีการคำนวณหาค่าคงตัวเฉพาะวัสดุแล้วจะสามารถนำมาแทนค่าในสมการและลงจุดแสดงพื้นผิวโลคัสความเสียหายได้ดัง**ภาพที่ 2-24** นอกจากนี้จะสามารถลงสุดเส้นโลคัสความเสียหายภายใต้ความเป็นความเค้นในราบดังเส้นโค้ง Strain Envelope สีดำ ซึ่งเส้นดังกล่าวคือโลคัสความเสียหายที่อยู่ในพิกัดสองมิติ $(\eta,\bar{\varepsilon}_f)$



ภาพที่ 2-24 พื้นผิวโลคัสความเสียหายในระบบพิกัดสามมิติและเส้นรอยตัดของความเค้นในระราบ

2.10 งานวิจัยที่เกี่ยวข้อง และช่องว่างในการวิจัย

ในหัวข้อนี้จะเป็นการรวบรวมงานวิจัยที่เกี่ยวข้องกับการศึกษาพัฒนาแบบจำลองขึ้นรูปในระเบียบวิธีไฟไนต์เอลิเมนต์อันประกอบด้วย เกณฑ์การคราก แบบจำลองแอนไอโซทรอปิก สมการการทำให้แข็งด้วยความเครียด สมมติฐานการแข็งตัว นอกจากนี้ในหัวข้อนี้จะมีการทบทวนวรรณกรรมงานวิจัยที่เกี่ยวข้องกับด้านการพัฒนาขีดจำกัดความเสียหายผ่านการทดสอบวัสดุ การใช้เกณฑ์ความเสียหายและการประเมินความเสียหายของโลหะแผ่นดังมีรายละเอียดดังต่อไปนี้

การขึ้นรูปโลหะแผ่นด้วยแรงดันของไหล (Sheet Hydroforming) เป็นกระบวนการผลิตที่พัฒนาขึ้นสำหรับการขึ้นรูปชิ้นงานที่มีรูปร่างซับซ้อนและต้องการการเปลี่ยนรูปในปริมาณมาก ในขณะเดียวกันนี้โดยเหล็กแผ่นคาร์บอนต่ำ (Mild Steel Sheet) ซึ่งมีสมบัติการเปลี่ยนรูปที่ดีก็ถูกนำมาใช้ในกระบวนการขึ้นรูปนี้เช่นกัน [32] หนึ่งในเหตุผลสำคัญของการเลือกใช้เหล็กชนิดนี้ คือ มีการดีดตัวกลับ (Springback) ต่ำกว่าเหล็กกล้าแข็งแรงสูงสูงชนิดแผ่น (High Strength Steel Sheet) [33] นอกจากนี้ เหล็กชนิดดังกล่าวยังมีความสามารถในการขึ้นรูป (Formability) ที่ดีกว่าเหล็กแผ่นชนิดอื่น ๆ [34] ด้วย ข้อได้เปรียบด้านความสามารถในการเปลี่ยนรูปนี้ เหล็กคาร์บอนต่ำจึงถูกนำมาใช้อย่างแพร่หลายในการขึ้นรูปชิ้นงานแบบดึงลึกมาก (Extra Deep Drawing) [35] อีกทั้งยังถูกนำมาใช้เป็นวัสดุในการขึ้นรูปชิ้นส่วนที่มีรูปร่างซับซ้อนในกระบวนการขึ้นรูปประเภทอื่น ๆ อีกด้วย [36]

ในปัจจุบัน มีงานวิจัยจำนวนมากที่ศึกษาสมบัติการขึ้นรูปของเหล็กชนิดนี้ ทั้งในเชิงการทดลองและการจำลองเชิงตัวเลขด้วยวิธีไฟไนต์เอลิเมนต์ (Finite Element: FE) ตัวอย่างเช่น Basak และคณะ [37] ได้ศึกษาความเสียหายจากการขึ้นรูปของเหล็กในงานดึงขึ้นรูปลึก (Extra Deep Drawing: EDD steel) ผ่านอัตราส่วนการดึงลึก (Drawing Ratio) ภายใต้สภาวะการขึ้นรูปที่มีการเปลี่ยนรูปก่อน (Pre-Strain Forming) ทั้งในงานทดลองและการจำลองด้วย FE นอกจากนี้ ยังมีการเปรียบเทียบเหล็กแผ่นคาร์บอนต่ำกับแผ่นโลหะผสมอะลูมิเนียม ซึ่งพบว่าอัตราส่วนการดึงลึกจำกัด (Limit Drawing Ratio) ของเหล็กคาร์บอนต่ำมีค่าสูงกว่าแผ่นโลหะผสมอะลูมิเนียม

ดังนั้น ในกระบวนการขึ้นรูปถังเชื้อเพลิง ซึ่งเป็นชิ้นส่วนที่รวมทั้งลักษณะรูปร่างซับซ้อนและการดึงลึกมากเข้าด้วยกัน เหล็กแผ่นคาร์บอนต่ำจึงมีความเหมาะสมอย่างยิ่ง กล่าวโดยสรุป เหล็กแผ่นคาร์บอนต่ำชนิด SPC270 จึงมีความสำคัญและถูกนำมาใช้อย่างแพร่หลายเป็นวัสดุแผ่นสำหรับกระบวนการขึ้นรูปดังกล่าว

นอกจากเหล็กแผ่นคาร์บอนต่ำจะสามารถช่วยเพิ่มความสามารถในการขึ้นรูปในกระบวนการดึงลึก (Deep Drawing) ได้แล้ว การขึ้นรูปด้วยของไหล (Liquid Forming) ยังสามารถให้ค่าความสามารถในการขึ้นรูปของแผ่นโลหะที่สูงยิ่งขึ้น แนวคิดหลักในการพัฒนาเทคนิคการขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลวคือการลดแรงเสียดทานที่ผิวสัมผัสระหว่างแผ่นโลหะกับแรงดันของของไหล ซึ่งถือว่าเป็นการสัมผัสแบบไร้แรงเสียดทานเป็นหลัก แนวคิดทางเลือกแรกของการขึ้นรูปด้วยแรงดันไฮโดรสแตติก (hydrostatic pressure forming) ได้ถูกนำเสนอโดย Zhang และ Danckert [38] ในปี ค.ศ. 1998 โดยอธิบายถึงแรงทางกลของไหลในงานขึ้นรูปลึก (Hydro-Mechanical Deep Drawing) ผ่านการศึกษาการดึงลึกของชิ้นงานทรงกระบอก ซึ่งแรงดันของของไหลจะเพิ่มขึ้นตามแนวคิดของห้องของไหลปิด (Closed Chamber) เมื่อปริมาตรของโพรงลดลง แนวคิดการออกแบบดังกล่าวได้ถูกขยายไปสู่การขึ้นรูปชิ้นส่วนประเภทอื่น ๆ โดยสามารถพบการประยุกต์ใช้ แนวคิดการออกแบบ และวิวัฒนาการของกระบวนการนี้ได้ในบทสรุปของงานวิจัยโดย Bell และคณะ [39] อย่างไรก็ตาม งานวิจัยฉบับนี้มีวัตถุประสงค์หลักเพื่อแสดงให้เห็นถึงผลของการพิจารณาคุณลักษณะของแผ่นวัสดุโดยอาศัยเกณฑ์คราก แบบแอนไอโซทรอปิก (anisotropic yield criteria) และแบบจำลองการแข็งตัวจากการเปลี่ยนรูป (strain hardening models) ที่หลากหลายในการจำลองด้วยวิธีไฟไนต์เอลิเมนต์ ซึ่งการศึกษาเชิงเปรียบเทียบดังกล่าวควรให้ความสำคัญกับประสิทธิภาพในการพยากรณ์ผลลัพธ์ของกระบวนการขึ้นรูปมากยิ่งขึ้น

ในช่วงหลายปีที่ผ่านมา นักวิจัยส่วนใหญ่ได้ศึกษาเกี่ยวกับการขึ้นรูปแผ่นโลหะด้วยแรงดันของเหลว โดยอาศัยวิธีการทดลอง การวิเคราะห์เชิงทฤษฎี การจำลองเชิงตัวเลข และแบบจำลองการเรียนรู้ของเครื่อง (Machine Learning) ตัวอย่างเช่น Zhou และคณะ [40] ได้ศึกษาการขึ้นรูปแรงดันของเหลวของแผ่นโลหะแบบหลายชั้นสำหรับการดึงด้วยพั้นช์ครึ่งทรงรี (Semi-Ellipsoid Punch)

ผ่านการจำลองด้วย FE และการทดลอง โดยทำการเปลี่ยนแปลงเส้นทางการให้แรงดันไฮโดรสแตติก เพื่อเปรียบเทียบการเกิดรอยย่นบนชิ้นงาน รวมถึงการเปรียบเทียบความบางของแผ่นโลหะตามแนวรัศมี ทั้งนี้ การจำลอง FE ในงานดังกล่าวใช้เกณฑ์คราก แบบวงรีไอโซทรอปิก (Isotropic Ellipse Yielding) ร่วมกับการแข็งแบบจำลองไอโซทรอปิก (Isotropic Hardening) ซึ่งผลการเปรียบเทียบความบางของแผ่นพบว่า ผลการจำลอง FE มีแนวโน้มประเมินค่าสูงกว่าผลการทดลอง ต่อมา Liu และคณะ [41] ได้ศึกษาต่อเนื่องเกี่ยวกับการขึ้นรูปแรงดันของเหลวของแผ่นโลหะแบบสองชั้นสำหรับชิ้นงานกึ่งทรงรี โดยเพิ่มความแม่นยำของการพยากรณ์ผลการจำลอง FE ผ่านการทดสอบแรงดึงแกนเดียว (Uniaxial Tensile Test) ทางการทดลอง นอกจากนี้ ยังได้นำโครงข่ายประสาทเทียมแบบแบกโพรพาเกชัน (Back Propagation Neural Network) มาใช้ในการพยากรณ์พฤติกรรมการไหลของวัสดุภายใต้อุณหภูมิและอัตราการเปลี่ยนรูปที่แตกต่างกัน เพื่อใช้เป็นข้อมูลป้อนให้กับการจำลอง FE ซึ่งแนวทางการพยากรณ์แบบผสมผสานนี้สามารถทำนายการบางของชิ้นงานในกระบวนการแรงดันของเหลวแผ่นโลหะแบบสองชั้นได้อย่างมีประสิทธิภาพ Blala และคณะ [42] ได้ศึกษาผลของช่องว่างแผ่นกด (Blank Holder Gap: BHG) ต่อกระบวนการแรงดันของเหลวของถ้วยทรงกระบอก โดยดำเนินการทั้งการทดลองและการจำลอง FE และเลือกพารามิเตอร์กระบวนการโดยอาศัยแนวคิดการออกแบบการทดลองแบบออร์โธโกนัล (Orthogonal Array) ในทำนองเดียวกัน Modanloo และคณะ [43] ได้พิจารณาผลของพารามิเตอร์กระบวนการ ได้แก่ แรงดันสูงสุด ความเร็วพั้น รัศมีพั้น ค่าสัมประสิทธิ์แรงเสียดทาน และรัศมีแม่พิมพ์ โดยดำเนินการศึกษาผ่านการจำลอง FE ภายใต้เงื่อนไขของการออกแบบการทดลองที่หลากหลาย ในด้านการศึกษาพารามิเตอร์อื่น ๆ Chen และคณะ [44] ได้ศึกษาความสามารถในการขึ้นรูปของ SHF ภายใต้อัตราการเปลี่ยนรูปและอัตราส่วนการดึงลึกที่แตกต่างกัน โดยพบว่าอัตราการเปลี่ยนรูปที่แตกต่างกันส่งผลต่อพฤติกรรมเส้นโค้งความเค้นไหล (flow stress curve) ดังนั้น งานวิจัยนี้จึงนำแบบจำลอง Johnson–Cook (JC) มาใช้ในการอธิบายการแข็งตัวจากการเปลี่ยนรูปในการจำลอง FE และได้ทำการเปรียบเทียบอัตราการบางระหว่างผลการทดลองและการจำลอง ซึ่งแสดงให้เห็นว่างานวิจัยสามารถพยากรณ์ความหนาสุดท้ายของชิ้นงานได้อย่างชัดเจน Zhu และคณะ [45] ยังได้ศึกษาผลของอุณหภูมิที่แตกต่างกันต่อกระบวนการ SHF ของแผ่นโลหะผสมแมกนีเซียม โดยใช้การศึกษาทั้งเชิงทดลองและเชิงตัวเลข ความหนาสุดท้ายของชิ้นงานที่เกิดความเสียหายถูกนำมาเปรียบเทียบกับผลการทดลอง นอกจากนี้ ยังได้ศึกษาความสูงของถ้วย ความหนาต่ำสุด และการเคลื่อนที่ของขอบชิ้นงานภายใต้พารามิเตอร์ที่แตกต่างกัน ในงานศึกษาเชิงเปรียบเทียบอื่น ๆ Sudarsan และ Panda [46] ได้ศึกษากระบวนการ SHF ของแผ่นโลหะบางพิเศษจากวัสดุ AA1050, C101 และ SS304 โดยใช้ทั้งการทดลองและการจำลอง FE ชิ้นงานต้นแบบเป็นไมโครแชนเนลรูปทรงเซอร์เพนไทน์ (Serpentine-Shape) พร้อมทั้งเปรียบเทียบกระบวนการแบบไม่ใช้แม่พิมพ์และไม่ใช้หมัด ในการศึกษานี้ แผ่นโลหะถูกพิจารณาภายใต้พฤติกรรม

แอนไอโซทรอปิกโดยใช้เกณฑ์คราก Barat89 และใช้แบบจำลอง Holomon ในการอธิบายการแข็งตัวจากการเปลี่ยนรูปในช่วงไม่เสถียร ซึ่งแสดงให้เห็นว่างานวิจัยสามารถพยากรณ์การบางของชิ้นงานได้อย่างมีประสิทธิภาพ แม้เป็นชิ้นงานรูปทรงซับซ้อนก็ตาม สำหรับชิ้นงานรูปทรงซับซ้อนอื่น ๆ Piccininni และคณะ [47] ได้ศึกษาความเป็นไปได้ในการนำชิ้นส่วนหมดอายุการใช้งานกลับมาขึ้นรูปใหม่ด้วย SHF โดยใช้ทั้งการทดลองและการวิเคราะห์เชิงตัวเลข ปัจจัยแรงกดแผ่นและตำแหน่งการขึ้นรูปถูกปรับเปลี่ยนเพื่อประเมินความสามารถในการขึ้นรูป พร้อมทั้งเปรียบเทียบกับกระบวนการดึงลึกแบบดั้งเดิม ซึ่งผลการประเมินแสดงให้เห็นว่า SHF สามารถขึ้นรูปชิ้นส่วนดังกล่าวได้สำเร็จ Xia และคณะ [48] ได้นำกระบวนการแรงดันของเหลวแบบกระแทก (impact hydroforming: IHF) มาใช้กับแผ่นโลหะผสมอะลูมิเนียมที่มีรูปร่างซับซ้อน โดยเปลี่ยนแปลงอัตราการเปลี่ยนรูปและเปรียบเทียบผลระหว่างการจำลอง FE และการทดลอง พร้อมทั้งใช้แบบจำลอง JC ในการอธิบายการแข็งตัวจากการเปลี่ยนรูป ซึ่งสามารถพยากรณ์การบางของชิ้นงานได้อย่างแม่นยำ Yapan และคณะ [49] ได้ให้ความสำคัญกับการเกิดความเสียหายในกระบวนการแรงดันของเหลว โดยนำแบบจำลอง JC มาใช้ในการจำลอง FE ของการทดสอบไฮดรอลิกบัลจ์และ IHF ภายใต้อัตราการเปลี่ยนรูปที่แตกต่างกัน พร้อมทั้งรวมพารามิเตอร์ความเสียหายเข้าไปในแบบจำลอง แม้ว่าจะยังไม่ได้พิจารณาพฤติกรรมแอนไอโซทรอปิกก็ตาม แต่สามารถพยากรณ์ความเสียหายในกระบวนการแรงดันของเหลวได้สำเร็จ นอกจากนี้ Huang และ Kuo [50] ได้เสนอแนวทางการลดแรงเสียดทานระหว่างแม่พิมพ์และชิ้นงานโดยใช้แผ่นยาง (rubber pad) ในกระบวนการขึ้นรูปด้านข้าง ขณะที่ Ahamed J และคณะ [51] ได้นำเสนอวิธีการเพิ่มประสิทธิภาพใหม่สำหรับ SHF ของแผ่น Nimonic 80A โดยอาศัยการจำลอง FE เพื่อให้ได้การเปลี่ยนรูปสูงสุดโดยไม่เกิดความเสียหาย ทั้งนี้ การจำลองดังกล่าวใช้พฤติกรรมการไหลของวัสดุจากการทดสอบเสมือนจริง แต่ยังไม่ได้รวมพฤติกรรมแอนไอโซทรอปิกไว้ในแบบจำลอง

เมื่อพารามิเตอร์ของกระบวนการได้รับการปรับให้เหมาะสมแล้ว บทบาทของการจำลองเชิงตัวเลขจะมีความสำคัญมากขึ้นในด้านการเพิ่มความแม่นยำของการพยากรณ์ผลการขึ้นรูป Nurchesmeh และ Green [52] ได้ศึกษาเส้นโค้งขีดจำกัดการขึ้นรูป (Forming Limit Curves: FLC) โดยใช้แบบจำลองเชิงทฤษฎีของ Marciniak-Kuczynski (MK) ภายใต้สมมติฐานของสมการการทำให้แข็งแบบจำลองผสมระหว่างไอโซทรอปิกและไคเนเมติก สำหรับแผ่นโลหะผสมอะลูมิเนียม โดยกำหนดให้พฤติกรรมการครากประกอบด้วยการขยายแบบจำลองไอโซทรอปิกของพื้นผิวครากร่วมกับการเลื่อนแบบจำลองไคเนเมติก ภายใต้เกณฑ์คราก Hill’48 เพื่อทำนายขีดจำกัดเสถียรภาพของการเปลี่ยนรูป เมื่อเปรียบเทียบกับกรณีการครากแบบไอโซทรอปิกล้วน พบว่าเส้นขีดจำกัดจากแบบจำลองผสมมีแนวโน้มให้ค่าสูงกว่า นอกจากนี้ เมื่อเปรียบเทียบกับผลการทดลอง พบว่าแบบจำลองผสมสามารถพยากรณ์ขีดจำกัดด้านขวาของเส้น FLC ได้ดี แต่มีการประเมินค่าสูงเกินจริง

ในด้านซ้ายของเส้นขีดจำกัด งานวิจัยนี้แสดงให้เห็นถึงความยืดหยุ่นของการวิเคราะห์พลาสติกในการพยากรณ์การขึ้นรูปแผ่นโลหะ ในทำนองเดียวกัน Butuc และคณะ [53] ได้นำแบบจำลอง MK เชิงทฤษฎีมาใช้ในการพยากรณ์ขีดจำกัดการเปลี่ยนรูปภายใต้สภาวะแอนไอโซทรอปิก โดยใช้เกณฑ์คราก Yld2000-2d พร้อมทั้งศึกษาและเปรียบเทียบผลของการแข็งแบบจำลองไอโซทรอปิกและไคเนเมติก รวมถึงแบบจำลองการแข็งตัวจากการเปลี่ยนรูปที่แตกต่างกัน งานวิจัยดังกล่าวสะท้อนให้เห็นถึงความยืดหยุ่นของการสร้างแบบจำลองในการเพิ่มขีดความสามารถของการพยากรณ์ผลลัพธ์ สำหรับการจำลองด้วยวิธีไฟไนต์เอลิเมนต์ การแข็งแบบจำลองไอโซทรอปิก แบบไคเนเมติก หรือแบบผสมระหว่างไอโซทรอปิก–ไคเนเมติก ถูกนำมาใช้อย่างแพร่หลายเพื่อท้าทายและยกระดับความแม่นยำของการพยากรณ์ในกระบวนการขึ้นรูปแผ่นโลหะ Taherizadeh และคณะ [54] ได้วิเคราะห์การเปลี่ยนรูปพลาสติกโดยใช้แบบจำลองพลาสติกแบบไม่สัมพันธ์ (non-associated plasticity) ที่รวมพฤติกรรมแอนไอโซทรอปิกและการแข็งแบบจำลองไคเนเมติกในการจำลองการขึ้นรูปแผ่นโลหะโดยอาศัยการคำนวณแบบ return mapping formulation ซึ่งแบบจำลองการแข็งตัวแอนไอโซทรอปิกแบบไม่สัมพันธ์นี้สามารถพยากรณ์การโก่งงอ (curl) ในร่องดึง (drawing channel) ได้อย่างมีประสิทธิภาพ Mendiguren และคณะ [55] ได้นำเสนอกราฟแสดงผลของการแข็งแบบจำลองไคเนเมติกเพื่อใช้ประเมินความแม่นยำของการจำลองภายใต้สมมติฐานการแข็งแบบจำลองไคเนเมติก โดยใช้การดึงชิ้นงานรูปตัวยู (U-channel) ที่มี draw bead เพื่อศึกษาการดีดกลับ ผลการจำลองแสดงให้เห็นว่ารูปทรงหน้าตัดแบบตัวยูที่ได้จากการแข็งแบบจำลองไอโซทรอปิกแตกต่างจากกรณีการแข็งแบบจำลองผสมไอโซทรอปิก–ไคเนเมติกอย่างชัดเจน Strahnow และคณะ [56] ได้พัฒนาแบบจำลอง Finite Plane Strain สำหรับแผ่นโลหะที่อยู่ภายใต้แรงดึง–ดัด (tension bending) โดยพิจารณาการแข็งตัวทั้งแบบไอโซทรอปิกและไคเนเมติก และใช้กฎของ Prager เพื่ออธิบายการแข็งแบบจำลองไคเนเมติก ผลการจำลองสามารถแสดงให้เห็นอย่างชัดเจนถึงความสำคัญของพารามิเตอร์การแข็งแบบจำลองไคเนเมติกต่อโมเมนต์ดัดและการกระจายความเค้นระหว่างการรับแรง ขณะที่ผลกระทบในช่วงการคลายแรงมีค่อนข้างน้อย Fu และคณะ [57] ได้นำเสนอแนวทางการจำลองใหม่สำหรับเกณฑ์คราก แอนไอโซทรอปิกและการแข็งตัวจากการเปลี่ยนรูป โดยอาศัยการทดสอบด้วยเครื่องทดสอบเพียงเครื่องเดียว เกณฑ์คราก Hill’48 และแบบจำลองการแข็งแบบจำลองไคเนเมติกไม่เชิงเส้นถูกนำมาใช้เพื่อแก้ปัญหาเชิงผกผัน (inverse problem) พร้อมทั้งใช้สมมติฐานการแข็งตัวทั้งแบบไอโซทรอปิกและไคเนเมติกในการพยากรณ์กราฟแรง–การกระจัดของการทดสอบแบบไซคลิก ซึ่งผลการศึกษาชี้ให้เห็นว่าการแข็งแบบจำลองไคเนเมติกให้ผลสอดคล้องกับการทดลองมากกว่าการแข็งแบบจำลองไอโซทรอปิก Hu และ Yoon [58] ได้พัฒนาแบบจำลองการแข็งแบบจำลองบิดเบือนแอนไอโซทรอปิก (Anisotropic Distortional Hardening: ADH) ภายใต้กฎการไหลแบบไม่สัมพันธ์ โดยอ้างอิงเกณฑ์คราก Yoon2014 และนำมาประยุกต์ใช้กับวัสดุสองประเภท ได้แก่ เหล็กคาร์บอนต่ำ

และเหล็กกำลังสูงขั้นสูง (AHSS) โดยเปรียบเทียบเส้นโค้งความเค้นไหลภายใต้พรีสเตรนที่แตกต่างกันระหว่างผลการทดลองและแบบจำลอง ADH ต่อมา Hu และคณะ [59] ได้ขยายงานวิจัยภายใต้กฎการไหลแบบสัมพันธ์ (Associated Flow Rule) โดยใช้เกณฑ์คราก Poly6-18p และ Yld2000-2d ร่วมกับการแข็งแบบจำลองบิดเบือนแอนไอโซทรอปิกทั่วไป ผลการศึกษาพบว่าไม่ว่าจะใช้กฎการไหลแบบสัมพันธ์หรือไม่สัมพันธ์ ความสามารถในการพยากรณ์ปรากฏการณ์ Bauschinger effect ยังคงอยู่ในระดับที่สอดคล้องกับงานวิจัยก่อนหน้า อย่างไรก็ตาม ในการจำลองกระบวนการปั๊มขึ้นรูป (stamping) แบบดั้งเดิม การแข็งแบบจำลองไคเนเมติกมักถูกนำไปใช้งานโดยตรงในการจำลอง FE โดยเฉพาะอย่างยิ่งในบริบทของการพยากรณ์ดีดกลับ ตัวอย่างเช่น งานของ Chongthairungruang และคณะ [33] สำหรับกระบวนการ SHF การจำลองด้วย FE ก็มีการนำการแข็งแบบจำลองไคเนเมติกหรือแบบผสมไอโซทรอปิก–ไคเนเมติกมาใช้อย่างแพร่หลาย Taherizadeh และคณะ [60] ได้พัฒนาโปรแกรมย่อยวัสดุ (User-Defined Material Subroutine: UMAT) สำหรับแบบจำลองการแข็งแบบจำลองผสมไอโซทรอปิก–ไคเนเมติกในซอฟต์แวร์ Abaqus ซึ่งผลการศึกษาชี้ให้เห็นอย่างชัดเจนว่าแบบจำลองผสมให้ความแม่นยำในการพยากรณ์สูงกว่าการใช้การแข็งแบบจำลองไอโซทรอปิกเพียงอย่างเดียว

ด้านการศึกษาพัฒนาแผนภาพความเสียหาย ปัจจุบันการใช้เกณฑ์ความเสียหายมีแพร่หลายในงานขึ้นรูปโลหะแผ่น ด้วยเหตุผลของความแม่นยำมีมีมากกว่าการใช้เส้นโค้ง FFLC ที่อยู่บนพื้นฐานของความเครียดสองแกน ตัวอย่างเช่นงานวิจัยต่างเหล่านี้ [61-67] ที่ชี้ให้เห็นถึงประสิทธิภาพของโลคัสความเสียหายที่อยู่บนพื้นฐานของความเค้น-ความเครียดที่สามารถทำนายความเสียหายได้อย่างแม่นยำ นอกจากนี้ การใช้เกณฑ์ความเสียหายที่แตกต่างกันก็มีประสิทธิภาพของการทำนายความเสียหายที่แตกต่างกันด้วย การเลือกใช้เกณฑ์ความเสียหายจึงเป็นส่วนสำคัญต่อการศึกษาพัฒนาสร้างขีดจำกัดความเสียหาย

เกณฑ์ความเสียหายของวัสดุที่มีพฤติกรรมการเสียหายแบบเหนียว (Ductile Fracture Criteria: DFCs) เป็นแบบจำลองทางคณิตศาสตร์ที่ใช้ในการทำนายเส้นโลคัสความเสียหายของวัสดุเฉพาะชนิด โดยค่าคงที่เฉพาะของความเสียหายจะได้มาจากการทดสอบสมบัติวัสดุ ซึ่งมีลักษณะคล้ายกับแผนภาพขีดจำกัดการขึ้นรูป แบบจำลองขั้นสูงเหล่านี้โดยทั่วไปพัฒนาขึ้นจากกลไกระดับจุลภาคของความเสียหาย ได้แก่ การเกิดโพรง (void nucleation) การเติบโตของโพรง (void growth) และการรวมตัวของโพรง (void coalescence) ซึ่งปรากฏการณ์ระดับจุลภาคดังกล่าวถือเป็นสาเหตุหลักของการเกิดรอยร้าวระดับมหาภาคบนผิวชิ้นงาน อย่างไรก็ตาม เกณฑ์ความเสียหายแต่ละแบบมีลักษณะการวิวัฒน์ของความเสียหายที่แตกต่างกัน และรูปแบบขององค์ประกอบความเสียหายที่ใช้ในแบบจำลองก็แตกต่างกันไปเช่นกัน

มีการเสนอเกณฑ์ความเสียหายแบบเหนียวหลายรูปแบบเพื่อเพิ่มความแม่นยำในการทำนายขีดจำกัดความเสียหายของการขึ้นรูปแผ่นโลหะ ตัวอย่างเช่น แบบจำลอง Mohr–Coulomb (MC) [68] ถูกนำมาใช้อย่างแพร่หลาย ในกรอบของแบบจำลองความเสียหายเชิงต่อเนื่อง (Continuum Damage Mechanics) เกณฑ์ความเสียหายแบบเหนียวที่รวมผลของพารามิเตอร์การแปรรูปแข็ง (Strain Hardening) เรียกว่าแบบจำลอง Hosford–Coulomb (HC) สำหรับการเริ่มต้นความเสียหาย [30] นอกจากนี้ Lou และ Huh ได้เสนอแบบจำลอง DFC เชิงต่อเนื่องรูปแบบใหม่ ซึ่งเรียกว่าแบบจำลอง Lou–Huh (DF2012) [27] ต่อมาได้มีการพัฒนาแบบจำลอง DFC2014 [69] และ DFC2016 [29] เพื่อเพิ่มประสิทธิภาพในการทำนายความเสียหายโดยสามารถอธิบายกลไกความเสียหายระดับจุลภาคได้ดียิ่งขึ้น ในขณะเดียวกัน แบบจำลอง MC ได้รับการขยายผลเป็นแบบจำลอง Modified Mohr–Coulomb (MMC) [70] ส่วนแบบจำลอง Lou–Huh (DF2012) ได้รับการปรับปรุงให้มีความไม่ขึ้นกับพารามิเตอร์ Lode (Lode parameter independence) [28] นอกจากนี้ แบบจำลอง HC ยังได้รับการพัฒนาเพิ่มเติมโดยคำนึงถึงพฤติกรรมเชิงแอนไอโซทรอปี (Anisotropy) ของวัสดุ ซึ่งเรียกว่าแบบจำลอง Hosford–Coulomb เชิงแอนไอโซทรอปี [30] ในทางตรงกันข้าม แบบจำลองชนิดเชื่อมโยง (Coupled Type Model) เช่น แบบจำลอง GTN–Shear fracture [71–73] ก็ถูกนำมาใช้ในการทำนายความเสียหายในกระบวนการขึ้นรูปโลหะเช่นกัน อย่างไรก็ตาม แบบจำลองเกณฑ์ความเสียหายแบบเหนียวชนิดไม่เชื่อมโยง (Uncoupled Type) ที่อาศัยกลไกความเสียหายระดับจุลภาคยังคงได้รับการพัฒนาและปรับปรุงอย่างต่อเนื่องจนถึงปัจจุบัน โดยมีงานวิจัยที่เกี่ยวข้องจาก Hu และคณะ [74], Mu และคณะ [75], Li และคณะ [76], Yang และคณะ [77], Zheng และคณะ [78], Dou และคณะ [79], Sun และคณะ [80] รวมถึง Gao และคณะ [81] อย่างไรก็ตาม เกณฑ์ความเสียหายแบบเหนียวที่ได้รับความนิยมสูงสุดในการทำนายความเสียหายในกรอบการขึ้นรูปแผ่นโลหะยังคงเป็นแบบจำลอง HC, MMC และ LH

ในแง่ของการประเมินความสามารถในการขึ้นรูปของการขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลว การใช้เกณฑ์ความเสียหายก็สามารถนำมาประยุกต์ใช้เช่นเดียวกันกับการประเมินสภาพขึ้นรูปได้ของการขึ้นรูปแบบดั้งเดิม (Stamping) ตัวอย่างเช่น Xu และคณะ [82] ใช้ GTN-Shear fracture model ในการทำนายความเสียหายในงานขึ้นรูป fuel cell bipolar plate ด้วยแรงดันของเหลว Ma และคณะ [83] ได้ศึกษาประสิทธิภาพของ FLC ที่ได้จาการขึ้นรูปด้วยของไหลเพื่อนำไปประเมินความเสียหายให้กับการขึ้นรูป aircraft frame ด้วยแรงดันของเหลว จากผลการศึกษาพบว่าเส้น FLC ที่พัฒนามามีความแม่นยำในการทำนายตำแหน่งบริเวณวิกฤติได้ Zhang และคณะ [84] ศึกษาความเสียหายที่เกิดขึ้นกับ Glass Fiber Reinforced Aluminum Laminate (GLARE) ที่ขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลวที่อุณหภูมิสูงผ่านการใช้เกณฑ์ความเสียหาย Johnson-Cook softening model ในการจำลองขึ้นรูป Cai และคณะ ได้พัฒนา FLD ที่ได้จากกการเป่าโป่งด้วยน้ำในสภาวะอุณหภูมิที่แตกต่าง

กัน ผลการศึกษาพบว่าขีดความสามารถในการขึ้นรูปได้นั้นมีความแตกต่างกัน การศึกษานี้ชี้ให้เห็นถึงความพยายามในการทำนายความเสียหายเสมือนจริงกับการขึ้นรูปชิ้นงาน Feyissa และ Kumar [86] ได้ศึกษาความสามารถในการขึ้นรูปลึกของถ้วยสี่เหลี่ยมด้วยกระบวนการขึ้นรูปแรงดันของเหลว แผนภาพที่ใช้ประเมินความเสียหายคือ FLD ซึ่งพบว่า FLC นั้นยังมีประสิทธิภาพในการทำนายความเสียหายที่ไม่เพียงพออันเนื่องมาจากความเสียหายดังกล่าวนั้นอยู่ในสภาวะของการเฉือนบริสุทธิ์ Ma และคณะ[87] ได้พัฒนาการสร้างเส้นโค้ง FLC ให้เสมือนกับการขึ้นด้วยแรงดันของเหลวด้วยการลดการเสียดทาน การศึกษานี้พยายามสร้างเส้นโค้งที่เสมือนจริงกับงานขึ้นรูปชิ้นส่วน Zar และคณะ [88] ได้ใช้ FLC ในการประเมินความเสียหายที่เกิดขึ้นกับการขึ้นรูปด้วยด้วยแรงดันของเหลว การศึกษานี้แสดงให้เห็นถึงประสิทธิภาพของ FLC ที่ใช้ในการทำนายความเสียหายของการขึ้นรูปแบบดั้งเดิมมาปรับใช้กับการขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลวได้ จากงานวิจัยดังกล่าวจะพบว่าการประเมินความเสียหายโดยใช้แผนภาพที่อยู่ในปริภูมิของความเค้นนั้นยังเป็นช่องว่างสำคัญที่ขาดการศึกษาวิจัย อีกทั้งการใช้เกณฑ์ความเสียหายในการทำนายก็ยังเป็นอีกช่องว่างที่ต้องทำการศึกษาสำหรับชิ้นงานขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลว ดังนั้น งานวิจัยนี้จึงพัฒนาศึกษาการประเมินความเสียหายของชิ้นส่วนถังน้ำมันขนาดใหญ่ที่ขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลวบนปริภูมิของความเครียด ความเค้น และความเค้น-ความเครียด

บทที่ 3
วิธีการวิจัย

เนื้อหาในบทนี้จะเกี่ยวข้องกับระเบียบวิธี ขั้นตอน และเครื่องมือการศึกษาวิจัย ซึ่งมีเนื้อหาตั้งแต่การทดสอบสมบัติทางกลวัสดุของเหล็กกล้าละมุน SPC270 ความหนาแผ่น 1.0 มิลลิเมตร การเตรียมข้อมูลตัวแปรทางด้านวัสดุ (Material Parameter) สำหรับแบบจำลองพฤติกรรมของวัสดุในแบบต่างๆ ที่ได้จากการทดสอบและการคำนวณจากโปรแกรมคำนวณสำเร็จรูปของ MatPara® และ CalSysSmart® การทดสอบขึ้นรูปเพื่อสร้างเส้นโค้งขีดจำกัดความเสียหายบนพื้นฐานความเครียด (Fracture Forming Limit Curve; FFLC) และการทดสอบขึ้นรูปถังน้ำมันด้วยแรงดันของเหลว ต่อจากนั้นจะเป็นเนื้อหาของการสร้างแบบจำลองขึ้นรูป และส่วนท้ายจะเป็นเนื้อหาที่เกี่ยวกับการพัฒนาสร้างเส้นโค้งขีดจำกัดความเสียหายบนพื้นฐานความเค้น (Fracture Forming Limit Stress Curve; FFLSC) และโลคัสความเสียหาย (Fracture Locus; FL) ซึ่งเป็นเส้นโค้งที่ใช้ประเมินความเสียหายให้กับการขึ้นรูปถังน้ำมันร่วมกับเส้นทางความเครียด (Strain Path) ความเค้น (Stress Path) และความเค้น-ความเครียด (Stress triaxiality-Equivalent plastic strain Path) ที่ได้จากการจำลองขึ้นรูปด้วยระเบียบวิธีไฟไนต์เอลิเมนต์

จากแผนภูมิแสดงขั้นตอนการวิจัยในภาพที่ 3- 1 การวิจัยจะเริ่มค้นจากการทดสอบสมบัติทางกลของวัสดุด้วยการทดสอบดึงแกนเดียว (Uniaxial Tensile Test) ของเหล็กกล้าละมุนในทิศทางของ (Rolling Direction; RD) (Diagonal Direction; DD) และ (Transverse Direction; TD) ซึ่งเป็นการทดสอบเพื่อหาสมบัติการเป็นแอนไอโซทรอปิก นอกจากนี้ยังมีการทดสอบกดแผ่นบาง (Disc Compression Test) สำหรับหาค่าสัมประสิทธิ์แอนไอโซทรอปิกภายใต้สภาวะการรับภาระแบบสองแกนเท่ากัน เมื่อทำการทดสอบแล้วจะมีการคำนวณหาสมบัติทางกลต่างๆ รวมถึงการสร้างเส้นโค้งความเค้นไหล (Flow Stress Curve) ภายใต้สมมติฐานการทำให้แข็งด้วยความเครียดแบบ Hybrid-Swift-Voce; HSV และ Hybrid Swift-Hockett-Sherby; HSHS การคำนวณพารามิเตอร์เกณฑ์การครากแอนไอโซทรอปิก Hill'48 Yld2000-2d และ Yoshida2013 และการทำนายพารามิเตอร์ของ Y-U model ซึ่งสมบัติเชิงพลาสติกดังกล่าวจะใช้ในการจำลองขึ้นรูปฯ ภายใต้แบบจำลองที่แตกต่างกัน ภายหลังจากการจำลองขึ้นรูปจะเป็นการวิเคราะห์เปรียบเทียบผลการจำลอง

ในส่วนที่สองของการศึกษาในงานวิจัยนี้ คือ การศึกษาด้านความสามารถในการขึ้นรูป (Formability) การวิจัยจะเริ่มต้นจากการทดสอบขึ้นรูป Nakajima และการทดสอบดึงแกนเดียวของชิ้นทดสอบบากขอบเพื่อสร้างเส้นโค้ง FFLC ที่อยู่ในปริภูมิของความเครียด จากนั้นจะเป็นการพัฒนาเส้นโค้ง FFLSC ด้วย sDFC เปรียบเทียบกับการคำนวณเชิงวิเคราะห์ (Analytical) นอกจากนี้งานวิจัย

นี้ได้พัฒนาสร้างโลคัสความเสียหายที่ทำนายจากเกณฑ์ความเสียหาย DF2016 และ HC ร่วมกับผลการทดสอบสร้าง FFLC เส้นโค้งที่ได้พัฒนาในปริภูมิต่างๆ จะถูกนำไปใช้ในการประเมินความเสียหายในปริภูมิที่แตกต่างกัน



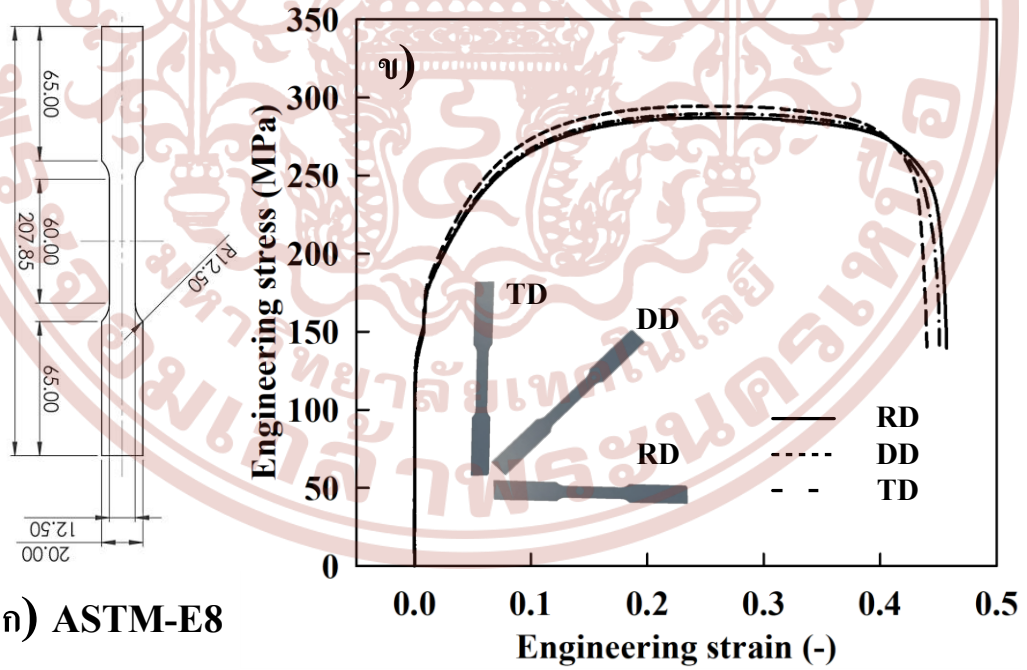
ภาพที่ 3-1 แผนภาพแสดงขั้นตอนในการดำเนินงานวิจัย

3.1 การทดสอบหาสมบัติทางกลของเหล็กกล้าละมุน SPC270

3.1.1 การทดสอบดึงแกนเดียว (Uniaxial Tensile Test)

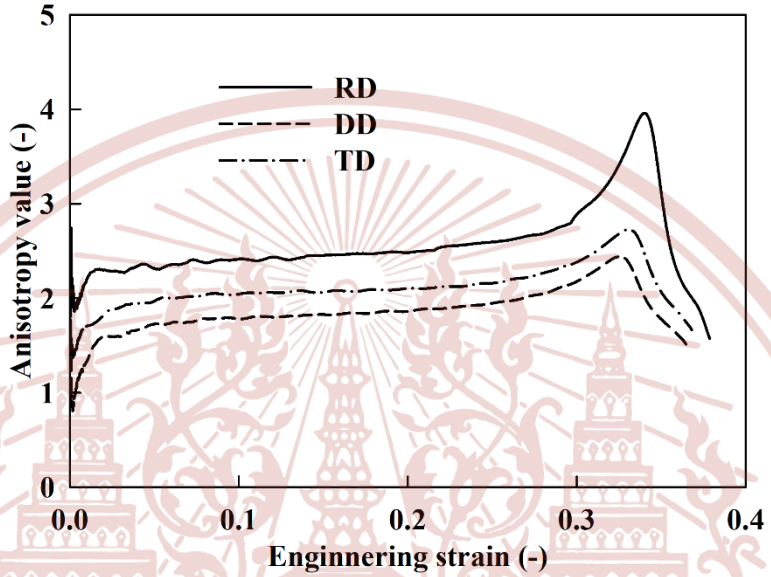
วัสดุที่ใช้ในการขึ้นรูปชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ในงานวิจัยนี้เหล็กกล้าละมุน SPC270 ความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตร ในการทดสอบหาสมบัติทางกลของเหล็กกล้าชนิดนี้จะใช้การทดสอบดึงแกนเดียว ภายใต้การใช้ชิ้นทดสอบตามมาตรฐาน ASTM E8 [11] ที่มีขนาดความกว้าง 12.5 มิลลิเมตร การทดสอบจะใช้เครื่องทดสอบเอนกประสงค์ Universal Testing Machine; UTM ขนาดภาระสูงสุด 10 kN ในการทดสอบนี้จะใช้ความเร็วที่ 0.0.9 mm/min ตลอดการทดสอบ นอกจากนี้จะมีการวัดความเครียดตลอดการทดสอบในแนวยาวเกจ (gauge length) และแนวความกว้าง width จนกระทั่งชิ้นทดสอบเกิดความเสียหาย

เมื่อทำการทดสอบจนชิ้นทดสอบเกิดความเสียหายแล้ว ขั้นตอนต่อไปคือการคำนวณหาสมบัติทางกลของโลหะแผ่น ในขั้นตอนการคำนวณจะต้องคำนวณเส้นโค้งความเค้น-ความเครียดวิศวกรรม (Engineering Stress-Strain Curve) ตามสมการที่ 2-21 และ 2-22 ทั้งสามทิศทาง (RD DD TD) ดังแสดงภาพที่ 3-2 จากภาพจะสามารถสังเกตุได้ว่าเส้นโค้งจะมีลักษณะเดียวกันแต่จะมีค่าที่ไม่เท่ากันซึ่งแสดงให้เห็นถึงการเป็นแอนไอโซทรอปิกอันเนื่องมาจากการรีดเย็นในกระบวนการลดความหนาแผ่น



ภาพที่ 3-2 (ก) ขนาด รูปร่างของชิ้นทดสอบตามมาตรฐาน ASTM E8 ขนาดความกว้าง 12.5 มิลลิเมตร และ (ข) เส้นโค้งความเค้น-ความเครียดวิศวกรรมที่ได้จากการทดสอบดึงแกนเดียวเปรียบเทียบกันในแนว RD DD และ TD ของเหล็กกล้า SPC270 ความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตร

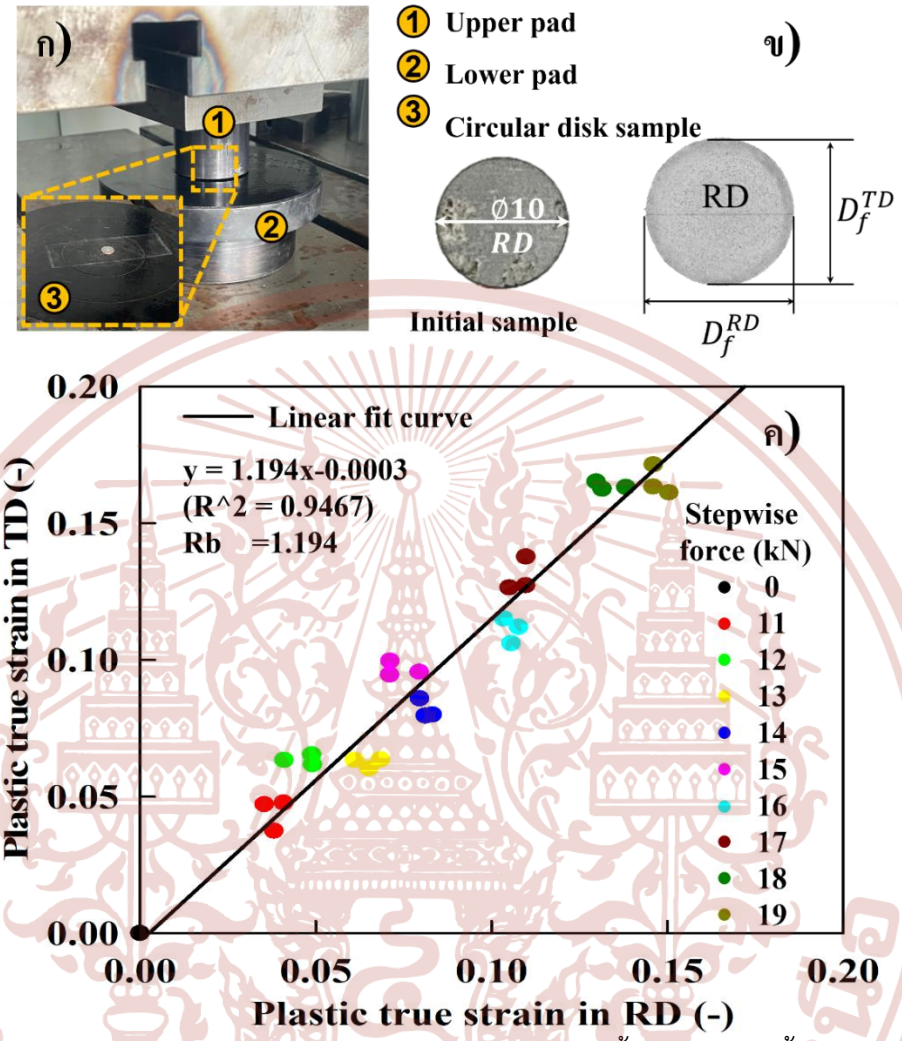
นอกจากนี้ ในการทดสอบดึงแกนเดียวยังสามารถคำนวณหาค่าสัมประสิทธิ์แอนไอโซทรอปี (Anisotropy coefficient, r) โดยใช้ความสัมพันธ์ในสมการที่ 2-6 ได้ตลอดการทดสอบเช่นเดียวกันกับเส้นโค้งความเค้น-ความเครียดวิศวกรรมดังแสดงใน**ภาพที่ 3-3**



ภาพที่ 3-3 สัมประสิทธิ์แอนไอโซทรอปิกหรือค่า **r-value** ตลอดการทดสอบเปรียบเทียบกันระหว่าง RD DD และ TD ของเหล็กกล้า SPC270 ความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตร

3.1.2 การทดสอบกดแผ่นบาง (Disc Compression Test)

สำหรับค่า r-value ภายใต้สภาวะของความเค้นแบบสองแกนเท่ากันจะสามารถหาได้จากการทดสอบกดแผ่นบาง การทดสอบเริ่มต้นจากตัดชิ้นทดสอบเป็นเหรียญวงกลมขาดเส้นผ่าศูนย์กลาง 8 มิลลิเมตรสำหรับแรงกดที่แตกต่างกัน 9 แรงและมีการทดสอบซ้ำในแต่ละแรงจำนวน 3 ครั้ง จากนั้นขีดเส้นแนวรีดไว้เพื่อให้ง่ายต่อการวัดความเครียด นำไปกดด้วยชุดทดสอบพันช์เรียบดังแสดงในภาพที่ 3-4 (ก) ด้วยแรงหรือความเค้นที่แตกต่างกัน โดยกดให้มีความเค้นตั้งแต่ความเค้นครากจนกระทั่งความเค้นต้านแรงสูงสุด (135 MPa-290 MPa) กำหนดให้มีค่าเท่ากับ 135 154 174 193 213 232 251 271 และ 290 MPa ตามลำดับ ชิ้นทดสอบหลังจากรับความเค้นแล้วจะมีการขยายออกทุกทิศทางและจะบางลงดังแสดงในภาพที่ 3-4 (ข) ซึ่งจะสามารถวัดเส้นผ่าศูนย์กลางในแนว RD และ TD เพื่อนำมาคำนวณความเครียดจริงดังแสดงในสมการที่ 2-5 จากนั้นของค่าความเครียดทั้งหมดรวมการทดสอบ ซ้ำด้วยลงจุดบนพิกัดความเครียดจริงทั้งสองทิศทาง และ (DD,TD) กำหนดเส้นแนวโน้ม (โดยการที่ Fitting ข้อมูลด้วยสมการเส้นตรง) ค่าความชัดของเส้นตรงคือค่าสัมประสิทธิ์แอนไอโซทรอปิกภายใต้สภาวะการรับภาระแบบสองแกนเท่ากัน



ภาพที่ 3-4 การทดสอบกดแผ่นบางแสดงโดย (ก) ชุดทดสอบพั้นช์เรียบ (ข) ชิ้นทดสอบก่อนและหลังการทดสอบ (ค) ความสัมพันธ์ของความเครียดจริงในแนวรีดและแนวขวางรีดในแต่ละชิ้นทดสอบที่รับภาระต่างกันของเหล็กกล้า SPC270 ความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตร

3.1.3 สมบัติทางกลของเหล็กกล้า SPC270

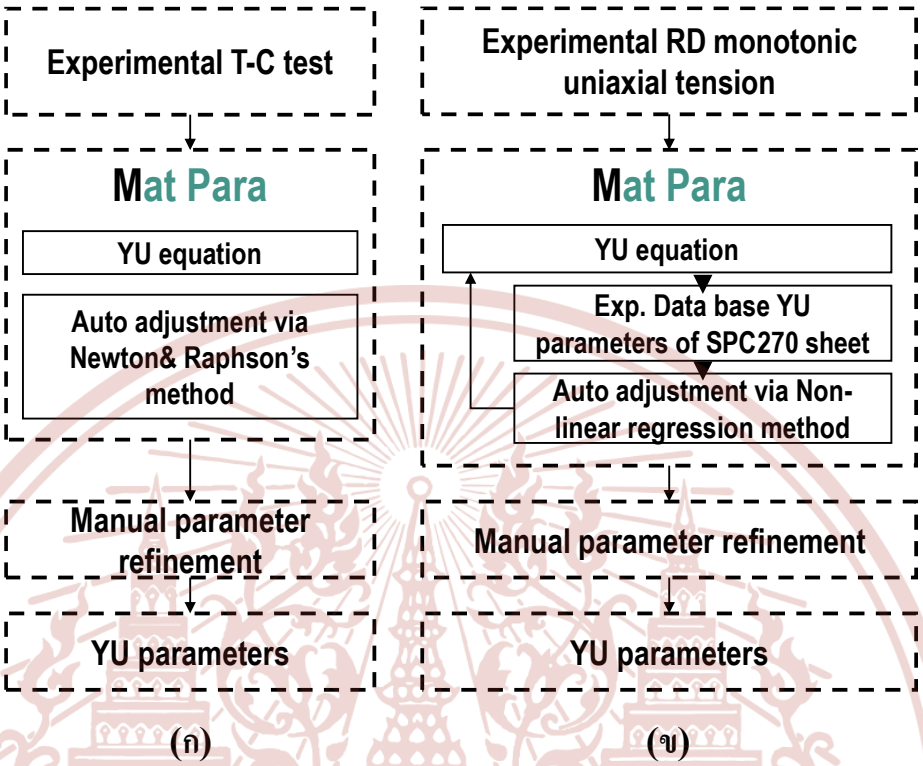
จากการทดสอบและคำนวณสมบัติทางกลในขั้นตอนการวิจัยข้างต้น สมบัติทางกลต่างๆ ของเหล็กกล้าละมุน SPC270 ความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตรจะสามารถสรุปได้ดังแสดงในตารางที่ 3-1 ซึ่งจะสามารถสังเกตได้ว่าเหล็กกล้านี้มีสมบัติที่ไม่เท่ากันในแต่ละทิศทาง นอกจากนี้ยังจะพบว่าเหล็กกล้านี้มีการยืดตัวที่ดี กล่าวคือ มีค่าการยืดตัวที่สูงและมีค่าสัมประสิทธิ์แอนไอโซทรอปี (anisotropy) ที่สูงซึ่งเหมาะแก่การนำไปขึ้นรูปลึกหรือขึ้นรูปที่ซับซ้อน

ตารางที่ 3-1 สมบัติทางกลของเหล็กกล้า SPC270 ความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตร

Direction	Yield Strength (MPa)	Ultimate Tensile Strength (MPa)	Total Elongation (%)	Anisotropic value at 17.5% (-)
RD	135.346	287.245	45.77	2.936
DD	137.857	294.455	43.60	2.077
TD	132.644	290.045	44.60	2.293
Balanced Biaxial	137.092	-	-	1.1937

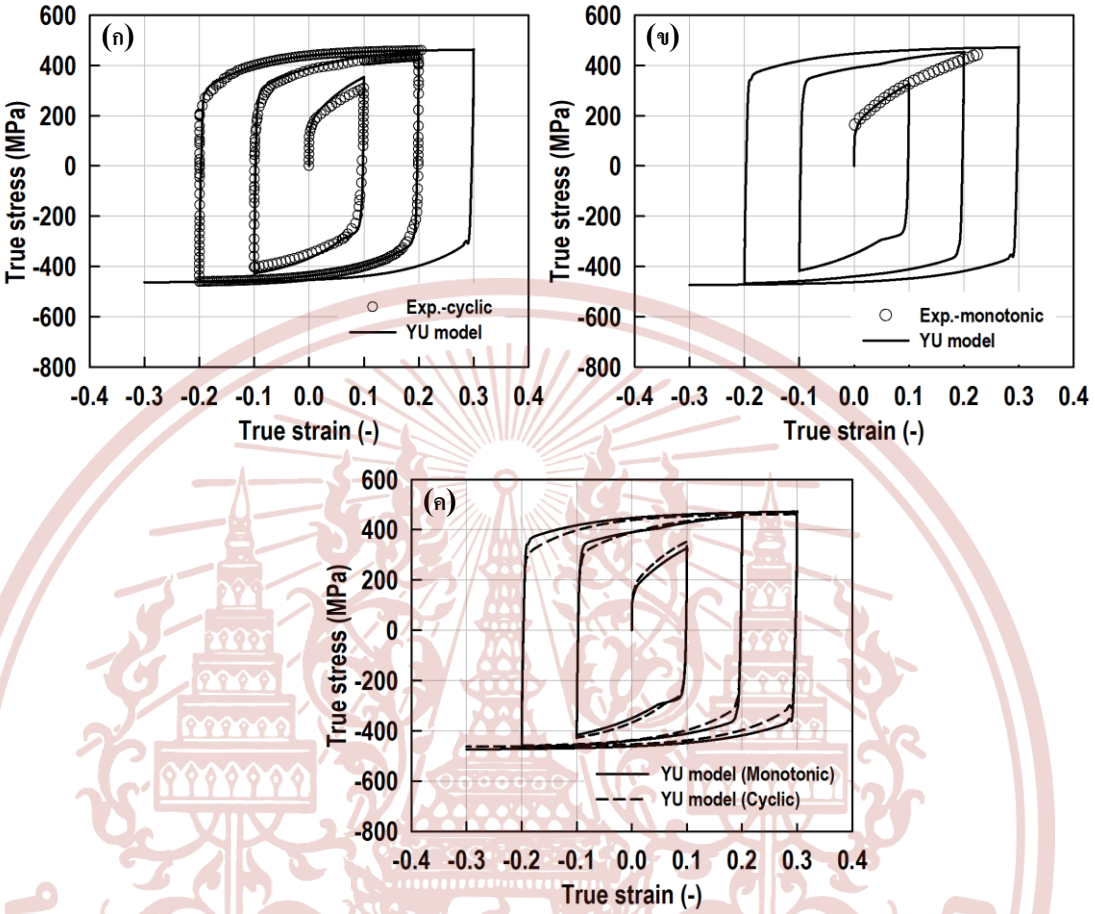
3.2 การคำนวณสร้างเส้นโค้งความเค้นไหลแบบวัฏจักร (Determination of Cyclic flow stress curve)

ในการศึกษานี้ เส้นโค้งความเค้นไหลแบบวัฏจักรในการจำลองขึ้นรูปฯ จะอธิบายผ่านสมการของการแข็งตัวแบบคินิมาติกของ Y-U ซึ่งจะมีค่าคงที่เฉพาะวัสดุ (Material Parameter) ในการกำหนดพฤติกรรมของวัสดุ ในการหาค่าคงตัวดังกล่าวจะสามารถหาได้อย่างง่ายโดยการใช้ซอฟต์แวร์สำเร็จรูป MatPara® โดยจะต้องมีการนำเข้าข้อมูลคู่อันดับความเค้น-ความเครียด (Flow Stress Curve) ของวัสดุเข้าไปในซอฟต์แวร์ จากนั้นซอฟต์แวร์จะคำนวณค่าคงตัวให้โดยอาศัยค่าเริ่มต้นที่มีอยู่ในฐานข้อมูลดังแสดงขั้นตอนในภาพที่ 3-5 ที่กำหนดให้ต่อไปนี้ โดยที่ซอฟต์แวร์นี้จะสามารถนำเข้าข้อมูลความเค้น-ความเครียดในรูปแบบเส้นโค้งความเค้นทั้งที่มาจากการทดสอบรับภาระแบบสลับแรงดึงและแรงกด (Tension-Compression; T-C) หรือนี้เรียกว่าการทดสอบแบบวัฏจักร (Cyclic test) และข้อมูลคู่อันดับความเค้น-ความเครียดที่มาจากการทดสอบดึงแกนเดียว (Uniaxial Tension) โดยทั้งสองวิธีนี้จะมีการคำนวณค่าคงตัวที่สอดคล้องใกล้เคียงกันแม้ว่าจะเป็นข้อมูลที่มาจากการทดสอบที่แตกต่างกันโดยจะอธิบายในลำดับต่อไป



ภาพที่ 3-5 ขั้นตอนการคำนวณหาค่าคงที่เฉพาะวัสดุของ Y-U model ในโปรแกรม MatPara® เปรียบเทียบกันระหว่าง (ก) การใช้ข้อมูลการทดลองรับภาระแบบสลับ และ (ข) ข้อมูลการทดสอบด้วยการดึงแกนเดียว

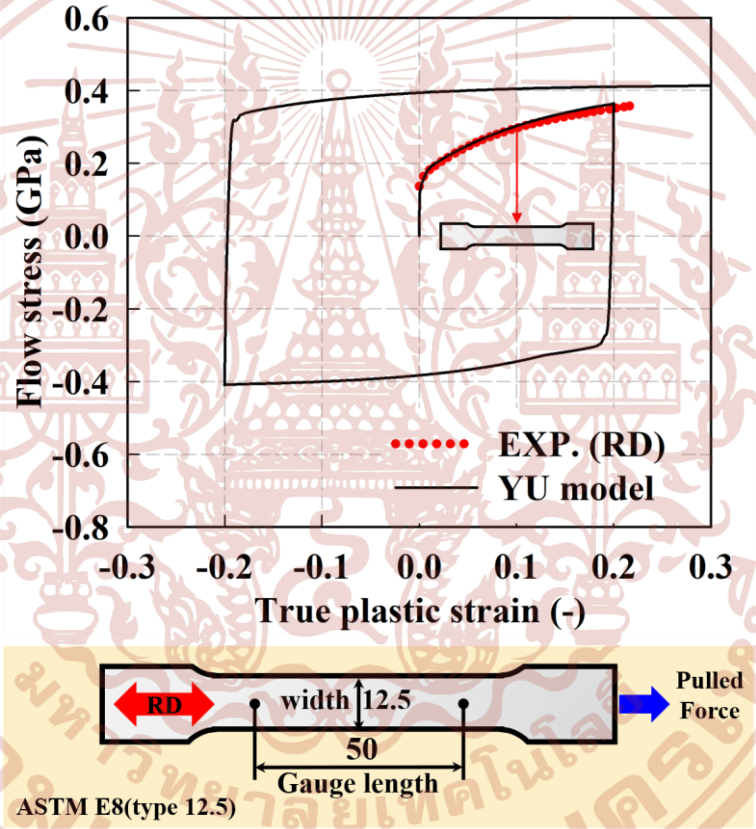
เพื่อให้ข้อมูลที่ได้จากการทำนายค่าคงตัวมีความถูกต้องและน่าเชื่อถืองานวิจัยนี้จึงได้มีการนำเสนอความแตกต่างที่สอดคล้องยอมรับได้ของเส้นความเค้นไหลแบบวัฏจักรที่ได้จากการทำนายผ่านการคำนวณบนพื้นฐานการใช้ข้อมูลของค่าความเค้นไหลที่ได้จากการทดสอบแบบวัฏจักรด้วยการทดสอบสลับดึงและกด และข้อมูลค่าความเค้นไหลที่ได้จากแกนเดียว ดังแสดงในภาพที่ 3-6 (ก) และ (ข) ตามลำดับ ตามภาพสามารถสังเกตได้ว่าเส้นโค้งความเค้นไหลแบบวัฏจักร (สีดำ) ที่ได้จากการทำนายด้วยการใช้ซอฟต์แวร์คำนวณสำเร็จรูป MatPara® มีความสอดคล้องยอมรับได้ตามข้อมูลผลการทดสอบทั้งสองแบบที่อยู่ในฐานข้อมูล (Data Base) ของซอฟต์แวร์ MatPara® สำหรับวัสดุ JAC270 และเมื่อนำเส้นโค้งที่ทำนายได้ตามข้อมูลการทดสอบทั้งสองแบบมาเปรียบเทียบกันดังแสดงในภาพที่ 3-6 (ค) จะพบว่าเส้นทำนายทั้งสองนั้นมีความแตกต่างกันเล็กน้อยในบริเวณสภาพความเค้นไหลแบบดึงและกด อย่างไรก็ดี ลักษณะและค่าระดับความเค้นที่ทำนายได้นั้นมีความสอดคล้องกันสูง จึงทำให้สามารถเชื่อได้ว่าการใช้ข้อมูลจากการทดสอบดึงแกนเดียวนั้นสามารถใช้แทนการทดสอบรับภาระแบบสลับได้ โดยทำการคำนวณและทำนายด้วยซอฟต์แวร์ MatPara®



ภาพที่ 3-6 การเปรียบเทียบของเส้นโค้งความเค้นไหลแบบวัฏจักรที่ทำนายโดย Y-U model ด้วย (ก) ผลการทดสอบรับภาระแบบสลับดึงและกด (Tension-Compression Loading) (ข) ผลการทดสอบรับภาระแบบดึงแกนเดียว (Uniaxial Tension Loading) ของเหล็กกล้าละมุน JAC270 ซึ่งอยู่ในฐานข้อมูลของโปรแกรม MatPara® และ (ค) การเปรียบเทียบกันของเส้นโค้งความเค้นไหลที่ได้จากการทดสอบที่แตกต่างกันสองวิธีจากการทำนายโดยใช้ MatPara

ในการจำลองขึ้นรูปถังน้ำมันของรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ด้วยแรงดันแรงดันของเหลวภายใต้สภาวะของการแข็งตัวครากแบบผสม Combined Isotropic-Kinematics เส้นโค้งความเค้นไหลแบบวัฏจักรจะสามารถทำนายได้โดยการใช้ข้อมูลของเส้นโค้งความเค้นไหลจากการทดสอบดึงแกนเดียวในแนวรีด RD ร่วมกับแบบจำลองแข็งตัวคินิมาติกของ Y-U ผ่านซอฟต์แวร์ MatPara® ซึ่งจะสามารถทำได้ง่ายโดยการใส่ข้อมูลคู่อันดับความเค้น-ความเครียดจริงให้กับซอฟต์แวร์ จากนั้นซอฟต์แวร์จะคำนวณค่าคงที่เฉพาะวัสดุของ Y-U model และสร้างเส้นโค้งมาให้ดังแสดงในภาพที่ 3-7 และมีค่าคงตัวเฉพาะเหล็กกล้า SPC270 ดังแสดงจากการทดสอบและคำนวณสมบัติทางกลใน

ขั้นตอนการวิจัยข้างต้น สมบัติทางกลต่าง ๆ ของเหล็กกล้าละมุน SPC270 คำนวณความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตรจะสามารถสรุปได้ดังแสดงในตารางที่ 3-1 ซึ่งจะสามารถสังเกตได้ว่าเหล็กกล้านี้มีสมบัติที่ไม่เท่ากันในแต่ละทิศทาง นอกจากนี้ยังจะพบว่าเหล็กกล้านี้มีการยืดตัวที่ดี กล่าวคือ มีค่าการยืดตัวที่สูงและมีค่าสัมประสิทธิ์แอนไอโซทรอปี (anisotropy) ที่สูงซึ่งเหมาะแก่การนำไปขึ้นรูปลึกหรือขึ้นรูปที่ซับซ้อนดังตารางที่ 3-1 โดยในภาพดังกล่าว จุดสีแสดง คือ เส้นโค้งความเค้นไหลแบบไอโซทรอปิกที่ได้จากการทดสอบดึงแกนเดียวและเส้นโค้งสีดำคือเส้นที่ทำนายได้จากซอฟต์แวร์ MatPara®



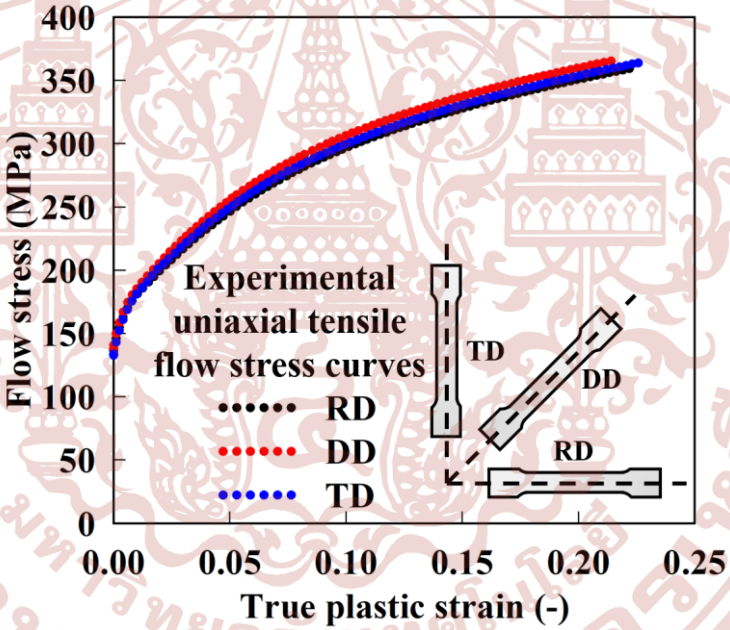
ภาพที่ 3-7 เส้นโค้งความเค้นไหลแบบวัฏจักรที่ทำนายโดย Y-U model ร่วมกับการใช้เส้นโค้งความเค้นไหลที่ได้จากการทดสอบดึงแกนเดียวของชิ้นทดสอบ ASTM E8 ในแนว RD ของเหล็กกล้า SPC270 ความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตร

ตารางที่ 3-2 ค่าคงที่เฉพาะวัสดุ Y-U model ของเหล็กกล้า SPC270 ความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตร

Y (MPa)	B (MPa)	C_1	C_2	b (MPa)	m	R_{sat} (MPa)	h
116	60	400	700	44	7.8	195	0.45

3.3 การคำนวณสร้างเส้นโค้งความเค้นไหลแบบไอโซทรอปิก

เส้นโค้งความเค้นไหลอีกประเภทที่ใช้ในการอธิบายความเค้นไหลของเหล็กกล้าชนิดนี้ในการจำลองขึ้นรูปโลหะแผ่น คือ เส้นโค้งความเค้นไหลแบบไอโซทรอปิก เส้นโค้งนี้จะสามารถหาได้ง่ายจากการทดสอบดึงแกนเดียวของชิ้นทดสอบ ASTM E8 ที่ทิศทาง RD โดยที่ความเค้นและความเครียดจะเป็นการพิจารณาความความเค้นความเครียดจริงในช่วงการเปลี่ยนรูปถาวร (จุดครากถึงจุดต้านแรงดึงสูงสุด) จากการใช้ความสัมพันธ์ของความเค้นวิศวกรรมตามสมการ 2-21 และ 2-22 เป็นเส้นโค้งจริงดังแสดงในสมการ 2-26 และ 2-27 เส้นโค้งนี้จะสามารถคำนวณหาได้ทั้งสามทิศทาง และเมื่อทำการตัดเส้นโค้งในช่วงการเปลี่ยนรูปถาวรจะทำให้ได้เส้นโค้งความเค้นไหลทั้งสามทิศทางดังแสดงในภาพที่ 3-8 จากภาพจะพบว่าเส้นโค้งความเค้นไหลในสามทิศทางนี้จะมีค่าความเค้นที่ไม่เท่ากันซึ่งแสดงให้เห็นถึงพฤติกรรมการเป็นแอนไอโซทรอปิกของวัสดุ



ภาพที่ 3-8 เส้นโค้งความเค้นไหลในแนว RD DD และ TD ที่ได้จากการทดสอบดึงแกนเดียวของเหล็กกล้าละมุน SPC270 ความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตร

จากภาพที่ 3-8 จะสังเกตได้ว่าเส้นโค้งความเค้นไหลจากการทดสอบวัสดุนั้นมีค่าความเค้นไหลประมาณ 20% ซึ่งอาจไม่เพียงพอต่อการจำลองขึ้นรูปโลหะแผ่นภายใต้แรงดันของเหลว (Sheet Hydroforming) และการคำนวณเชิงพลาสติก ดังนั้นจึงมีการนำเอาสมการทำให้แข็งด้วยความเครียด (Strain Hardening Model) เช่น Swift (สมการที่ 2-28) Voce (สมการที่ 2-29) หรือ Sherby-Hocket (สมการที่ 2-30) มาทำนายความเค้นไหลที่สภาวะการเปลี่ยนรูปมากๆ หรืออาจใช้สมการแบบผสม HSV (สมการที่ 2-31) หรือสมการแบบผสม HSHS (สมการ-ที่ 2-32) โดยค่าคงตัวของ

สมการแบบเชิงเดี่ยวจะสามารถหาได้โดยการหลักการเชิงถดถอย (Regression) ในการคำนวณค่าคงตัวในแต่ละสมการ สำหรับสมการแบบผสมจะเป็นการใช้ค่าถ่วงน้ำหนัก w ในการปรับความเค้นไหลที่ทำนายได้จากสมการ Swift กับสมการ Voce หรือ Sherby-hocket โดยค่าถ่วงน้ำหนักนี้จะปรับไปเรื่อยจนมีค่า Error บริเวณปลายค่าการทดสอบน้อยที่สุด ค่าคงที่ของแต่ละสมการจะสามารถสังเกตได้ดังแสดงในตารางที่ 3-3

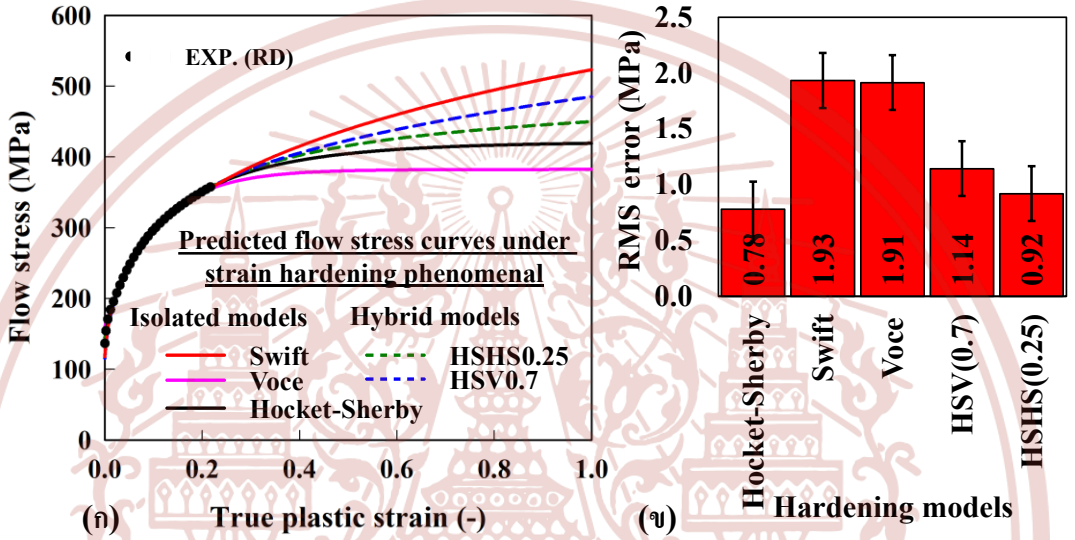
ตารางที่ 3-3 ค่าคงตัวเฉพาะวัสดุของสมการการทำให้แข็งด้วยความเครียดของเหล็กกล้าละมุน SPC270 ความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตร

แบบจำลองการแข็งตัว	**ค่าคงที่เฉพาะวัสดุ**				R^2
Swift	K (MPa)	ε_0 (-)	n		0.9986
	540.5320	0.0067	0.2711		
Voce	A (MPa)	B (MPa)	C		0.9998
	382.1488	221.6432	9.6111		
Hocket-Sherby	A (MPa)	B (MPa)	C	n	0.9987
	421.2708	276.6748	4.8240	0.7831	
HSV	w (0.7)				0.9377
HSHS	w (0.25)				0.9351

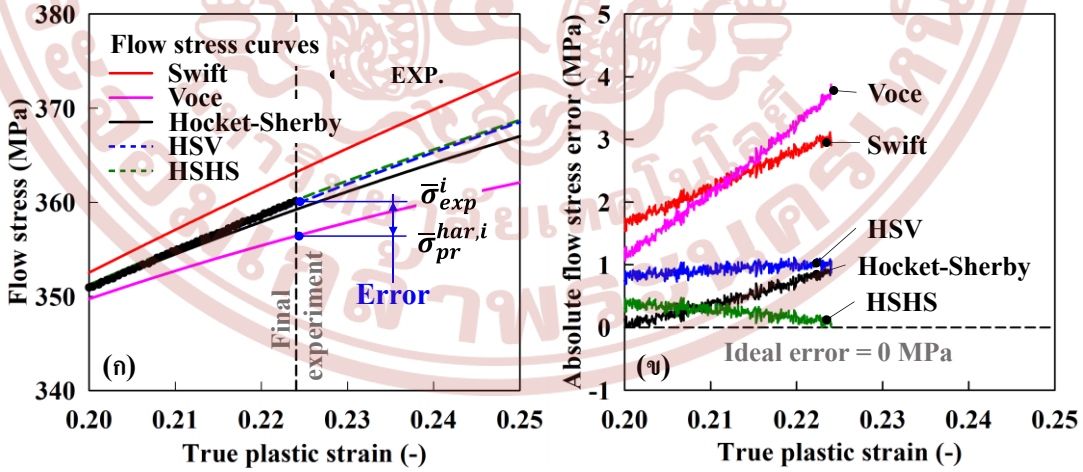
จากการคำนวณหาค่าคงที่เฉพาะวัสดุเหล็กกล้า SPC270 ดังแสดงในตารางที่ 3-3 ค่าคงที่ดังกล่าวจะสามารถนำมาสร้างเป็นเส้นโค้งความเค้นไหลได้ดังแสดงในภาพที่ 3-9 (ก) นอกจากนี้จะสามารถคำนวณค่ารากที่สองของความคลาดเคลื่อนกำลังสองเฉลี่ย (RMS Error) ที่เบี่ยงเบนไปจากค่าการทดสอบได้ จากข้อมูลการคำนวณดังแสดงในภาพที่ 3-9 (ข) จะพบว่าสมการเชิงเดี่ยว Swift และ Voce จะมีค่าเบี่ยงเบนสูงซึ่งมีความแตกต่างอย่างมีนัยสำคัญกับสมการแบบผสม HSV และ HSHS นอกจากนี้สมการที่มีความสอดคล้องกับค่าการทดสอบมากที่สุดคือสมการเชิงเดี่ยว Hocket- Sherby

อย่างไรก็ดี ในการขึ้นรูปที่มีการเปลี่ยนรูปมากๆ ความเค้นไหลที่สภาวะการเปลี่ยนรูปมากๆ นั้นมีความสำคัญมากกว่า การทำนายเส้นโค้งความเค้นไหลจะต้องมีความสอดคล้องกับค่าที่ได้จากการทดสอบในช่วงปลายเพื่อที่จะสามารถทำนายพฤติกรรมการเปลี่ยนรูปวัสดุในช่วงการเปลี่ยนรูปปริมาณสูง (ขึ้นรูปลึก) ได้ซึ่งจะสามารถวัดได้จากการคำนวณค่าเบี่ยงเบนของแต่ละสมการดังแสดงในภาพที่ 3-10 (ก) และจะสามารถสังเกตค่าที่ลู่เข้า 0 ได้ดังภาพที่ 3-10 (ข) โดยค่าเบี่ยงเบนดังกล่าวเมื่อ

มีค่าเข้าใกล้ 0 หมายถึงมีความสอดคล้องกับการทดลองสูง และในขณะเดียวกันนี้ ค่าที่ลู่ออกแสดงให้เห็นถึงแนวโน้มที่จะเบี่ยงเบนออกไปสูง จากกราฟจะพบว่าเส้นโค้งความเค้นไหลแบบผสม HSV และ HSHS มีแนวโน้มลู่เข้า 0 ในขณะที่สมการเชิงเดี่ยวมีแนวโน้มลู่ออก ดังนั้นสมการแบบผสมจึงเป็นเส้นโค้งที่นำไปใช้ในการจำลองขึ้นรูปและการคำนวณเชิงพลาสติกในการสร้างเส้นโค้งขีดจำกัดการขึ้นรูปต่างๆ



ภาพที่ 3-9 เส้นโค้งความเค้นไหล (ก) ทำนายโดยสมการการทำให้แข็งด้วยความเครียดเชิงเดี่ยวและแบบผสมและ (ข) ค่ารากที่สองของความเบี่ยงเบนกำลังสองเฉลี่ย Root Mean Square Error ในแต่ละสมการ



ภาพที่ 3-10 ความเบี่ยงเบนจากข้อมูลการทดสอบของความเค้นไหล (ก) ในบริเวณช่วงปลายของข้อมูลในแต่ละสมการและ (ข) ค่าความคลาดเคลื่อนสัมบูรณ์แสดงให้เห็นถึงความใกล้เคียงของค่าที่ได้จากการทดสอบ

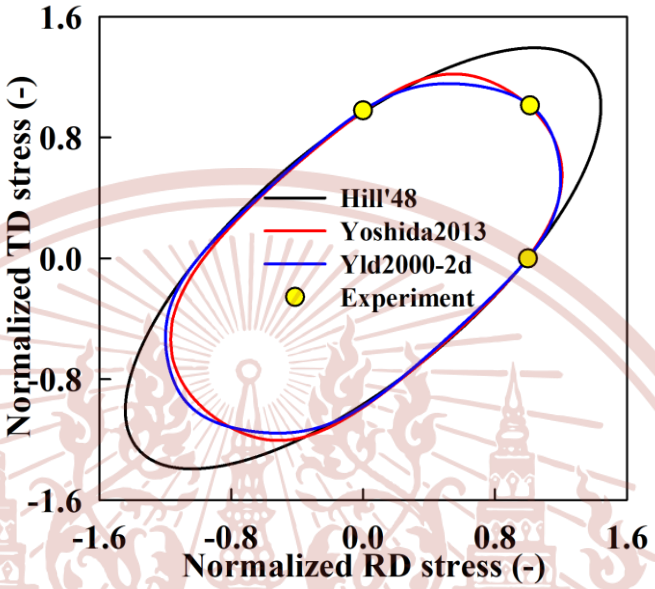
3.4 การคำนวณค่าคงที่เฉพาะวัสดุของเกณฑ์การครากแบบแอนไอโซทรอปิก

ในงานวิจัยนี้พารามิเตอร์เกณฑ์การครากทั้งสามเกณฑ์จะคำนวณจากสมบัติทางกลของวัสดุที่ได้จากการทดสอบในทิศทางต่างๆ ผ่านซอฟต์แวร์ CalSysSmart® ซึ่งเป็นซอฟต์แวร์เชิงพานิชย์ที่ใช้คำนวณค่าคงตังเฉพาะวัสดุ เกณฑ์การครากของ Hill'48 จะใช้ค่าสัมประสิทธิ์แอนไอโซทรอปีจำนวนสามค่า คือ r_0, r_{45}, r_{90} สำหรับเกณฑ์การคราก Yld2000-2d จะใช้ค่าสมบัติทางกลของวัสดุจำนวนแปดค่า คือ $r_0, r_{45}, r_{90}, r_b, \bar{\sigma}_0, \bar{\sigma}_{45}, \bar{\sigma}_{90}, \bar{\sigma}_b$ และสำหรับเกณฑ์การคราก Yoshida2013 จะใช้สมบัติทางกลเพียงหกค่า คือ $r_0, r_{45}, r_{90}, \bar{\sigma}_0, \bar{\sigma}_{45}, \bar{\sigma}_{90}$ โดยทั้งสองเกณฑ์จะมีค่าคงตัวที่แตกต่างกันคือเกณฑ์การครากHill'48 ประกอบด้วย F, G, H, N เกณฑ์การคราก Yld2000-2d ประกอบด้วย $\alpha_1, \alpha_2, ..., \alpha_8$ และเกณฑ์การคราก Yoshida2013 จะประกอบด้วย $c_1, c_2, ..., c_{16}$ ดังจะสามารถแสดงในตารางที่ 3-4 ตารางที่ 3-5 และตารางที่ 3-6 ตามลำดับ

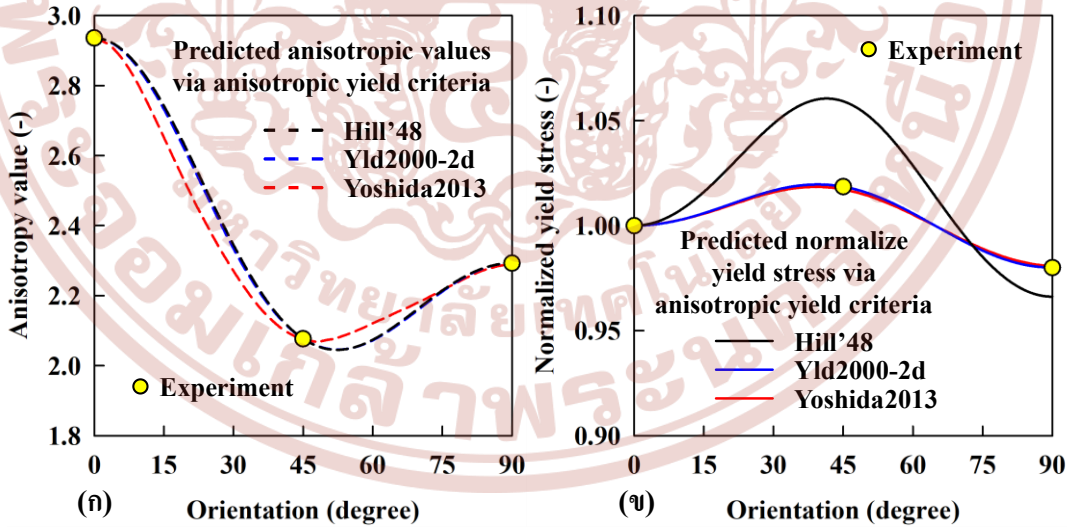
จากการคำนวณค่าคงที่เฉพาะวัสดุข้างต้น ค่าคงตัวดังกล่าวเมื่อแทนค่ากลับเข้าไปในสมการเกณฑ์การครากทั้งสามสมการจะสามารถสร้างเป็นพื้นผิวการคราก (Yield Surface) ได้ ภายใต้สมมติฐานของความเค้นในระนาบ โลคัสการครากสองมิติ (Yield Locus) ในแต่ละสมการจะสามารถสังเกตได้ดังแสดงในภาพที่ 3-11 ซึ่งเป็นโลคัสที่อยู่ในรูปอย่างต่ำ (Normalized) โดยในแผนภาพนี้จุดครากที่ได้จากการทดสอบดึงแกนเดียวในทิศทาง RD และ TD จะสามารลงจุดบนเส้นแกน x และ y ตามลำดับ ในขณะเดียวกันนี้ ความเค้นครากภายใต้สภาวะความเค้นแบบสองแกนเท่ากัน (biaxial test) จะอยู่ในพิกัด x และ y ที่เท่ากัน จากกราฟจะสังเกตได้ว่าเกณฑ์การคราก Yld2000-2d และ Yoshida2013 จะมีความแม่นยำในการทำนายค่าความเค้นครากทั้งสามสถานะความเค้นตามแนวรีด, ขวางแนวรีดและเท่ากันสองแกน โดยปรากฏว่าทำนายได้แม่นยำกับค่าความเค้นครากจากการทดลองทั้งสามทิศทางสภาวะ ในขณะเดียวกันนี้เกณฑ์การคราก Hill'48 จะไม่สามารถทำนายความเค้นครากในสภาวะการดึงยืดสองแกนเท่ากัน หรืออาจกล่าวได้ว่าเกณฑ์การครากนี้ทำนายความเค้นครากที่สูงกว่าจริงในสภาวะความเค้นนี้และผิวทำนายได้แม่นยำเฉพาะสภาวะความเค้นครากตามแนวรีด

นอกจากนี้ ในแต่ละเกณฑ์การครากจะสามารถเปรียบเทียบความแม่นยำของค่าสัมประสิทธิ์แอนไอโซทรอปีและความเค้นครากภายใต้สภาวะการดึงแกนเดียวในแต่ละทิศทางได้ดังแสดงในภาพที่ 3-12 (ก) และ (ข) ตามลำดับ จะสังเกตได้ว่าทั้งสามเกณฑ์การครากนั้นมีความสามารถในการทำนายค่าแอนไอโซทรอปีอันเนื่องจากการคำนวณหาค่าคงตัวนั้นมีการใช้ค่าแอนไอโซทรอปีทั้งสามค่าทำให้สามารถทำนายผลไม่แม่นยำเมื่อเทียบกับผลการทดลอง ในขณะเดียวกัน สำหรับค่าความเค้นครากภายใต้การดึงแกนเดียว เฉพาะสมการ Yld2000-2d และYoshida2013 จะมีความแม่นยำทั้ง

สามทิศทาง ในทิศทาง RD(0), DD(45) และ TD(90) เกณฑ์การคราก Hill'48 จะมีความแม่นยำในการทำนายผลเฉพาะความเค้นคราก แนว RD



ภาพที่ 3-11 โลคัสการครากของเหล็กกล้าละมุน SPC270 ซึ่งทำนายโดยเกณฑ์การครากที่แตกต่างกัน เปรียบเทียบกันระหว่างค่าความเค้นครากที่ได้จากการทดสอบ



ภาพที่ 3-12 การเปรียบเทียบความแม่นยำของการทำนาย (ก) ค่าสัมประสิทธิ์แอนไอโซทรอปี และ (ข) อัตราส่วนความเค้นครากของแต่ละเกณฑ์การครากกับข้อมูลที่ได้จากการทดสอบ (Normalized yield stress)

ตารางที่ 3-4 ค่าคงตัวเฉพาะเหล็กกล้า SPC270 ของเกณฑ์การคราก Hill'48

F	G	H	N
0.3253	0.2541	0.7459	1.4931

ตารางที่ 3-5 ค่าคงตัวเฉพาะเหล็กกล้า SPC270 ของเกณฑ์การคราก Yld2000-2d

α_1	α_3	α_5	α_7
α_2	α_4	α_6	α_8
1.119052	1.013844	0.930484	1.037497
1.010016	0.940724	1.166785	0.80713

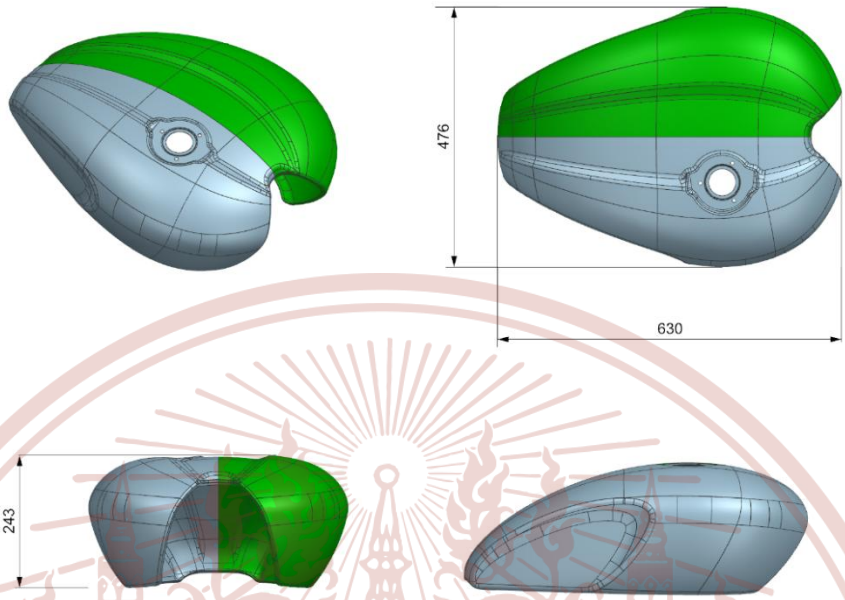
ตารางที่ 3-6 ค่าคงตัวเฉพาะเหล็กกล้า SPC270 ของเกณฑ์การคราก Yoshida2013

C_1	C_2	C_3	C_4
1	1.491825	1.746841	1.811924
C_5	C_6	C_7	C_8
1.605796	1.327341	0.953123	1.116801
C_9	C_{10}	C_{11}	C_{12}
1.647687	1.584735	1.496063	0.985951
C_{13}	C_{14}	C_{15}	C_{16}
1.165637	1.871791	1.243316	1.330482

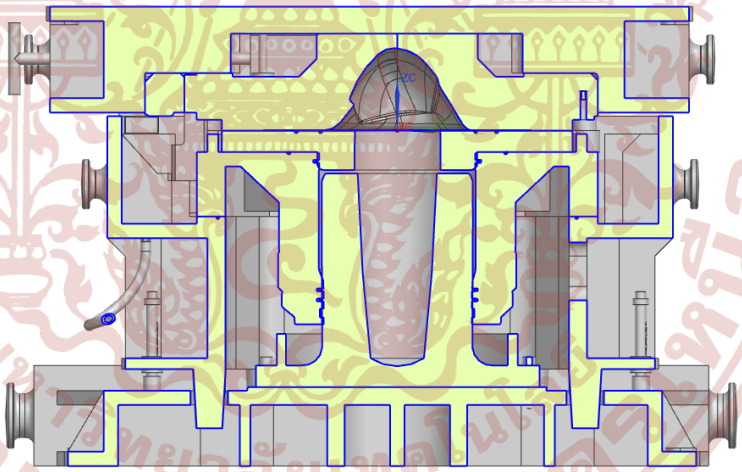
3.5 การขึ้นรูปและการสร้างแบบจำลองขึ้นรูปถังน้ำมันขนาดใหญ่ด้วยแรงดันของเหลว

3.5.1 การขึ้นรูปถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ด้วยแรงดันของเหลว

ในการขึ้นรูปถังน้ำมันของรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ดังแสดงภาพในสามมิติภาพที่ 3-13 ของงานวิจัยนี้จะใช้การขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลว (Sheet Hydroforming) ซึ่งมีการออกแบบกลไกการให้แรงดันของไหลด้วยระบบ Sigle Action Press ดังแสดงภาพฉายสองมิติในภาพที่ 3-14 ที่กำหนดให้ต่อไปนี้



ภาพที่ 3-13 รูปร่าง รูปทรงสามมิติของชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่



ภาพที่ 3-14 ภาพฉายสองมิติแสดงชุดแม่พิมพ์ขึ้นรูปถังน้ำมันขนาดใหญ่ด้วยแรงดันของเหลวภายใต้การออกแบบอัดแรงดันแบบ Sigle Action Press Sheet Hydroforming

เมื่อทำการออกแบบผิวแม่พิมพ์สำเร็จแล้ว ขั้นตอนถัดมาคือการสร้างและติดตั้งชุดแม่พิมพ์ดังภาพที่ 3-15 (ก) ลงในเครื่องต้นกำลังยี่ห้อ KOJIMA ดังภาพที่ 3-15 (ข) ซึ่งเป็นเครื่องต้นกำลังที่มีใช้ในอุตสาหกรรม จากนั้นทำการเติมน้ำมันขึ้นรูปดังภาพที่ 3-15 (ค) ลงในชุดแม่พิมพ์ด้านล่างซึ่งทำหน้าที่เป็นอ่างเก็บน้ำมันจนเต็ม



(ก)



(ข)



(ค)

ภาพที่ 3-15 การติด (ก) ตั้งชุดแม่พิมพ์ขึ้นรูปบน (ข) เครื่องต้นกำลังแบบ Single Action ที่ใช้อยู่ในโรงงานอุตสาหกรรม และ (ค) การเติมน้ำมันขึ้นรูปลงในแม่พิมพ์สำหรับขึ้นรูป

ต่อจากนั้นทำการวางเหล็กกล้าละมุน SPC270 วางปิดอ่างเก็บน้ำมันและจัดตำแหน่งให้อยู่ในตำแหน่งที่กำหนดดังแสดงในภาพที่ 3-16 (ก) และทำการเคลื่อนชุดแม่พิมพ์ด้านบนลงมาหนีบดังแสดงในภาพที่ 3-16 (ข) เพื่อทำหน้าที่เป็นแรงหนีบไม่ให้น้ำมันรั่วไหลออกจากระบบ ขั้นตอนถัดมาคือการควบคุมการเคลื่อนที่ลงของชุดแม่พิมพ์ด้านบนซึ่งจะทำให้ปริมาตรของอ่างลดลงและทำให้แรงดันของเหลวสูงขึ้นดังแสดงในภาพที่ 3-16 (ค)

จากนั้นทำการทดลองขึ้นรูปและสังเกตุกราฟของแรงดันของเหลวดังแสดงในภาพที่ 3-17 โดยจะสังเกตุได้ว่าเมื่อชิ้นทดสอบเกิดการฉีกขาดเสียหายมักจะมีแรงดันที่สูงถึง 300 บาร์ และจะมีการลดลงทันทีทันใดหลักจากชิ้นทดสอบเสียหายดังแสดงในภาพที่ 3-17 (ก) และในทางตรงกันข้าม ชิ้นงานที่ขึ้นรูปสำเร็จจะมีแรงดันที่ต่ำกว่าดังแสดงในภาพที่ 3-17 (ข) จากนั้นลดแรงดันให้ลดลงโดยการเปิดวาวควบคุมแรงดันให้น้ำมันไหลออกซึ่งกราฟของแรงดันก็จะลดลงที่มีศูนย์เตรียมพร้อมสำหรับนำชิ้นงานออกจากแม่พิมพ์

ในขั้นตอนสุดท้ายของการขึ้นรูปจะเป็นการเปิดชุดแม่พิมพ์โดยการยกชุดแม่พิมพ์บนขึ้นดังแสดงในภาพที่ 3-18 (ก) ซึ่งจะมีชิ้นงานติดอยู่กับดายด้านบนและจะต้องมีการนำอุปกรณ์รองรอบชิ้นงานเพื่อป้องกันการตกกระแทกลงมาด้านล่างอันเนื่องมาจากน้ำหนักของเหล็กแผ่น เมื่อนำชิ้นงานออกมาจากแม่พิมพ์แล้วก็จะสามารถนำมาเช็ดทำความสะอาดน้ำมันออกจากผิวดังภาพที่ 3-18 (ข) และทำการตรวจสอบคุณภาพของชิ้นงานที่ได้เป็นกระบวนการต่อไป

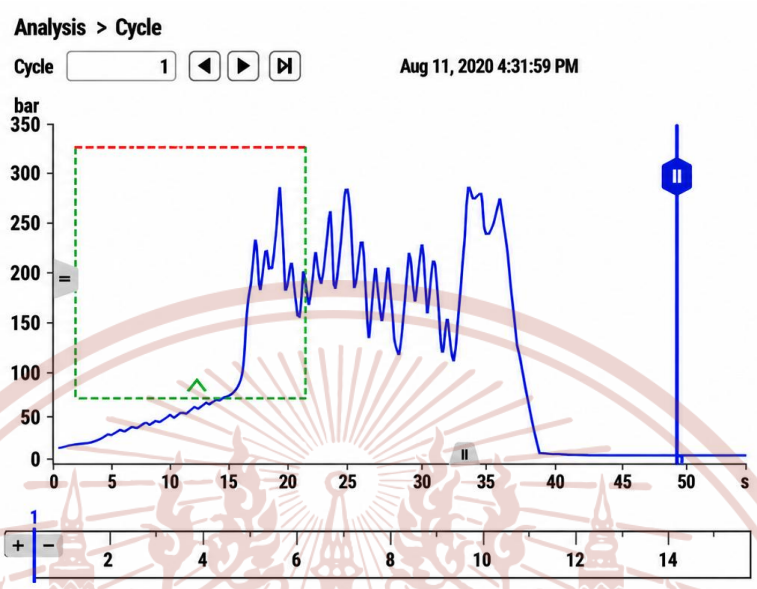


(ก) (ข)

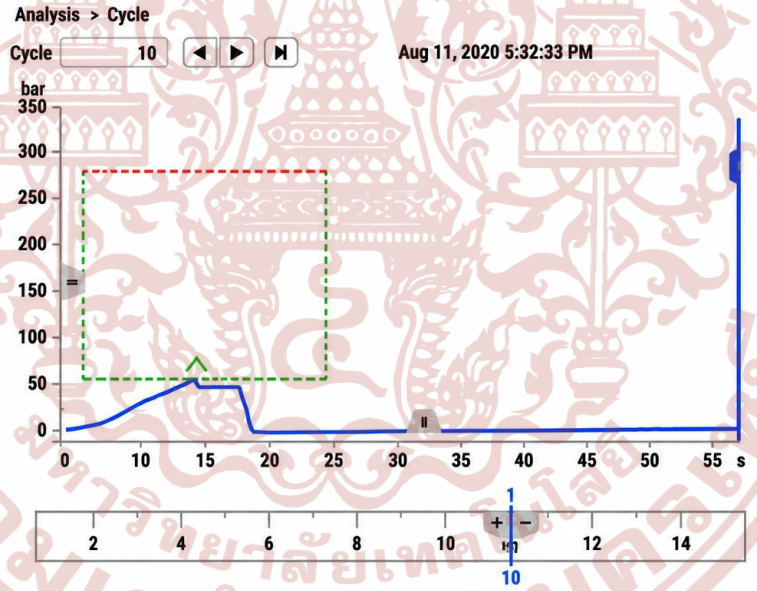


(ค)

ภาพที่ 3-16 ขั้นตอน (ก) การติดตั้งโลหะแผ่งลงแม่พิมพ์ (ข) ประกบชุดแม่พิมพ์บนและล่างเข้าด้วยกันเพื่อใช้เป็นแรงหนีบ และ (ค) การควบคุมระยะเคลื่อนของชุดแม่พิมพ์ที่ทำให้เกิดแรงดันในของเหลว



(ก)

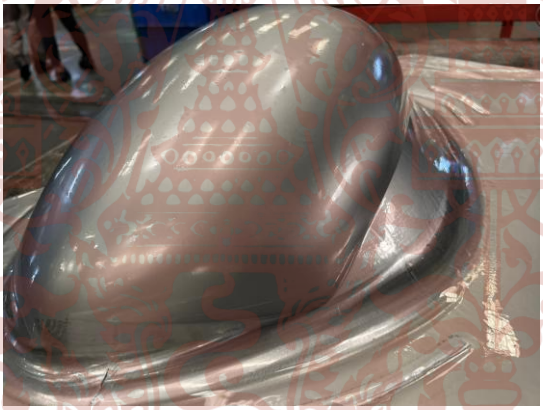


(ข)

ภาพที่ 3-17 แรงดันของไหลตลอดการทดสอบขึ้นรูป (ก) ในการทดสอบครั้งแรกจนชิ้นงานเกิดความเสียหาย (ข) ในการทดสอบครั้งถัดไปที่ไม่เกิดความเสียหายกับชิ้นงานขึ้นรูป



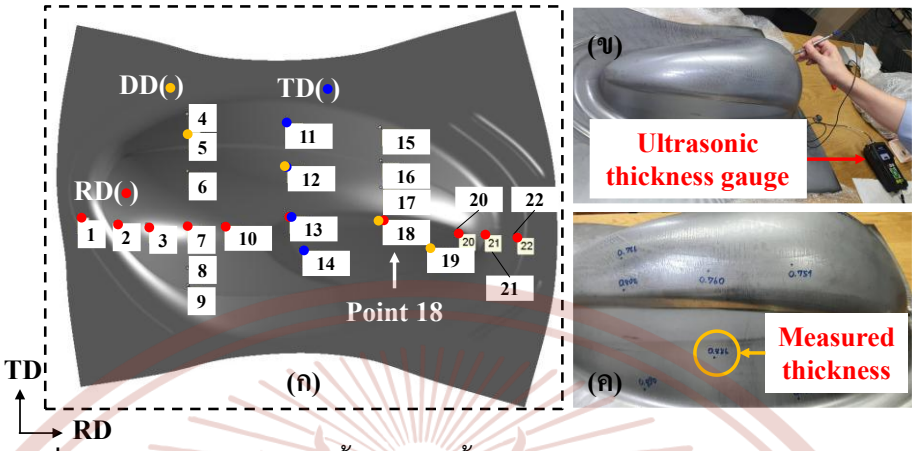
(ก)



(ข)

ภาพที่ 3-18 ขั้นตอนการเปิดชุดแม่พิมพ์ออก (ก) โดยการเคลื่อนชุดแม่พิมพ์บนขึ้นเพื่อให้สามารถนำชิ้นงาน (ข) ที่เปื้อนน้ำมันออกมาเช็ดทำความสะอาดได้

หลังจากขึ้นรูปในแต่ละครั้งจะมีการวัดความหนาของชิ้นงานในบริเวณควบคุมคุณภาพ 22 จุด ดังแสดงในภาพที่ 3-19 (ก) ซึ่งจะใช้ตำแหน่ง x, y เดียวกันทุกชิ้น เครื่องมือที่ใช้วัด คือ ปากกา Ultrasonic thickness gauge (ภาพที่ 3-20) ซึ่งสามารถจิ้มลงผิวที่ต้องการวัดแล้วอุปกรณ์จะวัดความหนาและแสดงค่าออกมาในหน่วยมิลลิเมตรดังแสดงในภาพที่ 3-19 (ข) จากนั้นผู้วัดจะสามารถบันทึกหรือเขียนลงผิวชิ้นงานได้ดังแสดงในภาพที่ 3-19 (ค) ซึ่งข้อมูลนี้จะสามารถนำมาศึกษาเปรียบเทียบกับการจำลองขึ้นรูปได้



ภาพที่ 3-19 การวัดความหนาชิ้นทดสอบขึ้นรูป (ก) ในบริเวณ 22 จุดควบคุมคุณภาพ (ข) ด้วยเครื่องมือ Ultrasonic thickness gauge และ (ค) ตัวอย่างจุดที่วัด



ภาพที่ 3-20 เครื่องมือวัดความหนา Ultrasonic thickness gauge

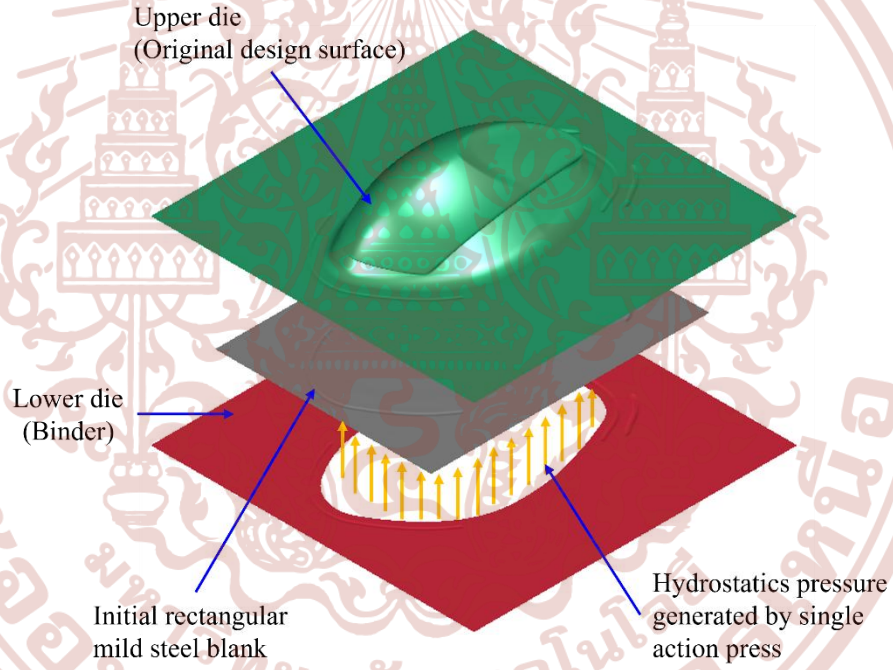


ภาพที่ 3-21 ชิ้นงานขึ้นรูปสำเร็จและเสียหาย

3.5.2 การจำลองขึ้นรูปถังถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ด้วยแรงดันของเหลว

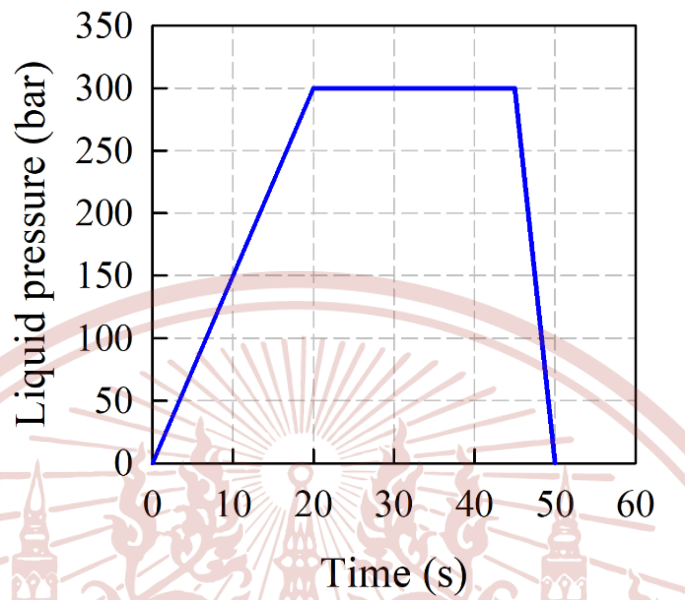
ในการจำลองขึ้นรูปถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ด้วยแรงดันของเหลวผ่านระเบียบวิธีไฟไนต์เอลิเมนต์จะเป็นการใช้โปรแกรมคำนวณเชิงพานิช J-STAMP® ซึ่งเป็นโปรแกรมที่นิยมใช้ในภาคอุตสาหกรรมผลิตชิ้นส่วนยานยนต์ การจำลองฯ ด้วยโปรแกรมนี้จะสามารถปฏิบัติเป็นขั้นตอนได้ดังมีรายละเอียดต่อไปนี้

3.5.2.1 สร้าง CAD ของผิวดายด้านบน (Upper Die) แผนดายล่าง (Lower Die) ซึ่งทำหน้าที่เป็นชุดหนีบ (Binder) ร่วมกับผิวดายด้านบนดังแสดงในภาพที่ 3-22 ในขั้นตอนการจำลอง ผิวดายด้านบนจะใช้ผิวที่ได้จากข้อมูลความต้องการของลูกค้ากำหนด และในกระบวนการออกแบบแม่พิมพ์จะมีการเพิ่มร่องบีด (Bead) เพื่อชะลอการไหลของวัสดุลงแม่พิมพ์ที่เร็วเกินไปอันจะส่งผลให้เกิดรอยย่นที่ผนังชิ้นงาน



ภาพที่ 3-22 แบบจำลองชุดแม่พิมพ์ขึ้นรูปถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่

3.5.2.2 กำหนดคุณสมบัติให้กับแบบจำลองทั้งสี่องค์ประกอบ โดยกำหนดให้ Lower die และUpper die เป็นวัตถุแข็งเกร็ง (Rigid Body) แรงดันของไหลเป็นแบบ Hydrostatics และมีพฤติกรรมของแรงดัน Pressure-time ดังแสดงในภาพที่ 3-23 และแผ่น Blank เป็นวัตถุที่สามารถเปลี่ยนรูปได้ (Deformable sheet)



ภาพที่ 3-23 กราฟแรงดันของน้ำมันขึ้นรูปในการขึ้นรูปถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่

3.5.2.3 กำหนดสมบัติทางกล สมบัติเชิงพลาสติกให้กับแผ่นเหล็กกล้าละมุน ซึ่งประกอบด้วย อัตราส่วนปัวซง มอดูลัสยืดหยุ่น ความเค้นคราก เส้นโค้งความเค้นไหล และเกณฑ์การคราก โดยเกณฑ์การครากจะใช้เกณฑ์ที่แตกต่างกัน 3 ชนิด คือ Hill'48 Yld2000-2d และ Yoshida2013 และเส้นโค้งความเค้นไหลจะประกอบด้วย HSV HSHS และ YU model ซึ่งจะสามารถสรุปเป็นสัญลักษณ์ย่อได้ดังแสดงใน **Error! Not a valid bookmark self-reference.** ต่อไปนี้ จากการออกแบบแบบจำลองด้านวัสดุนี้ จะมีแบบจำลองรวมทั้งสิ้น 10 แบบจำลองที่แตกต่างกัน ในการกำหนดพารามิเตอร์เกณฑ์การคราก Hill'48 จะเป็นการป้อนค่าสัมประสิทธิ์แอนไอโซทรอปี 3 ทิศทางให้กับซอฟต์แวร์ แต่สำหรับเกณฑ์การคราก Yld2000-2d และ Yoshida2013 จะเป็นการใส่ค่าคงที่ดังแสดงในตารางที่ 3-5 และตารางที่ 3-6 ตามลำดับ สำหรับเส้นโค้งความเค้นไหลจะเป็นการใส่คู่อันดับของความเค้นและความเครียดจริงที่ได้จากการคำนวณย้อนกลับของพารามิเตอร์สมการการทำให้แข็งด้วยความเครียดแบบผสม HSV และ HSHS ดังแสดงในตารางที่ 3-7

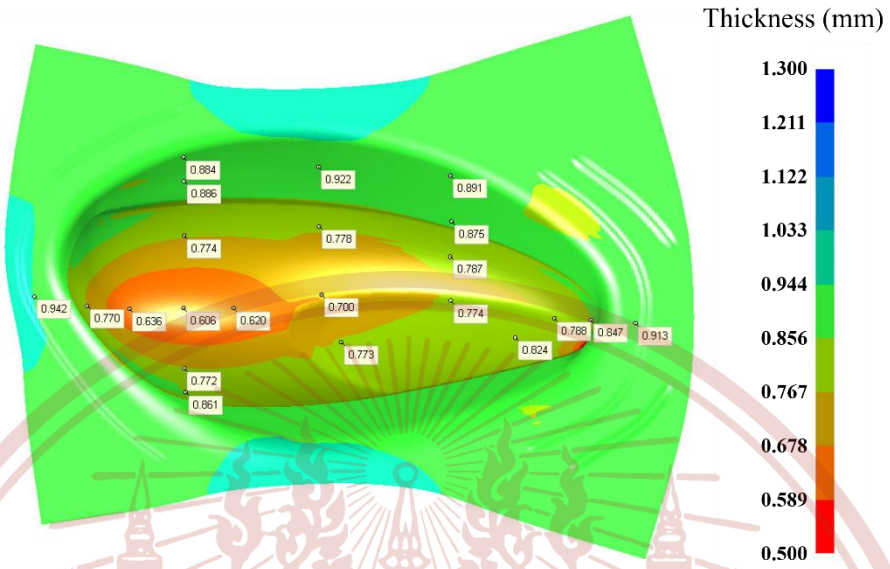
ตารางที่ 3-7 สัญลักษณ์ย่อของแบบจำลองด้านวัสดุของการขึ้นรูปถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ด้วยเหล็กกล้าละมุน SPC270 ความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตร

Hardening	**Isotropic hardening (IH)**		**Combined Isotropic-Kinematic hardening (IKH)**	
Yield criteria	HSV	HSHS	HSV	HSHS
Hill'48	IH-Hill-HSV	IH-Hill-HSHS	IKH-Hill-HSV	IKH-Hill-HSHS
Yld2000-2d	IH-YLD-HSV	IH-YLD-HSHS	IKH-YLD-HSV	IKH-YLD-HSHS
Yoshida2013	-	-	IKH-Yoshida-HSV	IKH-Yoshida-HSHS

3.5.2.4 กำหนดชนิดของเอลิเมนต์ให้กับแบบจำลองซึ่งเป็นเอลิเมนต์ประเภท Belytschko–Wong–Chiang (BWC) shell element และมี Number of Integration Points เท่ากับ 7 จุด และมีขนาดของเมช 2 มิลลิเมตร

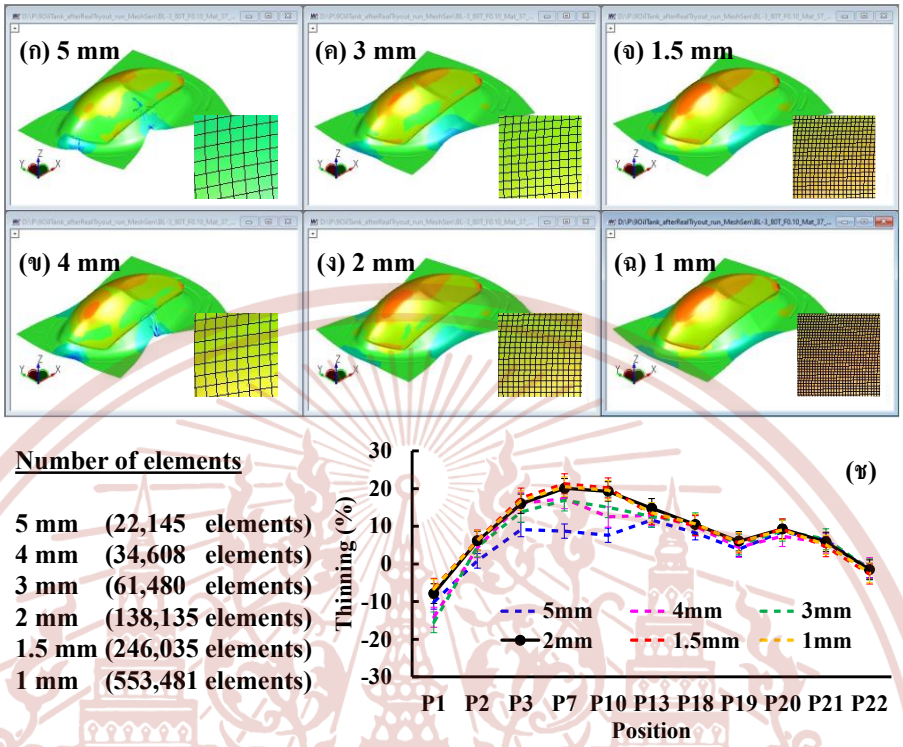
3.5.2.5 กำหนดเงื่อนไขขอบเขต (Boundary Condition) ให้กับแบบจำลองซึ่งประกอบด้วย แรงเหยียบ Binder 70 kN ที่กระจายแบบจำลองสม่ำเสมอตลอดหน้าผิวสัมผัส และผิวสัมผัสของชุดแม่พิมพ์กับเหล็กกล้าละมุนจะใช้การปรับค่าสัมประสิทธิ์แรงเสียดทานเท่ากับ 0.15 และสำหรับผิวสัมผัสของไหลกับเหล็กกล้าละมุนจะใช้ค่าสัมประสิทธิ์ที่ 0.055 นอกจากนี้จะต้องกำหนดให้ชุดแม่พิมพ์ Upper die และ Lower die อยู่กับที่ ไม่มีการเคลื่อนที่และหมุนตลอดการจำลองขึ้นรูป

3.5.2.6 เมื่อกำหนดเงื่อนไขขอบเขต สมบัติทางกลและสมบัติเชิงพลาสติกของวัสดุแล้ว ขั้นตอนสุดท้ายคือคำนวณหาผลเฉลย โปรแกรมจำทำการคำนวณหาผลเฉลยในโหนดต่างๆ และจะสามารถแสดงผลเป็นเฉดสีต่าง (Contour Color) ในแต่ละแบบจำลองดังแสดงตัวอย่างในภาพที่ 3-24 ที่กำหนดให้ต่อไปนี้



ภาพที่ 3-24 ตัวอย่างของเฉดสีแสดงถึงการกระจายตัวของความหนาแผ่นหลังขึ้นรูป

3.5.2.7 หาขนาดของเอลิเมนต์ที่เหมาะสมด้วยระเบียบวิธี Mesh sensitivity ซึ่งจะเป็นการจำลองขึ้นรูปด้วยขนาดของเอลิเมนต์ที่แตกต่างกันแล้วสังเกตุผลเฉลยที่ได้ โดยขนาดของเอลิเมนต์ที่ใหญ่ที่สุดที่ทำให้ผลเฉลยมีการเปลี่ยนแปลงน้อยหรือไม่เปลี่ยนแปลงจะเป็นขนาดที่ใช้ในการจำลองในทุกๆ แบบจำลอง โดยในการวิจัยนี้จะทดลองกำหนดค่าเอลิเมนต์สี่เหลี่ยมจัตุรัสเริ่มต้นที่ 5,4,3,2,1.5 และ 1.0 mm ดังแสดงในภาพที่ 3- 25 (ก) (ข) (ค) (ง) (จ) และ (ฉ) ตามลำดับ และเมื่อทำการจำลองด้วยเงื่อนไขอื่นๆ ที่เหมือนกันจะสามารถนำผลของเปอร์เซนการลดลงของความหนา (Thinning Percentage) บนตำแหน่งจุดวัดความหนาตามทิศทาง RD ที่แสดงในภาพภาพที่ 3- 25 Thinning บน 22 จุดควบคุมคุณภาพมาสร้างแผนภาพเปรียบเทียบกันดังแสดงในภาพที่ 3- 25 (ช) จากภาพจะสังเกตได้ว่า ขนาดเอลิเมนต์ที่ 5 4 และ 3 mm นั้นจะให้ผลเฉลยที่ไม่เกาะกลุ่มกัน ในขณะเดียวกันนี้ เมื่อใช้ขนาดเอลิเมนต์ 2 1.5 และ 1.0 mm จะให้ผลเฉลยที่เกลุ่มกันและไม่เกิดการเปลี่ยนแปลงเมื่อขนาดเอลิเมนต์มีค่าน้อยลง ดังนั้นเอลิเมนต์ที่เหมาะสมในการจำลองขึ้นรูปครั้งนี้ คือ เอลิเมนต์ที่มีขนาดเริ่มต้น 2 mm ที่มีจำนวนเอลิเมนต์ 138,135 เอลิเมนต์ ที่ใช้จำนวนเอลิเมนต์น้อยกว่าขนาด 1.5 และ 1 mm. เหมาะสมกับเวลาและการดำเนินการ

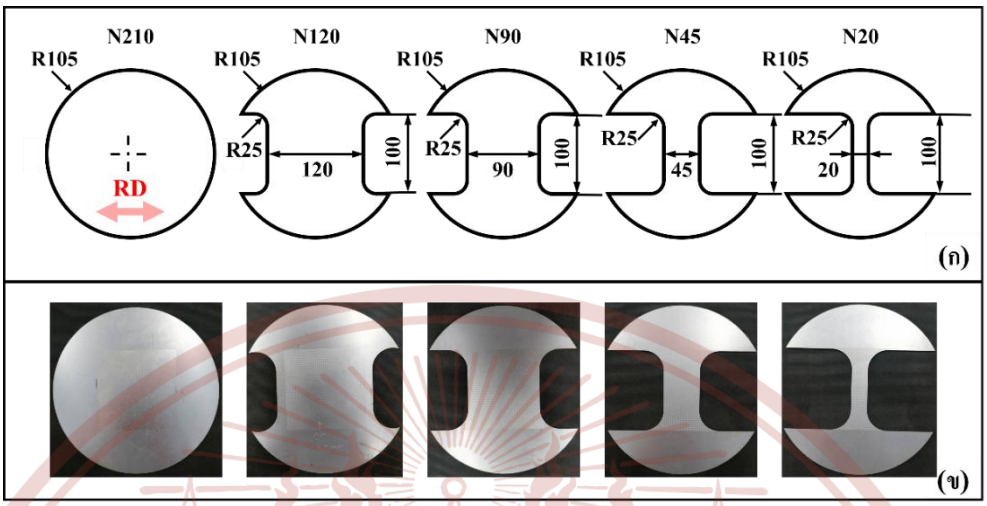


ภาพที่ 3-25 การทดลองหาขนาดเอลิเมนต์ที่เหมาะสม Mesh sensitivity ของการจำลองขึ้นรูปถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ด้วยขนาดเอลิเมนต์สี่เหลี่ยมจัตุรัสเริ่มต้นที่ (ก) 5 mm (ข) 4 mm (ค) 3 mm (ง) 2 mm (จ) 1.5 mm (ฉ) 1.0 mm และ (ช) แสดงผลเปรียบเทียบของเปอร์เซนของการลดความหนา

3.6 การทดสอบสร้างแผนภาพขีดจำกัดความเสียหายบนพื้นฐานแบบความเครียด

3.6.1 การทดสอบขึ้นรูปโดมครึ่งทรงกลมของ Nakajima

การทดสอบขึ้นรูปโดมครึ่งทรงกลม Nakajima Stretching จะเป็นการทดสอบตามมารตฐาน ISO12004 ซึ่งมีการกำหนดรูปร่างรูปทรงดังแสดงในภาพที่ 3-26 เมื่อทำการตัดชิ้นทดสอบตามมาตรฐานแล้วขั้นตอนถัดไปคือการสร้างตารางสี่เหลี่ยมขนาด 2 มิลลิเมตรบนผิวชิ้นทดสอบ ในงานวิจัยนี้จะใช้วิธีการเลเซอร์ด้วยเครื่องเลเซอร์โลหะดังภาพที่ 3-27 จากนั้นนำไปทดสอบขึ้นรูปด้วยชุดแม่พิมพ์ที่มีเส้นผ่าศูนย์กลางพั้นช์ 100 มิลลิเมตรบนเครื่องทดสอบเอนกประสงค์ Universal tensile testing machine ดังแสดงในภาพที่ 3-28 จนชิ้นทดสอบเกิดความเสียหาย ในจังหวะก่อนการทดสอบจะใช้แรงกดยึดชิ้นงาน (blank holder force) ในการขึงตึงชิ้นทดสอบที่ 200 kN และตลอดการทดสอบจะใช้แรงยึดแบบคงที่และใช้ความเร็วในการทดสอบ 5 mm/min เมื่อชิ้นทดสอบเกิดความเสียหายจะปรากฏรอยฉีกขาดบริเวณยอดโดมดังแสดงในภาพที่ 3-29 ซึ่งจะเป็นบริเวณที่เก็บความเครียดที่ผิวในการสร้าง FFLC ร่วมกับการทดสอบดึงแกนเดียวชิ้นทดสอบบากขอบในขั้นตอนต่อไป



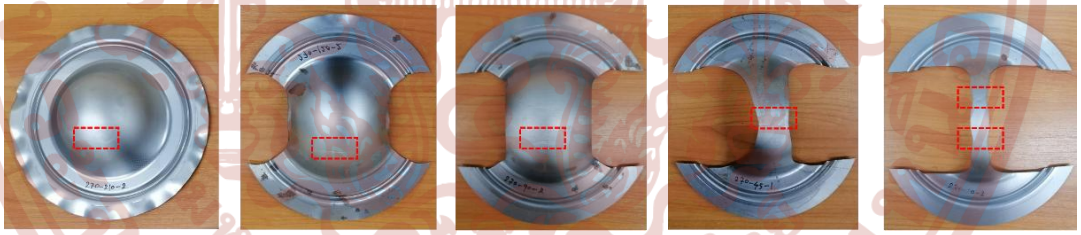
ภาพที่ 3-26 ชิ้นทดสอบขึ้นรูปโดมครึ่งทรงกลม Nakajima แสดงโดย (ก) ภาพฉายสองมิติและขนาดกำหนด (ข) ชิ้นงานจริงที่เตรียมด้วยกระบวนการ wire cutting



ภาพที่ 3-27 เครื่องเลเซอร์โลหะและรอยตารางสี่เหลี่ยมจัตุรัสเริ่มต้นขนาด 2 มิลลิเมตร

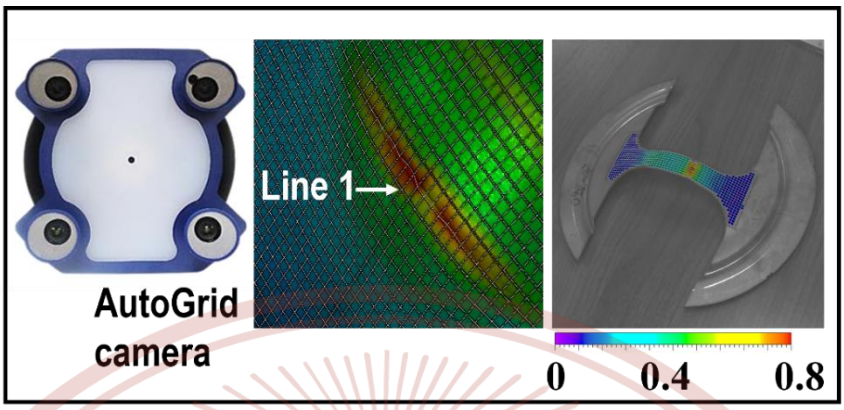


ภาพที่ 3-28 เครื่องทดสอบอเนกประประสงค์ (Universal Testing Machine) ขนาดกำลังสูงสุด 2000 kN ที่มีชุดแม่พิมพ์ขนาดเส้นผ่าศูนย์กลางพั้นช์ 100 มิลลิเมตร



ภาพที่ 3-29 ชิ้นทดสอบ Nakajima และรอยฉีกขาดเสียหายบริเวณปลายโดม

หลังจากที่ทดสอบจนชิ้นทดสอบทั้ง 5 ชิ้นเกิดความเสียหาย ขั้นตอนต่อไปคือการวัดความเครียดที่ผิวชิ้นทดสอบ งานวิจัยนี้จะใช้หลักการของ AutoGrid ในการวิเคราะห์หาความเครียดจริงหลักและรองดังแสดงตัวอย่างในภาพที่ 3-30 โดยกล้องจะทำการตรวจจับตารางสี่เหลี่ยมผลผิวชิ้นงานและคำนวณเป็นความเครียด จากนั้นแสดงผลในลักษณะของเฉดสีแสดงค่า โดยในบริเวณที่มีความเครียดหลักสูงสุดมากๆ จะแสดงเป็นสีแดงเข้ม จากนั้นจะสามารถเก็บความเครียดจริงหลักและรองในเส้นถัดมาจากรอยฉีกขาดเพื่อนำไปสร้าง FFLC ต่อไป

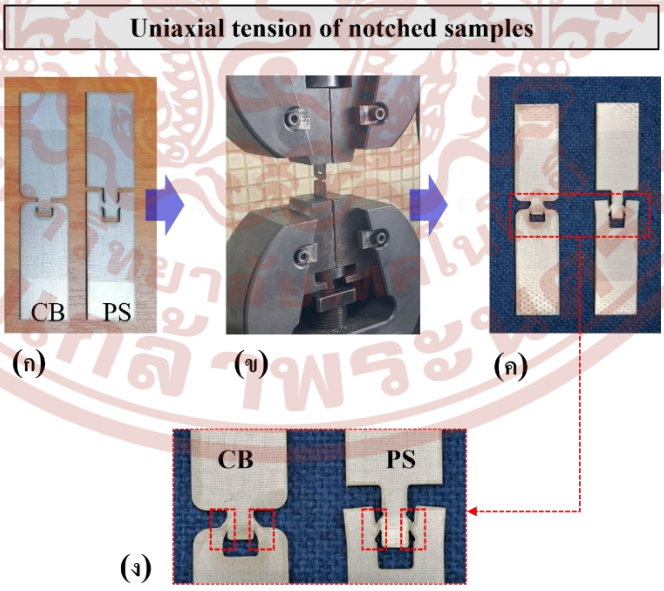


ภาพที่ 3-30 การวัดความเครียดบนผิวชิ้นทดสอบ Nakajima ด้วยหลักการ AutoGrid

3.6.2 การทดสอบดึงแกนเดียวชิ้นงานบากขอบ

ในการทดสอบดึงแกนเดียวของชิ้นทดสอบดึงบากขอบทั้ง 6 ชิ้นดังแสดงในภาพที่ 3-31 (ก) จะทดสอบด้วยเงื่อนไขเดียวกันคือ ทดสอบบนเครื่องทดสอบเอนกประสงค์ขนาดกำลังสูงสุด 30 kN ดังแสดงในภาพที่ 3-31 (ข) ความเร็วที่ใช้ในการทดสอบ คือ 0.09 mm/min จนชิ้นทดสอบเกิดความเสียหายดังแสดงในภาพที่ 3-31 (ค) หรือ (ง)

ในการทดสอบครั้งนี้จะกำหนดชื่อเรียกชิ้นทดสอบต่างๆ ดังนี้ ชิ้นทดสอบรูปผีเสื้อ Pure shear (PS) Combined Loading (CB) ดังแสดงในภาพที่ 3-31 (ก) ที่กำหนดให้ต่อไปนี้



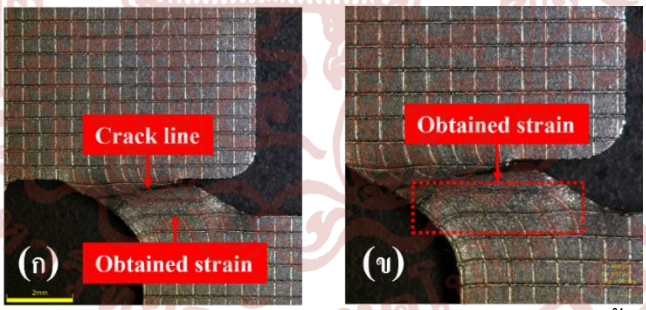
ภาพที่ 3-31 ขั้นตอนการทดสอบดึงแกนเดียวของชิ้นทดสอบบากขอบแสดงด้วย (ก) ชิ้นทดสอบเริ่มต้นด้วย (ข) การติดตั้งบนเครื่องทดสอบเอนกประสงค์ขนาด 30 kN (ค) ชิ้นทดสอบที่เกิดความเสียหาย (ง) ลักษณะของความเสียหายบนชิ้นทดสอบ

3.6.3 การวัดความเครียดด้วยกล้องจุลทรรศน์

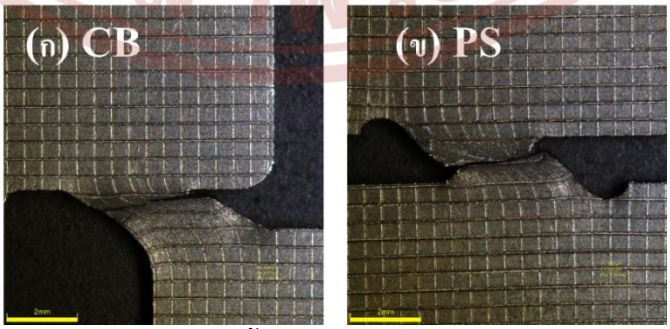
หลังจากทดสอบชิ้นทดสอบต่างๆ จนเกิดความเสียหาย ขั้นตอนถัดไป คือ การวัดความเครียดบนผิวชิ้นทดสอบในบริเวณของรอยฉีกขาดดังแสดงในภาพที่ 3-29 และ ภาพที่ 3-31 (ง) ด้วยการวัดระยะยืด-หดของตารางสี่เหลี่ยมจากภาพถ่ายผิวชิ้นทดสอบด้วยกล้องจุลทรรศน์ดังแสดงในภาพที่ 3-32 ในการวัดความเครียดจะเป็นการวัดบริเวณรอบๆ ชิ้นทดสอบบากขอบดังแสดงในภาพที่ 3-33 (ก) (ข) เช่นเดียวกันชิ้นทดสอบขึ้นรูปโดมครึ่งทรงกลม Nakajima ที่จะต้องวัดความเครียดรอบๆ รอยฉีกขาดซึ่งเป็นบริเวณที่ใช้วัดค่าความเครียดในสภาวะความเสียหายได้ โดยในแต่ละชิ้นทดสอบก็จะมีค่าการยืด-หดไม่เท่ากันและส่งผลโดยตรงทำให้ความเครียดจริงหลักและรองไม่เท่ากันหรืออาจสังเกตุได้จากภาพที่ 3-34 (ก) และ (ข)



ภาพที่ 3-32 กล้องจุลทรรศน์กำลังขยาย 100x สำหรับถ่ายภาพผิวชิ้นทดสอบ

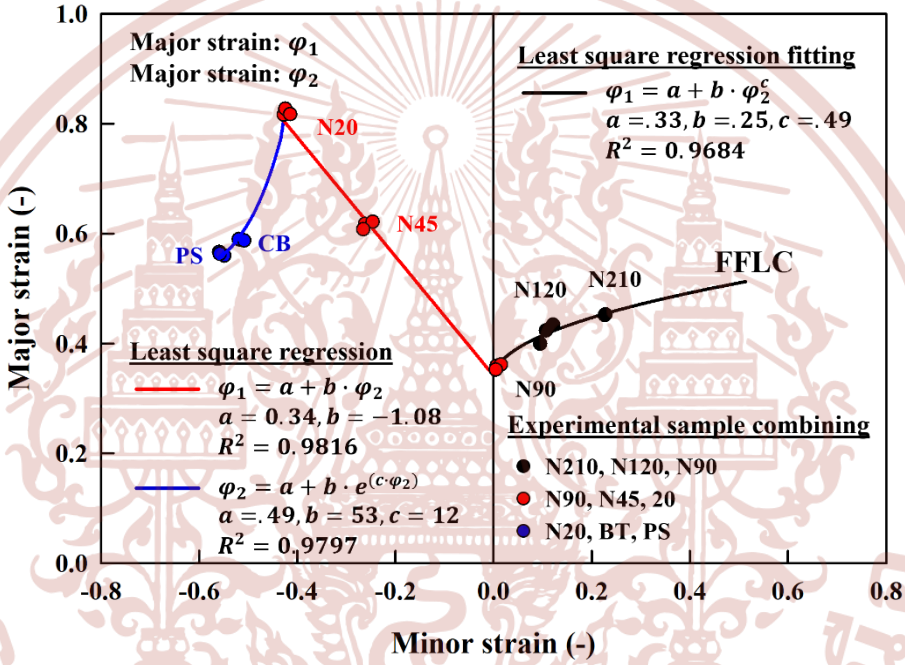


ภาพที่ 3-33 เส้นแนวรอยเสียหายและบริเวณวัดความเครียดของ (ก) ชิ้นทดสอบดึงบากขอบ และ(ข) บริเวณสำหรับวัดความเครียด



ภาพที่ 3-34 ภาพถ่ายผิวชิ้นทดสอบดึงบากขอบด้วยกล้องจุลทรรศน์

เมื่อทำการวัดระยะยืด-หดของแต่ละชิ้นทดสอบแล้วจะสามารถคำนวณความเครียดจริงด้วยสมการที่ 2-48 และ 2-49 ซึ่งในแต่ละชิ้นทดสอบจะมีระดับความเครียดหลักสูงสุดและอัตราส่วนความเครียดที่แตกต่างกันดังแสดงด้วยจุดสามเหลี่ยมสีแดงในภาพที่ 3-35 และจะสามารถแบ่งออกเป็น 3 กลุ่มเพื่อกำหนดเส้นแนวโน้มดังแสดงด้วยเส้นสีดำ จากการทดสอบนี้จะทำให้มีเส้นโค้ง FFLC ที่ครอบคลุมสภาวะความเค้นตั้งแต่ การเฉือนบริสุทธิ์ การดึงแกนเดียว ความเครียดในระนาบจนกระทั่งการดึงสองแกนเท่ากัน ซึ่งเป็นสภาวะที่เกิดขึ้นในงานขึ้นรูปโลหะแผ่น



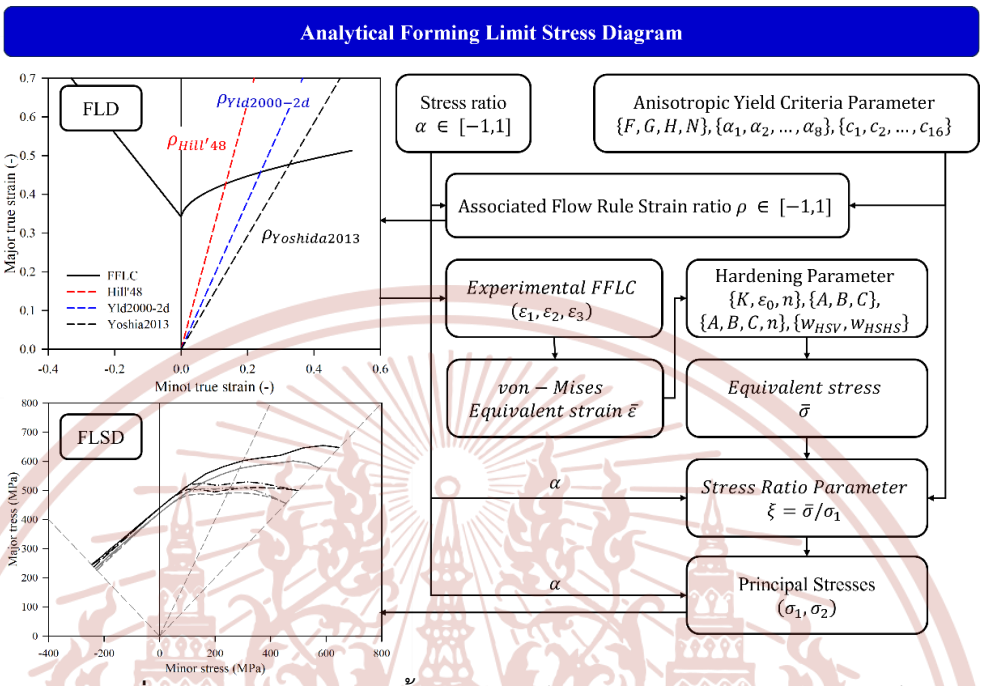
ภาพที่ 3-35 เส้นโค้ง FFLC ของเหล็กกล้าละมุน SPC270 ความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตร ที่ได้จากการทดสอบขึ้นรูปโดมครึ่งทรงกลมร่วมกับกาทดสอบดึงแกนเดียวของชิ้นทดสอบบากขอบ

3.7 การพัฒนาสร้างแผนภาพขีดจำกัดการขึ้นรูปแบบความเค้น

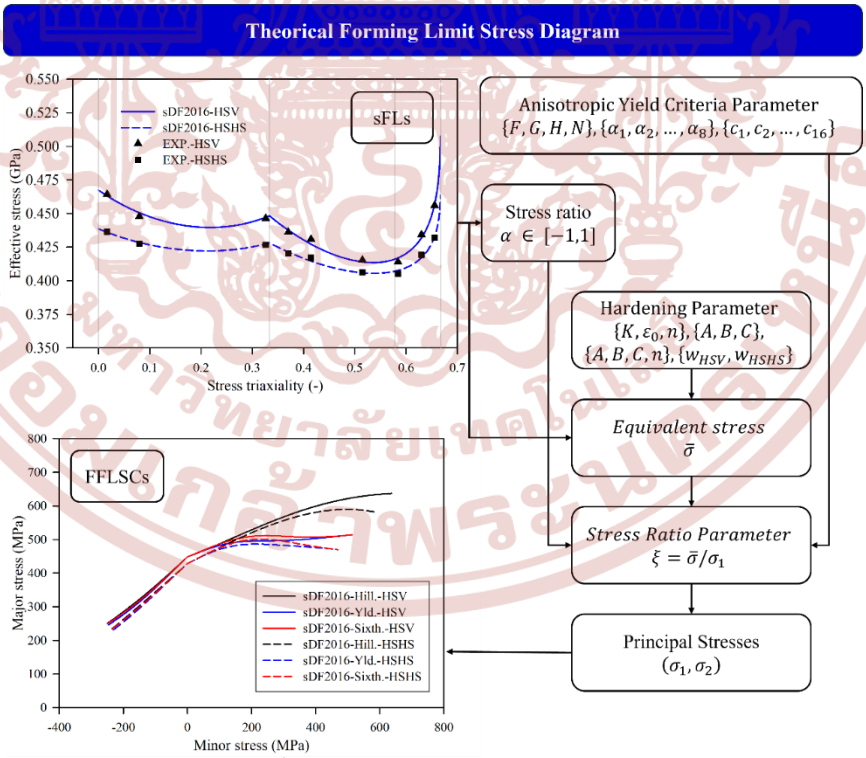
แผนภาพขีดจำกัดความเสียหายแบบความเค้น (Fracture Forming Limit Stress Diagram; FLSD) เป็นแผนภาพที่ใช้ประเมินสภาพขึ้นรูปได้ของโลหะแผ่นเช่นเดียวกับ FFLD แต่อยู่ในรูปของปริภูมิความเค้น เส้นโค้งขีดจำกัดในงานวิจัยนี้จะอยู่ในสภาวะความเสียหายและจะเรียกว่า เส้นโค้งขีดจำกัดความเสียหายแบบความเค้น (Fracture Forming Limit Stress Curve; FFLSC) โดยเส้นโค้งดังกล่าวจะสามารถคำนวณสร้างได้หลากหลายวิธี ในงานวิจัยนี้จะเป็นการศึกษาเปรียบเทียบความแม่นยำของเส้นโค้งที่ได้จาการคำนวณเชิงวิเคราะห์ (Analytical Calculation) กับการคำนวณเชิงทฤษฎีของเกณฑ์ความเสียหายแบบความเค้น (Theorical Calculation) ดังมีรายละเอียดของขั้นตอนการพัฒนาต่อไปนี้

ในขั้นตอนการคำนวณสร้างเส้นโค้งเชิงวิเคราะห์ อัตราส่วนความเค้น (Stress ratio) จะกำหนดทีละค่าเพื่อไปคำนวณอัตราส่วนความเครียด (Stress ratio) แบบกฎการไหล (Associated flow rule, AFR) ที่ทำนายจากเกณฑ์การคราดที่แตกต่างกันในแต่ละเกณฑ์การคราดดังแสดงในสมการที่ 2-9 สมการที่ 2-17(ข) และสมการที่ 2-20 (ข) จากนั้นอัตราส่วนความเครียดแบบ AFR จะสามารถไปกำหนดความเครียดทั้ง 3 บนเส้น FFLC ผ่านจุดตัดของค่าอัตราส่วนความเครียดที่ตัดกันเหลือเท่ากันกับค่าบนเส้น FFLC ของแต่ละเกณฑ์การคราก ดังแสดงรายละเอียดในภาพที่ 3-37 และจะสามารถคำนวณเป็นความเครียดสมมูล (Effective strain) ความเครียดสมมูลนี้จะสามารถไปคำนวณเป็นความเค้นประสิทธิผล (Effective stress)ผ่านความสัมพันธ์ของความเค้น-ความเครียดตามสมการการทำให้แข็งด้วยความเครียด (Strain hardening equation) จากนั้นจะเป็นการคำนวณหาความเค้นหลักสูงสุด (Major stress) ผ่านพารามิเตอร์อัตราส่วนความเค้น (Stress Ratio Parameter) ของแต่ละเกณฑ์การคราดดังแสดงในสมการที่ 2-8 สมการที่ 2-15 และสมการที่ 2-19 ในขณะเดียวกันนี้ความเค้นรอง (Minor Stress) จะสามารถคำนวณได้จากความสัมพันธ์ของอัตราส่วนความเค้น (Stress ratio) ในลักษณะเดียวกันนี้ สำหรับอัตราส่วนความเค้นอื่นๆ จะสามารถวนลูปคำนวณสร้างเป็นจุดต่อเนื่องได้ ขั้นตอนการคำนวณจะสามารถแสดงเป็นแผนภูมิได้ดังแสดงในภาพที่ 3-36

สำหรับการคำนวณเชิงทฤษฎีจะเป็นการใช้เกณฑ์ความเสียหายแบบความเค้น Stress-bared ductile fracture criteria sDFC ในการสร้างเส้นโค้ง หลังจากที่ได้ทำการสร้างโลคัสความเสียหายบนพิกัด $(\bar{\sigma},\eta,L)$ แล้ว ความเค้นประสิทธิผลซึ่งเป็นโลคัสความเสียหายทุกจุดจะสามารถแปลงเป็นความเค้นหลักและรองได้เช่นเดียวกันกับการคำนวณเชิงวิเคราะห์ ในการคำนวณนี้ โลคัสความเสียหายแบบความเค้นในแต่ละเกณฑ์ความเสียหายจะมีโลคัสที่แตกต่างกันอันเนื่องจากความเค้นประสิทธิผลอ้างอิงนั้นมีการคำนวณมาจากสมการการทำให้แข็งด้วยความเครียด HSV HSHS ที่แตกต่างกัน ดังนั้น ในแต่ละเกณฑ์การความเสียหายจะสามารถแปลงเป็นเส้น Theorical-FFLSC ที่แตกต่างกัน 6 เส้น ขั้นตอนการคำนวณจะสามารถแสดงเป็นแผนภูมิได้ดังแสดงในภาพที่ 3-37



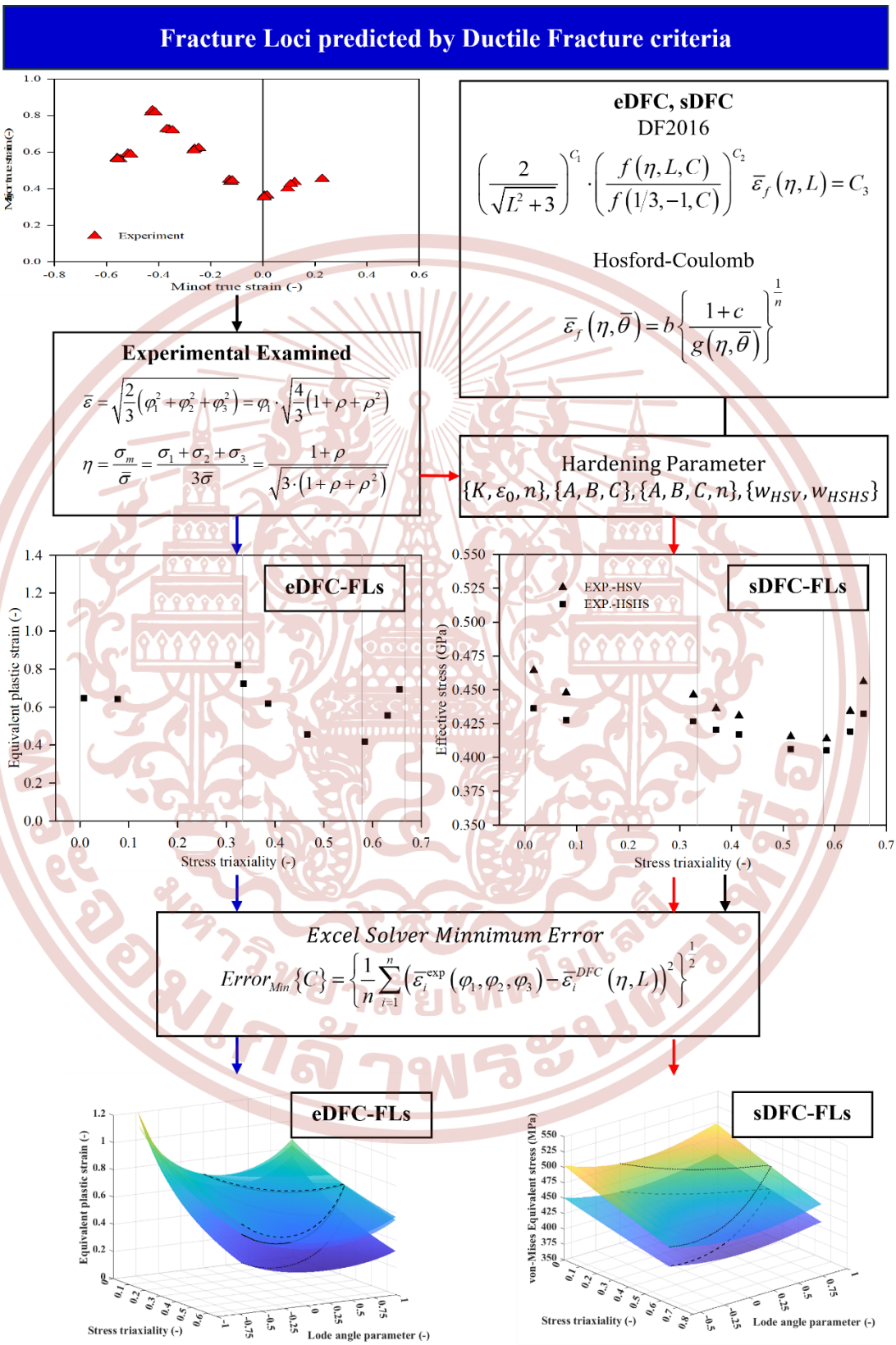
ภาพที่ 3-36 แผนภาพแสดงขั้นตอนการสร้างแผนภาพ FLSD เชิงวิเคราะห์



ภาพที่ 3-37 ขั้นตอนการสร้างแผนภาพ FLSD เชิงทฤษฎี

3.8 การพัฒนาสร้างโลคัสความเสียหาย

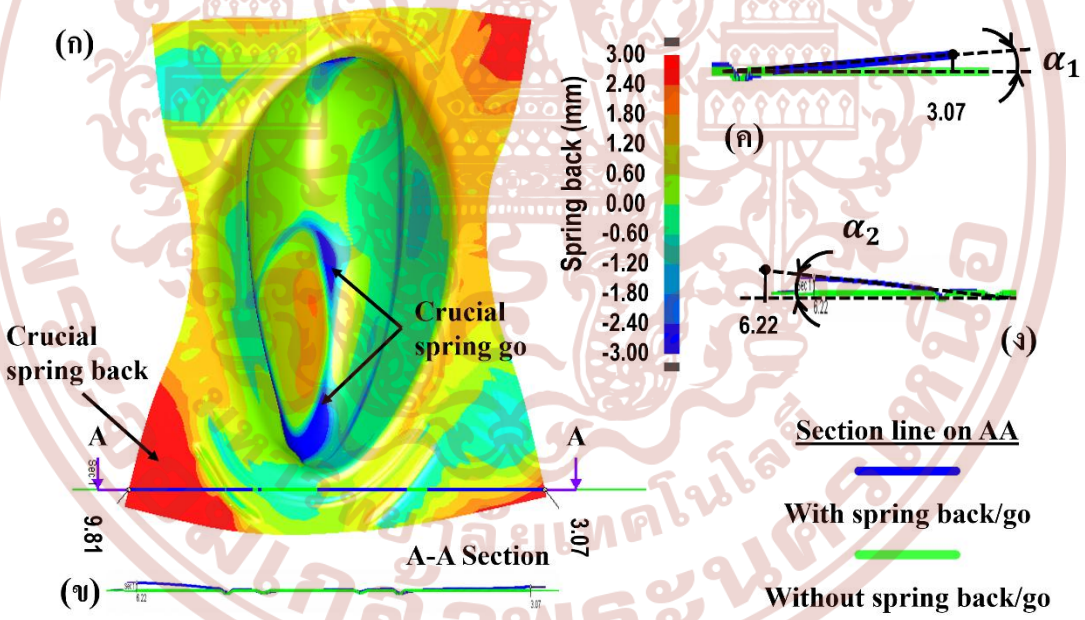
ในการพัฒนาสร้างโลคัสความเสียหายของเหล็กกล้าละมุน SPC270 นี้จะใช้การคำนวณเชิง-พลาสติก เกณฑ์ความเสียหาย และข้อมูลการทดสอบบน FFLD คู่อันดับความเครียดที่ได้จากการทดสอบบน FFLD จะสามารถคำนวณเป็นอัตราส่วนความเครียด ความเค้นแบบสามแกน (Stress-Triaxiality) ของค่าคงที่แสดงวัสดุและความเครียดพลาสติกสมมูล (Equitation Plastic Strain) สำหรับเป็นข้อมูลในการหาค่าเหมาะสมเกณฑ์ความเสียหายในปริภูมิความเครียดพลาดสติกสมมูล-ความเค้นในสามแกน (eDFC) ในขณะเดียวกันนี้จะสามารถคำนวณความเค้นประสิทธิผลจากสมการ HSV และ HSHS จากข้อมูลความเครียดสมมูลที่ผ่านมา ข้อมูลความเค้นที่แตกต่างกันนี้จะสามารถนำมาเป็นข้อมูลอ้างอิงสำหรับการทำนายโลคัสความเสียหายด้วยเกณฑ์ความเสียหายแบบความเค้น sDFC ในการศึกษานี้จะใช้เกณฑ์ความเสียหายที่แตกต่างกัน 2 เกณฑ์ คือ DF2016 และHosford-Coulomb (HC) ซึ่งจะมีค่าคงที่เฉพาะวัสดุ ในการหาค่าคงที่เฉพาะวัสดุดังกล่าวจะใช้การหาค่าเหมาะสมผ่านตัวคำนวณ Excel Solver ชนิด Minimum Error กล่าวคือ ซอฟต์แวร์จะทำการวนลูปคำนวณหาค่าคงตัวอัตโนมัติจนกว่าจะมีความคลาดเคลื่อนน้อยที่สุด ในการคำนวณความคลาดเคลื่อนงานวิจัยนี้จะใช้การคำนวณค่ารากที่สองของความคลาดเคลื่อนกำลังสองเฉลี่ย (RMS Error) ของค่าทำนายได้และค่าที่ได้จากการทดสอบ เมื่อได้ค่าคงตัวในแต่ละเกณฑ์ความเสียหายแล้วจะสามารถนำมาคำนวณย้อนกลับเพื่อสร้างโลคัสความเสียหายในปริภูมิสามมิติหรือสองมิติ นอกจากนี้จะสามารถนำไปใช้ในการประเมินความเสียหายให้กับชิ้นงานขึ้นรูป หรือนำไปคำนวณสร้าง FFLSC สำหรับ sDFC-FLs และนำไปประเมินความเสียหายในขั้นตอนต่อไป ขั้นตอนการพัฒนาสร้างโลคัสดังที่กล่าวมาข้างต้นจะสามารถศึกษาได้จากภาพที่ 3-38ที่กำนดให้ต่อไปนี้



ภาพที่ 3-38 ขั้นตอนการสร้างโลคัสความเสียหายด้วยเกณฑ์ความเสียหายร่วมกับการทดสอบ

3.9 การวัดมุมดีดกลับ (Spring Back)

ในการศึกษาความแม่นยำในการจำลองขึ้นรูปที่มีแบบจำลองที่แตกต่างกันในงานขึ้นรูปโลหะแผ่น นอกจากการศึกษาด้านรูปร่างรูปทรง ความสามารถในการขึ้นรูปแล้ว การดีดตัวกลับก็เป็นอีกหนึ่งประเด็นที่ควรจะมีการพิจารณาเปรียบเทียบกันกับผลการขึ้นรูปจริง โดยอาศัยความสามารถในการเปรียบเทียบรูปร่างของชิ้นงานจำลองกับผิวชิ้นงาน CAD data โปรแกรมจะสามารถแสดงการเบี่ยงเบนไปของจุดต่างๆอย่างต่อเนื่องบนผิวชิ้นงานด้วยเฉดสีดังแสดงใน ภาพที่ 3-39 (ก) โดยในบริเวณที่เกิดสีแดงจะแสดงค่าที่มากกว่าการออกแบบซึ่งแสดงให้เห็นการดีดตัวออก (Spring back) ในทางตรงกันข้าม บริเวณสีน้ำเงินที่มีค่าเป็นลบจะหมายถึงการดีดตัวเข้า (Spring go) ในทางปฏิบัติการวัดมุมดีดตัวกลับมักจะวัดที่ปีกชิ้นงาน ดังนั้น ในงานวิจัยนี้จะวัดมุมดีดตัวกลับในบริเวณปีกสีแดงตลอดแนวเส้น cross-section A-A ดังแสดงในภาพที่ 3-39 (ข) ซึ่งจะสามารถสังเกตมุมดีดกลับทั้งฝั่งซ้ายและขวาดังแสดงภาพขยายในภาพที่ 3-39 (ค) และภาพที่ 3-39 (ง) ตามลำดับ



ภาพที่ 3-39 การวัดมุมดีดตัวกลับ (Spring Back) (ก) ของชิ้นงานขึ้นรูปในบริเวณ (ข) ปลายปีก A-A section ซึ่งมีมุมดีดกลับ (ค) α_1 และ (ง) α_2

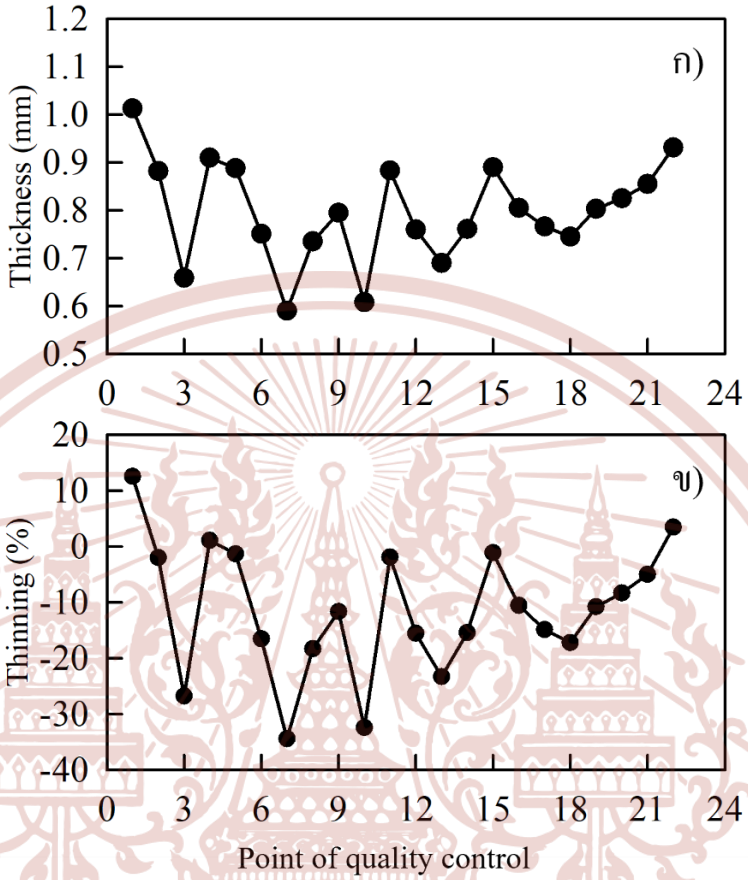
บทที่ 4
ผลการวิจัย

ในบทนี้จะเป็นผลของการวิจัยซึ่งประกอบด้วย ผลการจำลองขึ้นรูปถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ที่ขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลวเปรียบเทียบกันระหว่างแบบจำลองที่แตกต่างกันในด้านการทำนายผลของ ความสูงที่เบี่ยงเบนไป (Hight Deviation) ความหนาแผ่น (Thickness) ระยะการไหลตัวเข้าแม่พิมพ์ (Draw-in) และมุมดีดตัวกลับ (Spring Back Angle) ผลของการทดสอบสร้างเส้นโค้งความเสียหายบนพื้นฐานความเครียด (Fracture Forming Limit Curve; FFLC) ผลของการคำนวณสร้างเส้นโค้ง (Fracture Forming Limit Stress Curve; FFLSC) ผลการคำนวณสร้างเส้นโค้งโลคัสความเสียหาย (Fracture Loci; FLs) ของเหล็กกล้าละมุน SPC270 และผลการประเมินความเสียหายในปริภูมิที่แตกต่างกันระหว่าง ปริภูมิความเครียด ปริภูมิความเค้น ปริภูมิความเครียด-ความเค้น ดังมีรายละเอียดต่อไปนี้

4.1 ผลการทดลองขึ้นรูปโลหะแผ่นด้วยแรงดันของเหลวและผลการจำลองขึ้นรูปด้วยระเบียบวิธีไฟไนต์เอลิเมนต์

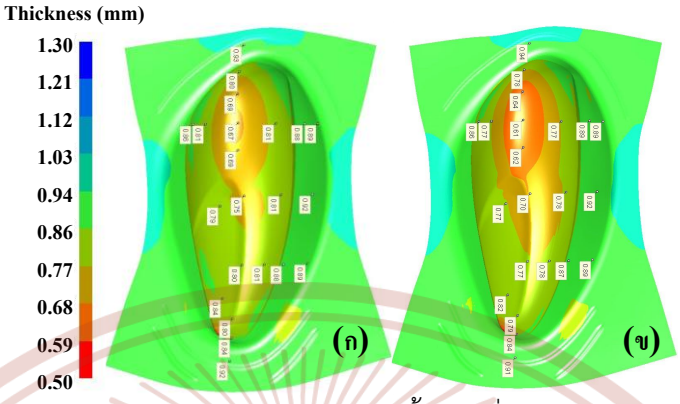
4.1.1 ผลของการทำนายความหนาแผ่นบนจุดควบคุมคุณภาพ

เมื่อเหล็กกล้าละมุน SPC270 ถูกขึ้นรูปจนสำเร็จแล้วจะมีการวัดความหนาที่ลดลงแล้วนำมาคำนวณเป็นเปอร์เซ็นเพื่อตรวจสอบว่าในบริเวณควบคุมคุณภาพทั้ง 22 จุดมีจุดใดมีค่าการลดลงเกินกำหนดหรือไม่ โดยสามารถตรวจสอบจุดควบคุมคุณภาพ 22 จุดได้ในภาพที่ 3-19 ในงานวิจัยนี้เหล็กกล้ามีความหนาแผ่นเริ่มต้น 0.9 มิลลิเมตร หลังจากขึ้นรูปจะมีบางจุดมีความหนาที่เพิ่มขึ้นหรือลดลงดังแสดงในภาพที่ 4-1 (ก) และจะส่งผลให้ค่าเปอร์เซ็นการลดความหนาจะมีทั้งค่าที่มากกว่าศูนย์และน้อยกว่าศูนย์ดังแสดงในภาพที่ 4-1 (ข) สำหรับจุดที่มีความหนาเพิ่มขึ้น เช่นจุดที่ 1 4 11 15 หรือ 22 จะเรียกว่า Thickening ซึ่งจุดเหล่านี้จะอยู่บริเวณขอบชิ้นงานถังน้ำมันที่จะมีการตัดเฉือนทิ้งและมีการบีบอัดเนื้อวัสดุ ตรงกันข้าม จุดที่ 3 7 10 13 หรือ 18 จะมีการลดความหนาที่มากและมากสุดในจุดที่ 7 ซึ่งจุดเหล่านี้จะเรียกว่า Thinning ซึ่งเป็นจุดที่อยู่ในบริเวณยอดโดมชิ้นงานจะมีการเปลี่ยนรูปที่มาก ในการขึ้นรูปนี้จะมีการลดความหนาอยู่ในช่วง -34.44% จนถึง +1.11% ซึ่งเป็นค่าลดขนาดที่ไม่เกินค่าการควบคุมคุณภาพ 35% โดยของลักษณะการเกิด thinning จะมีความสอดคล้องกับงานวิจัยของ Lui และคณะ [41, 89-90] ซึ่งจะมีการลดความหนามากสุดในบริเวณของโดมและเกิด thickening ในบริเวณขอบที่มีการยึดไว้



ภาพที่ 4-1 การวัดความหนาบน 22 จุดควบคุมคุณภาพแสดงโดย (ก) ผลการวัดความหนาจากการขึ้นรูปจนสำเร็จ (ข) ผลการคำนวณเปอร์เซ็นต์การลดความหนา (Thinning)

ในการจำลองขึ้นรูป ความหนาของชิ้นงานจะสามารถแสดงและเก็บค่าได้เช่นเดียวกันกับการขึ้นรูปจริง โดยในโปรแกรมนี้จะแสดงเป็น contour color เฉดสีต่างๆ บนผิวชิ้นงานจำลองดังแสดงตัวอย่างในภาพที่ 4-2 (ก)-(ข) โดยบริเวณสีแดงหมายถึงความหนาที่ลดลงและในบริเวณที่มีสีฟ้าจะหมายถึงการเพิ่มขึ้นของความหนา จากภาพทั้งสามที่ทำนายโดยเกณฑ์การคราก็ที่แตกต่างกันจะมีความแตกต่างกันของผลเฉลยไม่มากแต่จะมีลักษณะที่คล้ายกัน กล่าวคือ ในบริเวณปลายโดมชิ้นงานจะเกิดการ Thinning และบริเวณขอบชิ้นงานจะเกิดการ Thickening ซึ่งผลเฉลยเชิงตัวเลขเท่านี้มีความสอดคล้องกับข้อมูลการลดขนาดที่ได้จากการทดสอบดังแสดงในภาพที่ 4-1

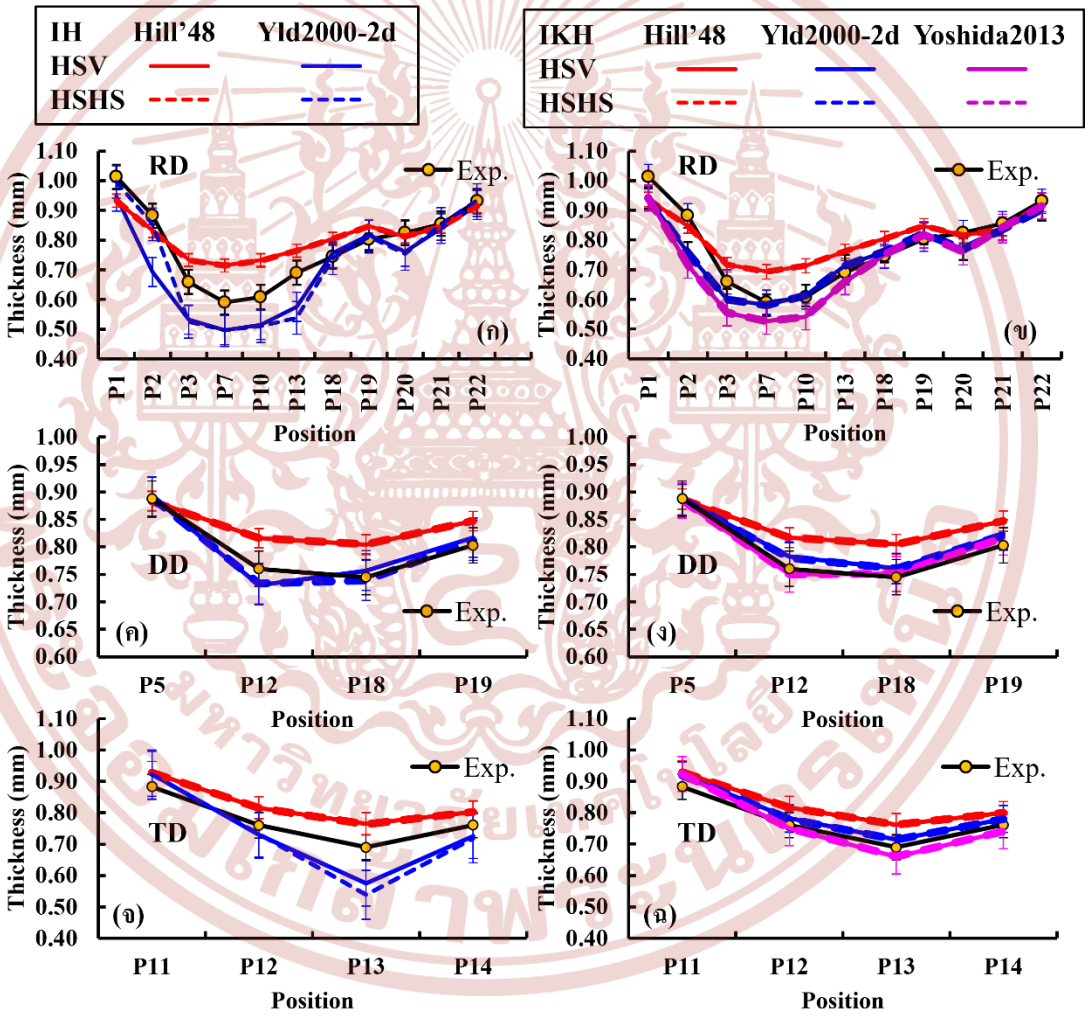


ภาพที่ 4-2 ตัวอย่างเฉดสีแสดงความหนาแผ่นตลอดผิวชิ้นงานที่ทำนายโดยการจำลองขึ้นรูปภายใต้ IH-HSV hardening model และเกณฑ์การคราก (ก) Hill'48 (ข) Yld2000-2d

จากการวัดความหนาสุดท้ายบนชิ้นงานถังน้ำมันดังแสดงในภาพที่ 3-19 ทั้งในงานขึ้นรูปชิ้นงานจริงและการจำลองขึ้นรูป ข้อมูลค่าความหนาที่ลดลงไปหรือเพิ่มขึ้นในบางบริเวณจะสามารถนำมาสร้างเป็นกราฟเปรียบเทียบกันในแนวรีดที่แตกต่างกัน คือ ทิศทางตามแนวรีด (Rolling Direction; RD) ทิศทาง 45 องศาจากแนวรีด (Diagonal Direction; DD) และทิศทางขวางแนวรีด (Transverse Direction; TD) ได้ดังแสดงในภาพที่ 4-3 ที่กำหนดให้ต่อไปนี้ ในแต่ละกราฟย่อยจะแสดงการเปรียบเทียบกันของผลการจำลองระหว่างสองเส้นโค้งความเค้นไหล (Hybrid Swift Voce; HSV, Hybrid Swift-Hocket-Sherby; HSHS) และเกณฑ์การคราก โดย HSV จะแทนด้วยเส้นเต็ม HSHS จะแทนด้วยเส้นประ ภายใต้สมมติฐานแข็งตัวแบบไอโซทรอปิก (Isotropic Hardening; IH) จะเปรียบเทียบกันระหว่างเกณฑ์การครากแอนไอโซทรอปิกของ Hill'48 และ Yld2000-2d ซึ่งแทนด้วยเส้นสีแดงและสีน้ำเงินตามลำดับ สำหรับผลการจำลองภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบผสม (Combined Isotropic-Kinematic Hardening; IHK) จะเป็นการเปรียบเทียบกันระหว่างผลการจำลองภายใต้เกณฑ์การครากแอนไอโซทรอปิกของ Hill'48, Yld2000-2d และ Yoshida2013 ซึ่งแสดงด้วยเส้นสีแดง สีน้ำเงิน และสีชมพูเข้มตามลำดับ สำหรับทั้งสองสมมติฐานจะมีการเปรียบเทียบกับผลการขึ้นรูปจริงซึ่งแสดงโยเส้นสีดำจุดสีเหลืองเข้ม จากการประเมินโดยภาพรวมจะพบว่าในบริเวณกลางของชิ้นงาน เช่น จุดที่ 3 7 10 หรือ 13 จะมีการลดความหนาที่สูง และในขณะที่จุดที่ 1 4 9 11 15 และ 22 นั้นจะมีการลดความหนาที่น้อยเนื่องจากอยู่ในบริเวณขอบชิ้นงาน ผลการศึกษาดังกล่าวจะมีความสอดคล้องกับงานวิจัยของ Parsa และคณะ [91] ที่บริเวณของโดมชิ้นงานจะเกิดการลดขนาดสูงและนำไปสู่การเกิดรอยฉีกขาดในบริเวณดังกล่าว

และเมื่อพิจารณาถึงอิทธิพลของแบบจำลองด้านวัสดุที่แตกต่างกันจะพบว่ามีความแตกต่างกันเมื่อใช้เกณฑ์การครากที่แตกต่างกัน จากภาพจะสังเกตได้ว่าเกณฑ์การคราก Hill'48 นั้นจะทำนายการลดขนาดที่น้อยกว่าเกณฑ์การคราก Yld2000-2d และ Yohida2013 ในทั้งสามแนวรีด

ผลดังกล่าวจะมีความสอดคล้องกับค่าทำนายของค่า Anisotropy value ดังแสดงในภาพที่ 3-12 (ก) ซึ่งเกณฑ์การคราก Hill'48 จะมีค่าสูงและตามด้วย Yld2000-2d และ Yoshida2013 ตามลำดับ การที่ค่า Anisotropy value ดังกล่าวมีค่ามากจะสื่อให้เห็นว่าการเกิดการลดความหนาที่น้อยตามนิยามของค่า r-value แต่เมื่อเทียบกันระหว่างเส้นโค้งความเค้นไหล HSV และ HSHS จะพบว่าการทำนายความหนาชิ้นงานมีค่าใกล้เคียงกันสูงไม่ว่าทิศทางใด เกณฑ์การครากใด และสมมติฐานการแข็งตัวแบบใด นั่นคือเส้นโค้งความเค้นไหลจะไม่ส่งผลต่อการทำนายความหนาของชิ้นงานที่ลดลง

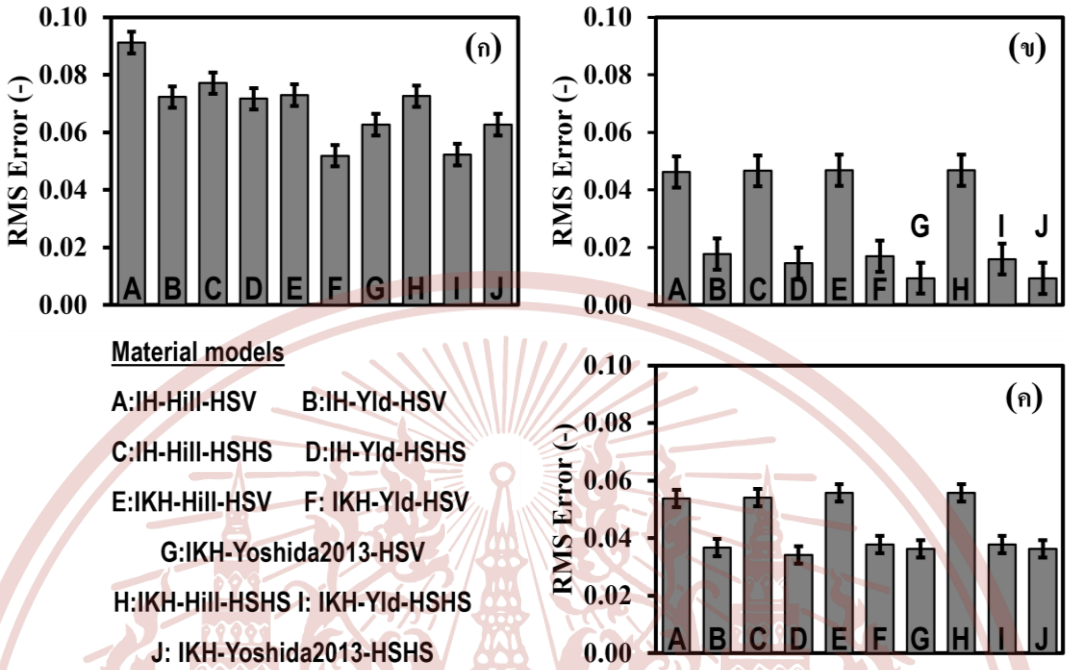


ภาพที่ 4-3 การเปรียบเทียบความหนาชิ้นงานบน 22 จุดควบคุมคุณภาพระหว่างการขึ้นรูปจริงและการจำลองขึ้นรูปภายใต้แบบจำลองที่แตกต่างกัน-แนวรีด (ก) IH-RD (ข) IKH-RD (ค) IH-DD (ง) IKH-DD (จ) IH-TD (ฉ) IKH-TD

จากข้อมูลการเปรียบเทียบความหนาทั้ง 22 จุดควบคุมคุณภาพในภาพที่ 4-3 (ก) ถึง ภาพที่ 4-3 (ข) ข้างต้น การประเมินความแม่นยำโดยภาพรวมอาจแสดงเป็นค่าเบี่ยงเบน Root Mean Square (RMS) Error ได้ โดยในการคำนวณนี้ ค่า Error ที่สูงจะบ่งบอกถึงความแม่นยำที่น้อย ในทางตรงกันข้ามค่า Error ที่น้อยจะหมายถึงความแม่นยำโดยรวมมาก ผลการคำนวณในแต่ละแบบจำลองจะสามารถนำมาเปรียบเทียบกันได้ดังแสดงในภาพที่ 4-4 (ก) และ (ข) สำหรับผลการจำลองภายใต้ IH และ IKH ตามลำดับ ในแผนภาพทั้งสองนี้ กราฟแท่งสีน้ำเงินจะแสดงถึงผลการจำลองภายใต้ HSV hardening และในขณะที่กราฟแท่งสีเขียวจะแสดงผลการคำนวณจากการจำลองภายใต้ HSHS hardening จากการเปรียบเทียบสอง hardening นี้จะพบว่ามีค่าความเบี่ยงเบนที่ใกล้เคียงกันมาก หรืออาจกล่าวว่ามีความต่างอย่างไม่มีนัยสำคัญ และเมื่อเปรียบเทียบกันระหว่าง IH และ IKH จะพบว่า IKH นั้นมีประสิทธิภาพการทำนายที่สูงกว่าภายใต้เกณฑ์การคราก Yld2000-2d (YLD) แต่จะแตกต่างอย่างไม่มีนัยสำคัญภายใต้เกณฑ์การคราก Hill'48

สำหรับผลการทำนายภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ IH ดังแสดงในภาพที่ 4-4 (ก) การใช้แบบจำลองการแข็งตัว HSHS จะช่วยเพิ่มความแม่นยำมากกว่าแบบจำลองการแข็งตัว HSV นอกจากนี้ เกณฑ์การครากแบบจำลองแอนไอโซทรอปิกของ Yld2000-2d นั้นจะมีผลการทำนายที่แม่นยำกว่าการใช้เกณฑ์การครากแบบไอโซทรอปิก โดยภาพรวมแล้วการจำลองนี้จะมีค่าความคลาดเคลื่อนเฉลี่ยอยู่ในช่วง 0.0818-0.0627 มิลลิเมตร

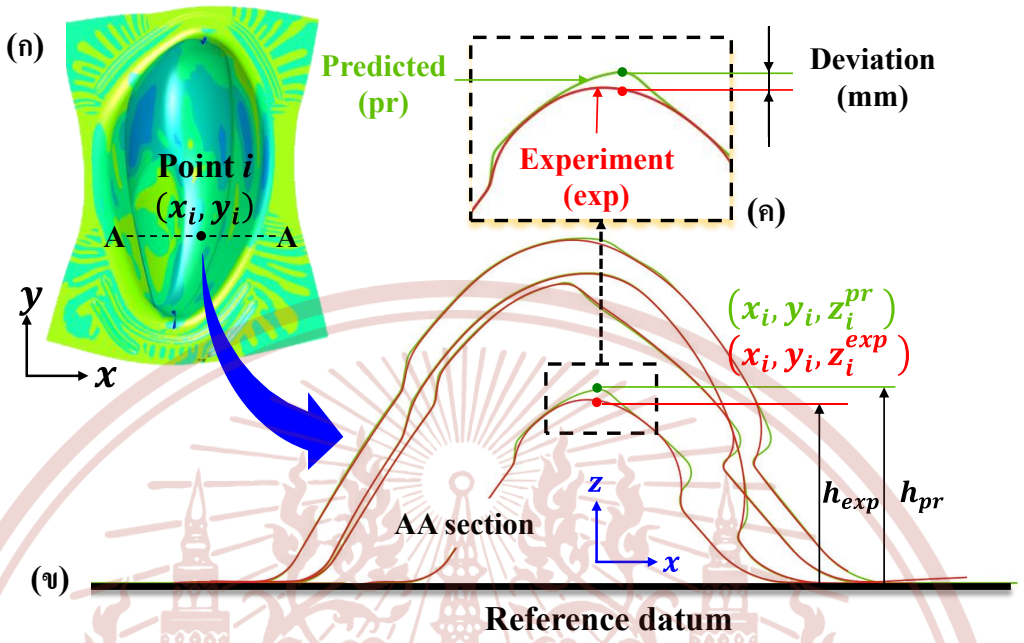
ในขณะเดียวกันนี้ ภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบผสม IKH ค่าความคลาดเคลื่อนจะสามารถสังเกตุได้ดังแสดงในภาพที่ 4-4(ข) ที่กำหนดให้ ภายใต้สมมติฐานนี้ การใช้ hardening model ที่แตกต่างกันไม่ส่งผลให้การทำนายความหนาที่ลดลงนั้นมีความแม่นยำน้อยลงหรือสูงขึ้น จากกราฟจะพบว่า HSV และ HSHS มีค่าที่ใกล้เคียงกันในแต่ละเกณฑ์การคราก แต่ในขณะเดียวกันนี้ เกณฑ์การครากแอนไอโซทรอปิกที่แตกต่างกันจะให้การทำนายที่แตกต่างกัน Hill'48 จะมีความเบี่ยงเบนสูงสุดและในขณะที่ Yld2000-2d จะมีค่าความเบี่ยงเบนน้อยสุด อย่างไรก็ดี สำหรับเกณฑ์การคราก Yoshida2013 นั้นจะมีความเบี่ยงเบนเฉลี่ยที่ใกล้เคียงกับเกณฑ์การคราก Hill'48 หรืออาจกล่าวว่ามีความแตกต่างอย่างไม่มีนัยสำคัญระหว่างสองเกณฑ์การครากนี้



ภาพที่ 4-4 ผลการคำนวณค่ารากกำลังสองเฉลี่ยความคลาดเคลื่อน (Root Mean Square Error, RMS Error) ของความหนาบน 22 จุดควบคุมคุณภาพระหว่างค่าการทดสอบขึ้นรูปจริงและค่าที่ทำนายได้จากการจำลองขึ้นรูปภายใต้แบบจำลองที่แตกต่างกันตลอดแนว (ก) RD (ข) DD และ (ค) TD

4.1.2 ผลของการทำนายความสูงชิ้นงานขึ้นรูปที่เบี่ยงเบนไป (Part High Deviation)

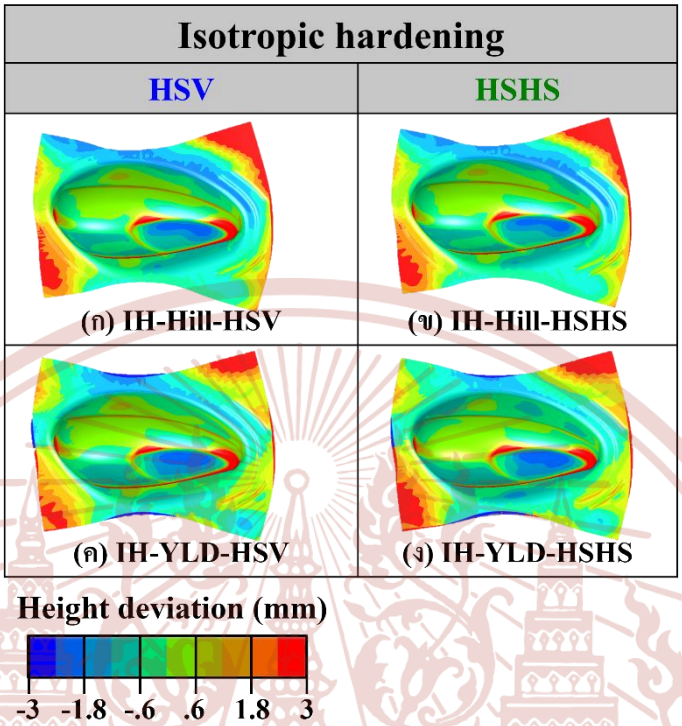
ในหัวข้อนี้จะเป็นผลการทำนายความสูงชิ้นงานจำลองขึ้นรูปในแต่ละแบบจำลอง โดยบนจุดใดๆ (x, y) ดังแสดงในภาพที่ 4-5 (ก) จะมีความสูงของชิ้นงานในแนวดิ่งเฉพาะตัว ในลักษณะเดียวกันนี้ผิวของชิ้นงานจากแบบจะสามารถวัดได้ง่าย และในขณะที่การทำนายในแต่ละแบบจำลองก็จะมีค่าที่แตกต่างกันดังแสดงในภาพที่ 4-5 (ข) ความแตกต่างดังกล่าวจะสามารถนำมาคำนวณเป็นค่าเบี่ยงเบน (Deviation) ได้ดังจะสามารถนิยามได้ในภาพที่ 4-5 (ค) และจะสามารถหาได้ในทุกจุดบนผิวชิ้นงาน



ภาพที่ 4-5 การวัดและเปรียบเทียบความสูงในจุด x, y ใดๆ บนผิวชิ้นงาน

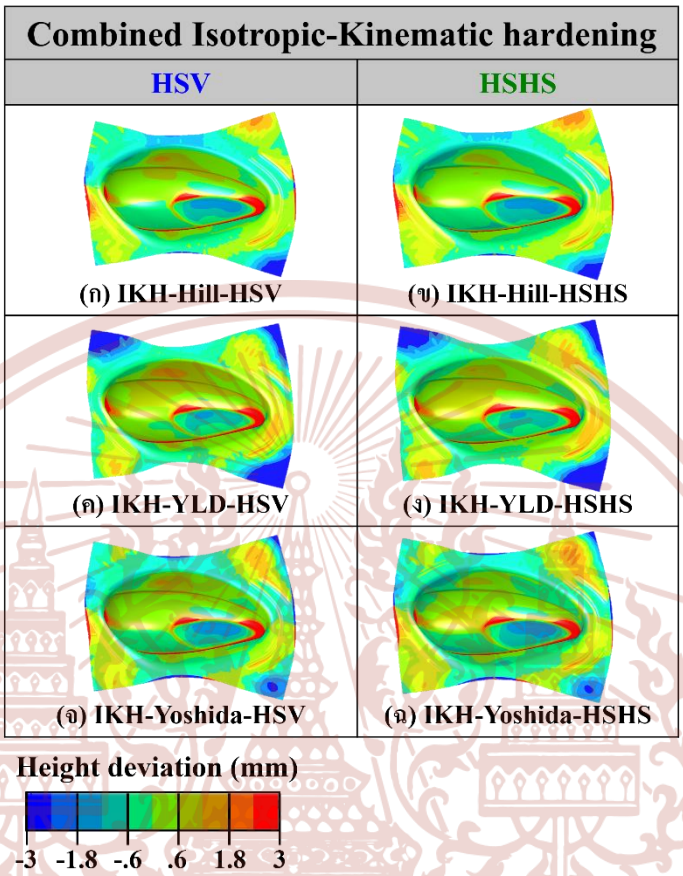
จากการเปรียบเทียบกันระหว่างผลการขึ้นรูป (Experiment; exp) กับผลการจำลองในพิกัดจุดเดียวกันจะทำให้สามารถคำนวณหาความคลาดเคลื่อนได้ในรูปของค่าความสูงที่คลาดเคลื่อนไปซึ่งมีหน่วยเป็นมิลลิเมตร และเมื่อนำค่าความต้องการมาลบด้วยค่าที่ทำนายจะทำให้สามารถมีค่าที่มากกว่าน้อยกว่า และเท่ากับศูนย์ โดยค่าที่น้อยกว่าจะหมายถึงการทำนายสูงน้อยกว่า ค่าที่มากกว่าศูนย์จะหมายถึงค่าทำนายสูงกว่าความต้องการซึ่งเป็นไปได้ยากอันเนื่องมาจากผิวของแม่พิมพ์จะเป็นตัวป้องกันไว้ และค่าที่เท่ากับศูนย์จะหมายถึงค่าทำนายและค่าความต้องการมีความถูกต้องตรงกันในจุดนั้นๆ

จากภาพที่ 4-6 (ก)- (ง) ซึ่งแสดง contour color ของความสูงชิ้นงานที่เบี่ยงเบนไปตลอดทั้งผิวชิ้นงานภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ IH จะพบว่าทั้ง 6 แบบจำลองมีความใกล้เคียงกัน โดยในบริเวณของผนังชิ้นงานซึ่งเป็นมุมโป่งจะมีความเบี่ยงเบนในลักษณะที่เป็นค่าลบสีฟ้า กล่าวคือมีการทำนายที่ต่ำกว่าค่าที่ต้องการ ในขณะเดียวกันนี้ บริเวณผิวอื่นจะมีสีเขียวซึ่งเป็นค่าที่เข้าใกล้ความต้องการกระจายตัวอยู่ทั่วผิวชิ้นงาน นอกจากนี้จะไม่ปรากฏค่าความเบี่ยงเบนที่เป็นบวกสีแดงบนชิ้นงานจำลองนี้



ภาพที่ 4-6 การทำนายและเปรียบเทียบความสูงที่เบี่ยงเบนไปของแบบจำลองที่แตกต่างกันภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบไอโซทรอปิก

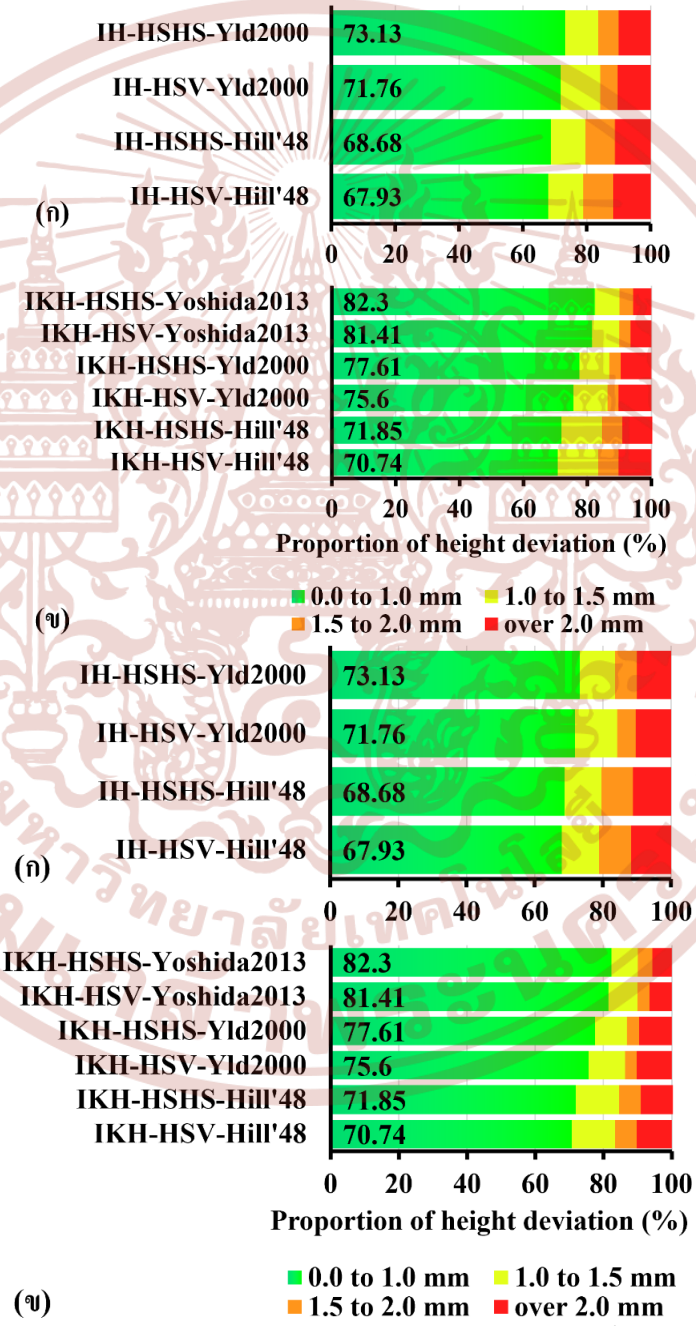
สำหรับการคำนวณความเบี่ยงเบนภายใต้การจำลองที่มีสมมติฐานการแข็งตัวแบบ IKH ของทั้ง 6 แบบจำลองจะสามารถสังเกตได้ดังแสดงในภาพที่ 4-7 (ก)-(ฉ) ในภาพนี้จะแสดง contour color ในลักษณะเดียวกันกับผลการจำลองภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ IH จากภาพจะสามารถสังเกตุได้ว่าความเบี่ยงเบนด้านความสูงชิ้นงานนั้นจะมีค่าที่ใกล้เคียงกันในแต่ละแบบจำลองที่ใช้ในการจำลอง แต่จะปรากฏความแตกต่างอยู่บางสำหรับเกณฑ์การครากที่แตกต่างกันระหว่าง Hill'48, Yld2000-2d และ Yoshida2013 โดยการกระจายตัวของ contour color ที่เป็นสีฟ้าจะมากสุดภายใต้เกณฑ์การคราก Hill'48, Yoshida2013 และ Yld2000-2d ตามลำดับ ผลดังกล่าวนี้จะแสดงให้เห็นถึงประสิทธิภาพที่แตกต่างกันเมื่อใช้แบบจำลองที่แตกต่างกันในการจำลอง



ภาพที่ 4-7 การทำนายและเปรียบเทียบความสูงที่เบี่ยงเบนไปของแบบจำลองที่แตกต่างกันภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบผสม IKH

จากการเปรียบเทียบเชิงกายภาพดังแสดงในภาพที่ 4-6 และ ภาพที่ 4-7 ข้างต้นจะพบค่าความคลาดเคลื่อนนั้นจะกระจายตัวอยู่ในช่วงตั้งแต่ 1 ถึง -1 มิลลิเมตร สำหรับค่าที่ถือว่ามีความแม่นยำสุดและสามารถใช้เป็นตัวชี้วัดความแม่นยำของการจำลองได้และจะสามารถทราบสัดส่วนได้ของแต่ละช่วง โดยในการศึกษานี้จะแบ่งออกเป็น 3 ช่วงหลัก คือช่วงแรก น้อยกว่า ± 1 mm ช่วงที่สอง มากกว่า ± 1mm ถึง ± 2mm และช่วงที่สาม มากกว่า ± 3mm โดยค่าอัตราส่วนในช่วงแรกที่มากกว่าจะหมายถึงมีความแม่นยำกว่าและอัตราส่วนที่น้อยกว่าจะหมายถึงความแม่นยำในการทำนายที่น้อยกว่า ผลการคำนวณและเปรียบเทียบภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ IH และ IKH จะสามารถสังเกตุได้ดังกราฟแท่งใน (ก) และ (ข) ตามลำดับ จากกราฟจะพบว่าแท่งสีเขียวนั้นจะเป็นสัดส่วนที่มากอยู่ในช่วง 67.93% ถึง 82.3% ซึ่งค่าสัดส่วนที่สูง จากการเปรียบเทียบกันระหว่างแบบจำลองต่างๆ จะพบว่าในภาพที่ 4-8 (ก) นั้นจะมีเปอร์เซ็นที่น้อยกว่าการจำลองภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ IKH ดังแสดงในภาพที่ 4-8 (ข) และเมื่อเปรียบเทียบกันระหว่างเส้นโค้งความเค้นไหล HSV และ HSHS ในเกณฑ์การครากเดียวกันจะพบว่ามีความแตกต่างกันเพียงเล็กน้อย โดย HSHS จะมีค่าสูงกว่า HSV แต่ใน

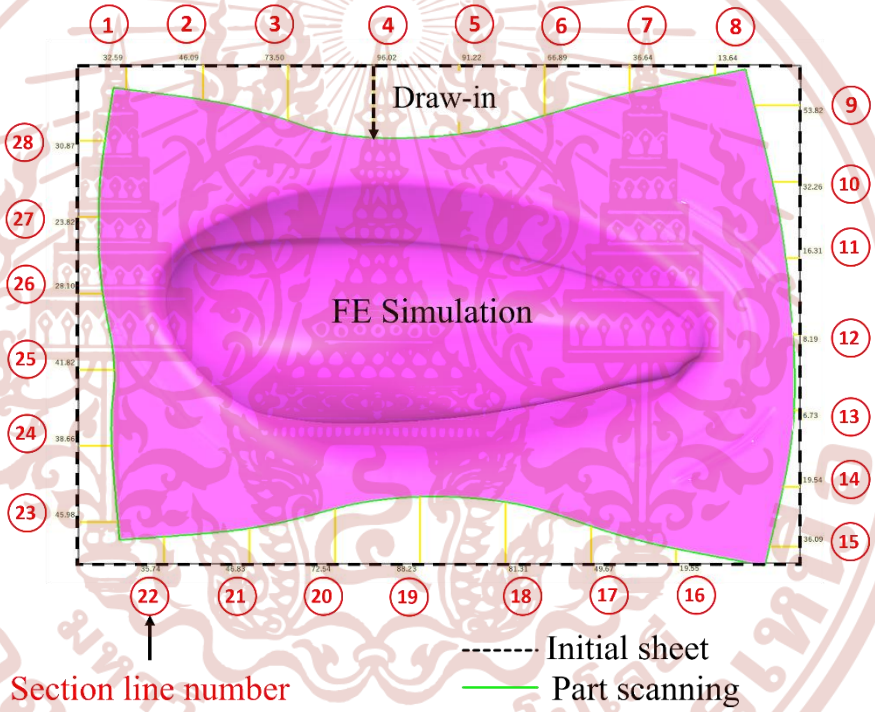
ขณะเดียวกันนี้ เมื่อเปรียบเทียบกันในแต่ละเกณฑ์การครากจะพบว่าความคลาดเคลื่อนที่ดีที่สุดนั้นจะมีความแตกต่างกันอย่างเห็นได้ชัดเจน ภายใต้ IH เกณฑ์การคราก Yld2000-2d จะมีค่าที่สูงกว่าเกณฑ์การคราก Hill'48 ในขณะเดียวกันนี้ ภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ IKH เกณฑ์การคราก Yoshida2013 จะมีสัดส่วนที่สูงที่สุดและตามด้วยเกณฑ์การคราก Yld2000-2d และ Hill'48 ตามลำดับ



ภาพที่ 4-8 การเปรียบเทียบสัดส่วนของค่าความสูงที่เบี่ยงเบนไปจากชิ้นทดสอบของการจำลองขึ้นรูปภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ (ก) IH และ (ข) IKH

4.1.3 ผลของการทำนายระยะการไหลตัวเข้าแม่พิมพ์ของขอบชิ้นงาน (Draw-in Profile)

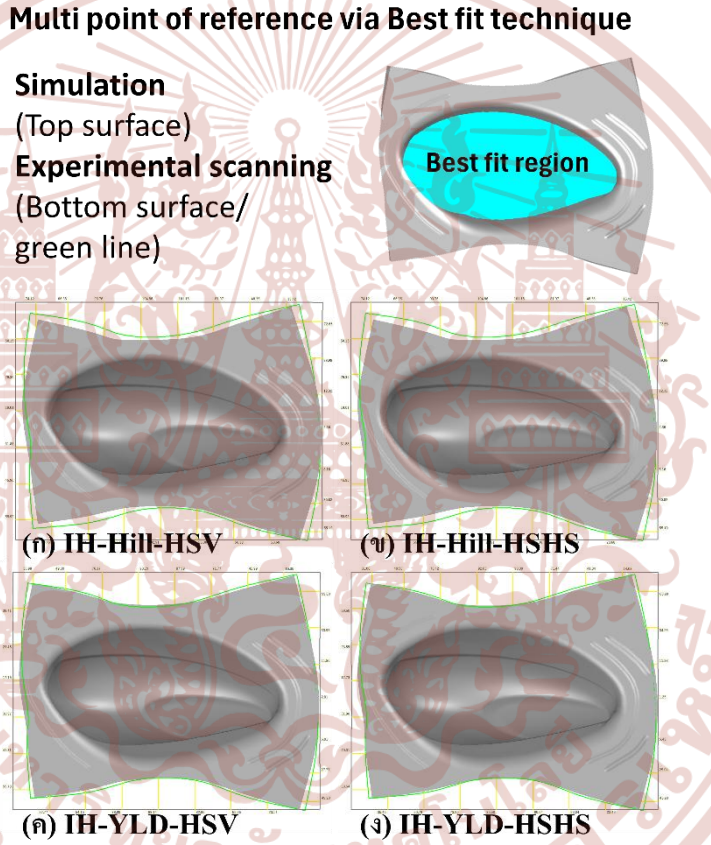
ในหัวข้อนี้จะเป็นผลของการทำนายการไหลเข้าแม่พิมพ์ของเนื้อวัสดุ (Draw-in) ซึ่งจะสามารถวัดได้ในเชิงกายภาพด้วยลักษณะของขอบแผ่นตลอดทั้งขอบดังเส้นสีเขียวในภาพที่ 4-9 โดยในงานวิจัยนี้จะเป็นการเปรียบเทียบกับรูปร่างขอบของชิ้นงานขึ้นรูปจริงที่ได้จากการสแกนรูปร่างรูปทรงสามมิติ (Part scanning) ดังแสดงด้วยเส้นขอบสีเขียว นอกจากนี้ระยะที่ Draw-in ที่ไหลเข้ามาในแม่พิมพ์บริเวณต่างๆ อาจสามารถวัดเป็นระยะจากขอบชิ้นงานเริ่มต้นได้ เพื่อเปรียบเทียบความแม่นยำของแบบจำลองที่ต่างกันให้เห็นในเชิงปริมาณ งานวิจัยนี้จึงกำหนดจุดวัดระยะจำนวน 28 จุด โดยรอบขอบของชิ้นงานดังแสดงด้วยตัวเลขสีแดงในวงกลม



ภาพที่ 4-9 จุดวัดระยะ Draw-in 28 จุดตลอดเส้นขอบชิ้นงาน

จากการวัดข้างต้น ผลการวัดด้านรูปร่างรูปทรงที่ทำนายโดยการจำลองขึ้นรูปภายใต้แบบจำลองที่แตกต่างกันและสมมติฐานการแข็งตัวแบบ IH จะสามารถสังเกตได้ดังแสดงในภาพที่ 4-10 (ก)-(ง) ที่กำหนดให้ต่อไปนี้ ในแผนภาพนี้ Part scanning จะแสดงด้วยเส้นขอบสีเขียวที่จะเห็นลักษณะการเว้าเข้าอันเนื่องมาจากการไหลเข้าแม่พิมพ์ของเนื้อวัสดุ และผลการจำลองขึ้นรูปจะแสดงด้วยพื้นผิวสามมิติสีเทา จากภาพของการขึ้นรูปจะสังเกตได้ว่าบริเวณที่มีการใช้ร่อง bead (ด้านขวา) จะมีการไหลตัวที่ช้า ดังนั้นเนื้อวัสดุในบริเวณนี้จะเหลือเยอะ และในขณะเดียวกันนี้ บริเวณด้านข้างตามแนวยาวของชิ้นงานซึ่งไม่มีการใส่ร่อง bead จะมีการไหลเข้าแม่พิมพ์ที่มากและจะทำให้มีเนื้อวัสดุเหลือไม่มาก จากการเปรียบเทียบกับผลการจำลองดังแสดงด้วยเส้นขอบสีเขียวจะพบว่าทั้งการจำลองและ

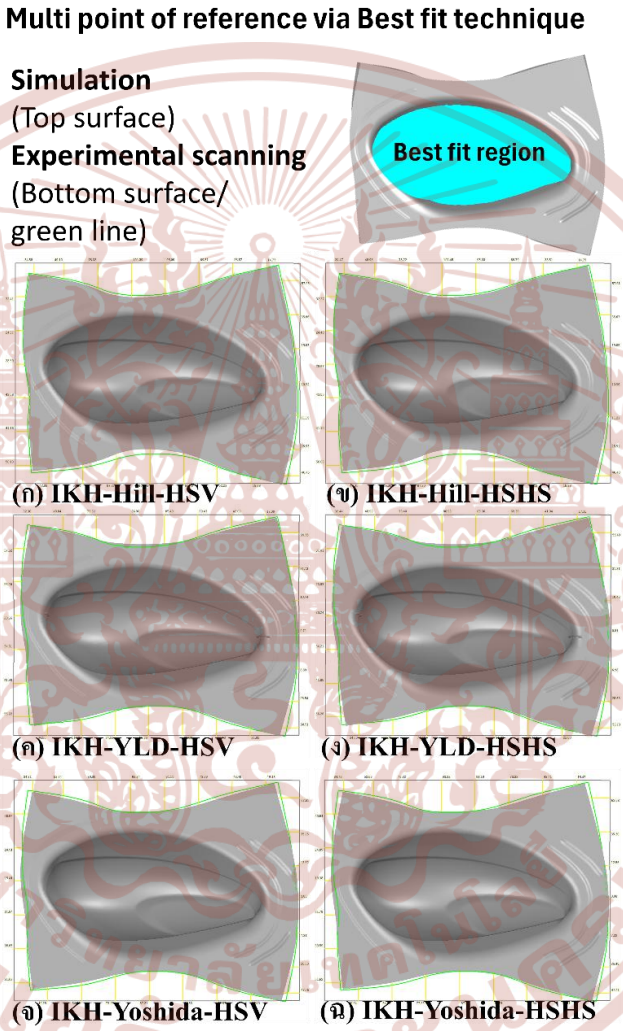
การขึ้นรูปจริงมีความสอดคล้องกันด้านรูปร่างรูปทรงของขอบ นอกจากนี้จะสังเกตได้ว่าการทำนายจะมีระยะไหลเข้าที่มากกว่าการขึ้นรูปจริงดังจะสังเกตได้จากเส้นขอบสีเขียวที่อยู่ข้างนอกขอบของผิวสีเท่าที่ได้จากการจำลอง ซึ่งผลดังกล่าวจะมีความสอดคล้องกับงานวิจัยของ Akay และคณะ [92] และเมื่อเปรียบเทียบความแม่นยำเชิงกายภาพในแต่ละเกณฑ์การคราก ที่ใช้จะพบว่า และ Yld2000-2d จะมีความสอดคล้องกับการขึ้นรูปจริงมากกว่าเกณฑ์การคราก Hill'48 และเมื่อเปรียบเทียบกันระหว่าง HSV และ HSHS จะพบว่าจะไม่สามารถสังเกตเห็นถึงความแตกต่างได้



ภาพที่ 4-10 การเปรียบเทียบขอบ Draw-in ที่ทำนายโดยการจำลองขึ้นรูปกับระยะขอบของชิ้นงานขึ้นรูปจริงภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ IH

เช่นเดียวกันกับการเปรียบเทียบผลการจำลองและการขึ้นรูปจริงภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ IH สำหรับสมมติฐานการแข็งตัวแบบ IKH จะสามารถสังเกตได้ดังแสดงในภาพที่ 4-11 (ก)-(ฉ) ที่กำหนดให้ต่อไปนี้ จากภาพจะสังเกตได้ว่าการทำนายภายใต้สมมติฐานการแข็งตัว IKH นี้นั้นมีความสอดคล้องกับการขึ้นรูปจริง อย่างไรก็ดีหากสังเกตเส้นขอบสีเขียวจะพบว่าการไหลตัวที่ได้จากการทำนายจะมีค่าที่มากกว่า Part scanning โดยเฉพาะอย่างยิ่งการจำลองภายใต้เกณฑ์การคราก Hill'48 ที่มีขอบที่ห่างกันอย่างชัดเจน แต่เมื่อเปรียบเทียบกันระหว่าง HSV และ HSHS จะพบว่า

มีความแตกต่างที่น้อย ยิ่งไปกว่านั้น เมื่อเทียบกันระหว่าง IH และ IKH จะสามารถสังเกตได้ว่า IH จะมีความแม่นยำกว่า นอกจากนี้จะสังเกตได้ว่าการจำลองจะมีการไหลเข้าที่มากกว่าการทดสอบจริง ซึ่งผลดังกล่าวจะมีความสอดคล้องกับงานวิจัยของ Akay และคณะ [92] เช่นเดียวกันกับสมมติฐานการดรากแบบ IH



ภาพที่ 4-11 การเปรียบเทียบขอบ Draw-in ที่ทำนายโดยการจำลองขันรูปกับระยะขอบของชิ้นงานขึ้นรูปจริงภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ IKH

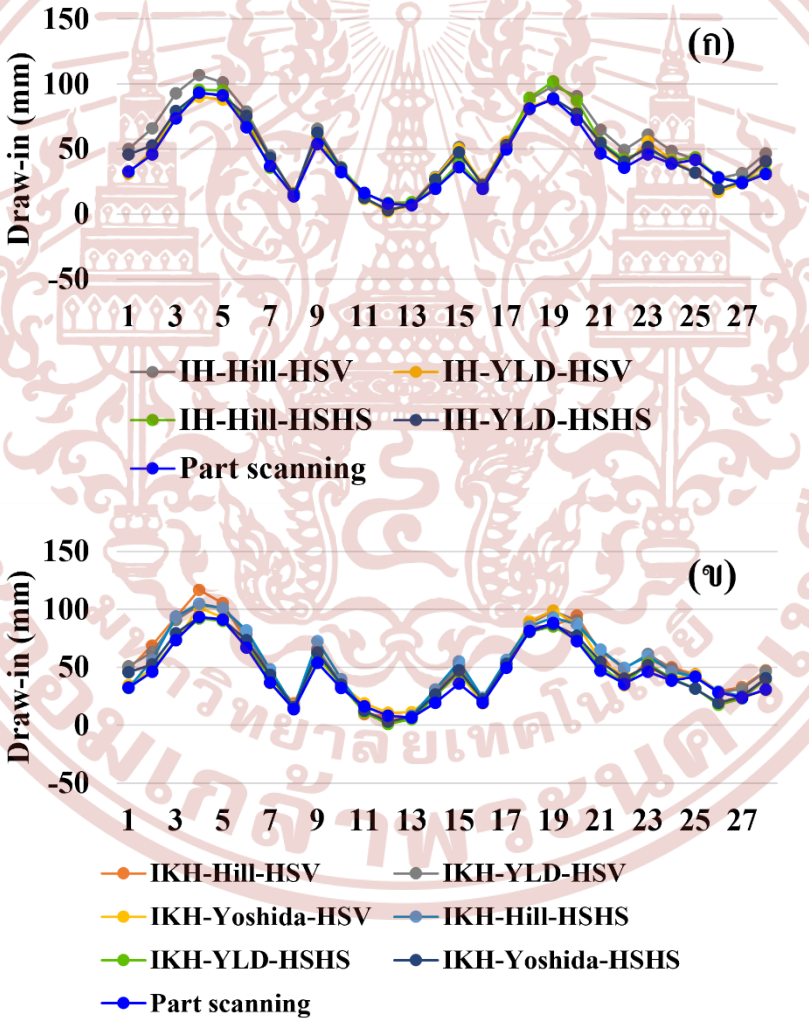
จากผลการทำนายการไหลเข้าแม่พิมพ์ของเนื้อวัสดุเชิงภาพในภาพที่ 4-10 และภาพที่ 4-11 จะพบว่าการทำนายมีความแม่นยำถูกต้องตรงตามการขึ้นรูปจริง แต่อย่างไรก็ดี ในแต่ละแบบจำลองจะมีความสามารถในการทำนายที่แตกต่างกัน ด้วยเหตุนี้การวัดระยะในจุดต่างๆ จะสามารถนำมาเปรียบเทียบและคำนวณหาประสิทธิภาพได้ ผลการวัดระยะ Draw-in ทั้ง 28 จุดของการขึ้นรูปจริงเปรียบเทียบกับการจำลองขึ้นรูปภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ IH และ IKH จะสามารถสังเกตได้

ดังแสดงในภาพที่ 4-11 (ก) และ (ข) ตามลำดับ จากภาพจะพบว่าในจุดที่ 1 8 12 16 23 หรือ 27 จะเป็นจุดที่ไม่มีการไหลตัวมาก ดังนั้นระยะที่วัดได้จะมีค่าน้อย ในทางตรงกันข้าม จุดที่ 4 18 หรือ 19 ซึ่งมีการไหลตัวเข้าแม่พิมพ์มากก็จะมีค่า Draw-in ที่มาก นอกจากนี้จะพบว่ามีระยะการไหลเข้ารอบๆ ด้านที่ได้จากการขึ้นรูปจริงจะมีค่ากระจายอยู่ตั้งแต่ 6.73 ถึง 93.24 มิลลิเมตร

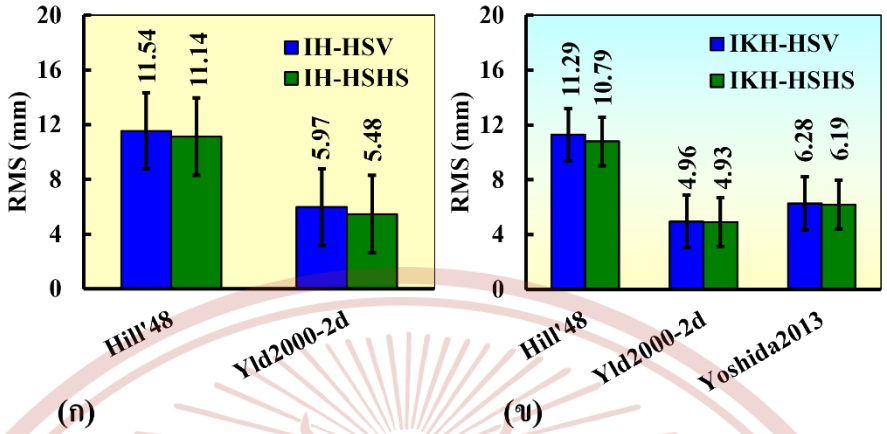
จากกราฟเปรียบเทียบดังแสดงในภาพที่ 4-12 เส้นสีน้ำเงินเข้มจะแสดงค่าของการขึ้นรูปจริงซึ่งจะสังเกตุได้ว่าค่าของการขึ้นรูปจริงจะมีค่า Draw-in ที่น้อยกว่าค่าที่ทำนายโดยการจำลองขึ้นรูป ผลดังกล่าวจะสอดคล้องกับเส้นขอบสีเขียวที่อยู่ด้านนอกผลการจำลองดังแสดงในภาพที่ 4-10 และภาพที่ 4-11 จากผลการจำลองภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ IH ดังแสดงในภาพที่ 4-12 (ก) จะพบว่าเส้นสีเขียวอ่อนซึ่งอยู่ภายใต้เกณฑ์การคราก Hill'48 นั้นจะมีความคลาดเคลื่อนสูงอย่างเห็นได้ชัดโดยเฉพาะอย่างยิ่งจุดที่ 1-6 และจุที่ 19-28 อันเนื่องมาจากบริเวณของจุดดังกล่าวมีการเปลี่ยนรูปในปริมาณสูงกว่าบริเวณอื่น ซึ่งจะทำให้ผลการทำนายของ Hill'48 แตกต่างกับผลการทำนายของ Yld2000-2d และ Yoshida2013 และในขณะเดียวกันนี้ ภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ IKH ผลการเปรียบเทียบทั้ง 28 จุดจะสามารถสังเกตได้ดังแสดงในภาพที่ 4-12 (ข) จากกราฟจะพบว่า Part scanning ของชิ้นงานหลังทดลองขึ้นรูปจริงจะมีค่าระยะ Draw-in ที่น้อยกว่าผลการจำลองเช่นเดียวกันกับผลการจำลองในภาพที่ 4-12 (ก) ยิ่งไปกว่านั้น ภายใต้เกณฑ์การคราก Hill'48 นั้นจะมีความคลาดเคลื่อนที่สูง และเมื่อเปรียบเทียบผลการจำลองระหว่างสองสมมติฐานของการครากแบบ IH และ IKH จะสามารถสังเกตได้ว่า IKH นั้นจะมีความคลาดเคลื่อนที่น้อยกากกว่า IH เพื่อแสดงให้เห็นถึงผลการใช้สมมติฐานที่แตกต่างกันในการจำลองขึ้นรูป ความคลาดเคลื่อนของระยะ Draw-in ทั้ง 28 จุดนี้จะสามารถนำไปคำนวณเป็นความคลาดคลื่อน RMS ได้ดังแสดงในภาพที่ 4-13

จากการคำนวณความคลาดเคลื่อนระยะ Draw-in ทั้ง 28 จุดในแต่ละแบบจำลองการจำลองเทียบกับการทดสอบ ผลการคำนวณจะสามารถแสดงและปรียบเทียบได้ดังแสดงในภาพที่ 4-13 จากกราฟจะพบว่า การใช้สมการการทำให้แข็งด้วยความเครียดที่แตกต่างกันไม่ส่งผลให้การทำนายระยะไหลตัวเข้าแม่พิมพ์นี้มีความแตกต่างอย่างมีนัยสำคัญ แต่ในกรณีของแบบจำลองการแข็งตัวแบบผสม IKH จะมีความแตกต่างอยู่เล็กน้อยระหว่างการใช้แบบจำลองการทำให้แข็งด้วยความเครียดที่ต่างกัน HSV และ HSHS ในทางตรงกันข้าม สำหรับแบบจำลองการแข็งตัวแบบ IH จะไม่มีความแตกต่างอย่างเห็นได้ชัด แต่ในขณะเดียวกันนี้ การใช้เกณฑ์การครากจะส่งผลให้ค่าความคลาดเคลื่อนแตกต่างกัน ภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ IH จะพบว่า เกณฑ์การคราก Hill'48 จะมีความคลาดเคลื่อนสูงสุดในขณะที่เกณฑ์การคราก Yoshida2013 (Yoshida) และ Yld2000-2d (YLD) จะมีความคลาดเคลื่อนที่น้อยกว่าและทั้งสองต่างมีความต่างอย่างมีนัยสำคัญกับเกณฑ์การคราก Hill'48 สำหรับผลการจำลองภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ IKH จะพบว่า Hill'48 จะมีความคลาดเคลื่อนที่สูงกว่าเกณฑ์การคราก Yld2000-2d (YLD) และ Yoshida2013 อย่างเห็นได้

ชัดเจนและมีความแตกต่างอย่างมีนัยสำคัญ จากการเปรียบเทียบเกณฑ์การคราดเดียวกันของ Hill'48 จะพบว่าค่าความคลาดเคลื่อนภายใต้ IKH จะมีมากกว่า IH โดยสรุปแล้ว แบบจำลองการแข็งตัวแบบผสม IKH ให้ผลการทำนายที่แม่นแบบจำลองการแข็งตัว IH และเมื่องเปรียบเทียบโดย Hill'48 และ Yld2000-2d จะมีความความแตกต่างกันอย่างอย่างมีนัยสำคัญ ในด้านความแม่นยำ อิทธิพลของแบบจำลองการทำให้แข็งด้วยความเครียดมีผลต่างกันเล็กน้อยในกรณีของแบบจำลองการแข็งตัวแบบ IKH แต่ IH ไม่มีความแตกต่างกันสืบเนื่องมาจากแบบจำลองการแข็งตัว IKH ได้อธิบายสภาพการเปลี่ยนรูปพลาสติกในแบบไอโซทรอปิกและคินิมาติกในส่วนการทำนายการดีดตัวกลับ



ภาพที่ 4-12 ผลของระยะ Draw-in ทั้ง 28 จุด เปรียบเทียบกันระหว่างผลการขึ้นรูปจริงและการจำลองขึ้นรูปภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ (ก) IH (ข) IKH

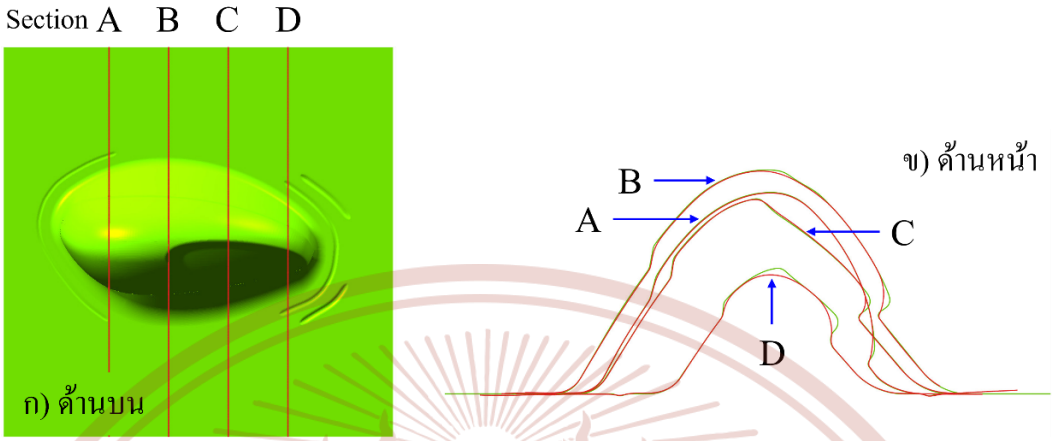


ภาพที่ 4-13 ผลการคำนวณความเบี่ยงเบน RMS Error ของค่าระยะ Draw-in ทั้ง 28 จุด ในแต่ละแบบจำลองภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ (ก) IH (ข) IKH

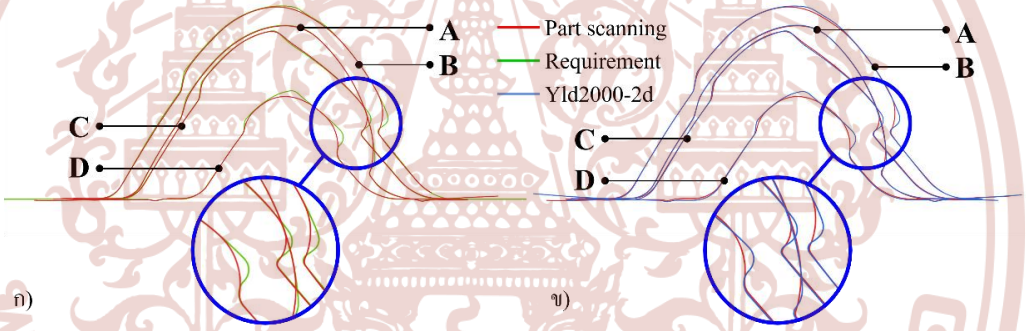
4.1.4 ผลการทำนายรูปทรงสองมิติบนเส้นตัดขวาง (Cross-section)

ในการทำนายด้านรูปร่างรูปทรงของผลการขึ้นรูปจริง การจำลองขึ้นรูปอาจสามารถศึกษาเพิ่มเติมได้ในบริเวณที่มีรูปทรงซับซ้อน เช่น บริเวณมุมโป่งด้านข้าง งานวิจัยนี้จึงกำหนดเส้นตัด section line จำนวน 4 เส้น คือ A B C และ D ดังแสดงภาพด้านบนและด้านข้าง (Left side view) ดังแสดงในภาพที่ 4-14 (ก) และ (ข) ตามลำดับ ทั้งสี่เส้นนี้จะตัดขวางชิ้นงานและจะแสดงให้เห็นถึงรูปร่างที่ซับซ้อนของชิ้นส่วนถังน้ำมันได้อย่างชัดเจน และในการจำลองหรือการขึ้นรูปจริงก็มีความท้าทายที่จะขึ้นรูปบริเวณดังกล่าวได้ตามที่ต้องการ ดังนั้น ผลของการศึกษาด้านรูปร่างในลักษณะนี้จึงมีความน่าสนใจและจาสามารเปรียบเทียบกันได้ดังแสดงในภาพที่ 4-15

จากภาพที่ 4-15 การเปรียบเทียบกันระหว่างชิ้นงานขึ้นรูปจริง (Part scanning) และความต้องการของลูกค้ากำหนด (Requirement) จะสามารถสังเกตได้ด้วยเส้นโค้งสีแดงและเขียวในภาพที่ 4-15 (ก) ตามลำดับ ในขณะเดียวกันนี้ การเปรียบเทียบกันระหว่างชิ้นงานขึ้นรูปจริงกับผลการจำลอง (เส้นสีฟ้า) จะสามารถสังเกตได้ดังแสดงในภาพที่ 4-15 (ข) ที่กำหนดให้ เมื่อพิจารณาผนังข้างของถังน้ำมันจะพบว่าทั้งสามเส้นจะมีความแนบชิดกัน แต่เมื่อพิจารณารูปร่างบริเวณมุมโป่งดังภาพขยายในวงกลมสีน้ำเงินจะพบว่าเฉพาะการจำลองขึ้นรูปเท่านั้นที่จะสามารถให้มุมโป่งได้ การขึ้นรูปจริงนั้นไม่สามารถขึ้นรูปมุมดังกล่าวได้



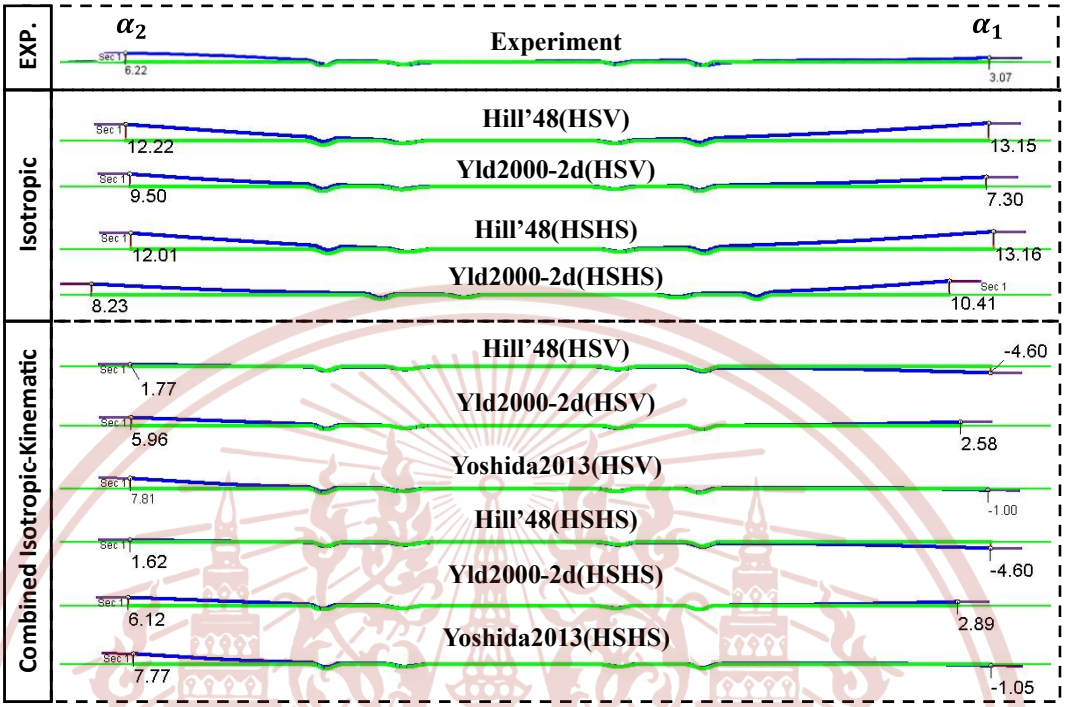
ภาพที่ 4-14 ภาพฉายสองมิติ (ก) ด้านบน และ (ข) ด้านหน้าเพื่อกำหนดเส้นตัดในการวัดรูปร่าง



ภาพที่ 4-15 ผลการเปรียบเทียบรูปร่างสองมิติด้านหน้าที่เทียบกันระหว่าง (ก) การขึ้นรูปจริงกับแบบกำหนด (ข) การขึ้นรูปจริงกับการจำลองขึ้นรูป

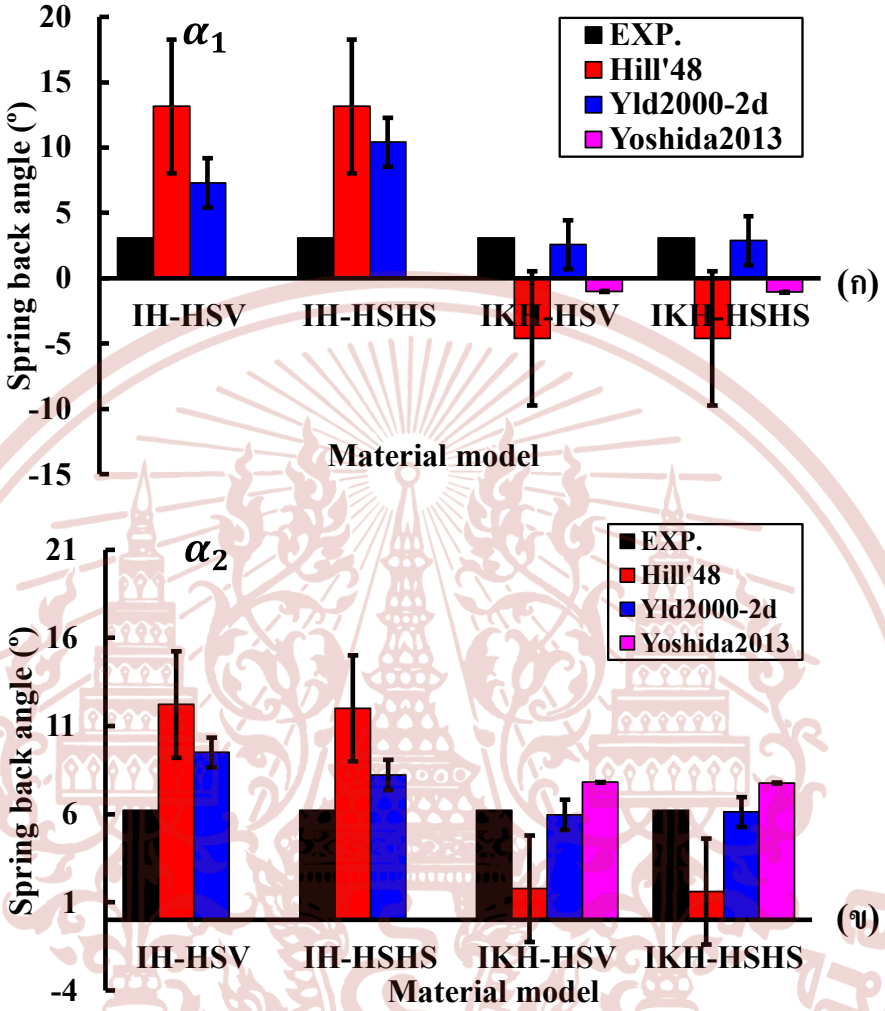
4.1.5 ผลการทำนายการดีดตัวกลับ

ผลการดีดกลับของชิ้นงานบริเวณปีกด้านข้างตามเส้น A-A cross section ของการทดสอบขึ้นรูปจริงและการจำลองขึ้นรูปจะสามารถสังเกตุได้ดังแสดงใน ภาพที่ 4-16 ที่กำหนดให้ต่อไปนี้ จากภาพการทดสอบ (EXP.) จะมีมุมดีดกลับทางซ้ายและทางขวาเท่ากับ 6.22 และ 3.02 องศา ตามลำดับ และเมื่อเปรียบเทียบกันระหว่าง IH และ IKH จะพบว่า การจำลองภายใต้ IH จะให้มุมดีดกลับที่สูงกว่าการจำลองภายใต้ IKH ดังจะสามรถสังเกตค่าของมุมด้านซ้าย นอกจากนี้ จากข้อมูลการทดสอบจะพบว่ามุมทางด้านซ้ายจะมีค่าการดีดกลับสูงกว่าด้านขวา ในการจำลองขึ้นรูป การจำลองถายใต้ IKH จะมีความสอดคล้องกับการทดลองมากกว่าการจำลองภายใต้ IH



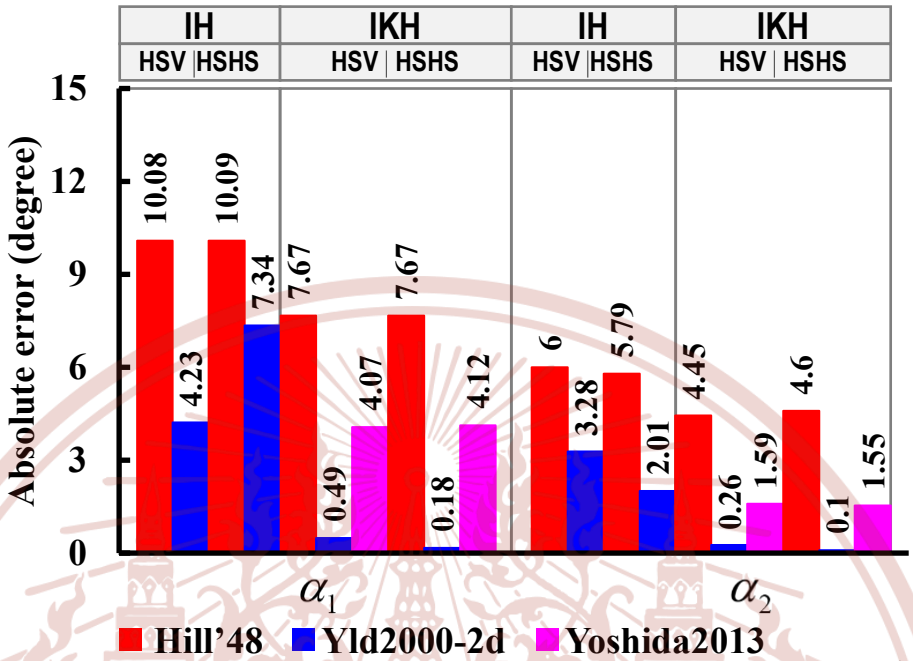
ภาพที่ 4-16 มุมดีดตัวกลับ Spring-back/go บริเวณปีกชิ้นงานเปรียบเทียบกันระหว่างการทดสอบและการจำลองขึ้นรูป

จากข้อมูลเชิงประจักษ์ในภาพที่ 4- 17Error! Reference source not found. จะสามารถนำค่าของมุมดีดกลับมาแสดงเป็นการฟแท่งเพื่อแสดงข้อเปรียบเทียบกันในแต่ละผลการจำลองดังแสดงในภาพที่ 4- 17ภาพที่ 4- 18 ที่กำหนดให้ต่อไปนี้ ในแผนภูมินี้ แท่งสีดำจะแสดงค่าจากการทดสอบสำหรับผลการจำลองภายใต้เกณฑ์การคราก Hill'48 Yld2000-2d และ Yoshida2013 จะแสดงด้วยกราฟแท่งสีแดง สีน้ำเงิน และสีชมพูตามลำดับ le\\สำหรับผลการเปรียบเทียบของมุม จะแสดงในภาพที่ 4- 17ภาพที่ 4- 18 (ก) และมุม จะแสดงโดยภาพที่ 4- 17 (ข) ตามลำดับ จากภาพจะพบว่าเกณฑ์การคราก Yld2000-2d จะมีแนวโน้วที่ใกล้เคียงกับการทดสอบมากที่สุดและเกณฑ์การคราก Hill'48 จะมีความสามารถในการทำนายมุมดีดกลับให้มีความสอดคล้องกับการทดลองน้อยที่สุด แต่เมื่อเปรียบเทียบกันระหว่าง HSV และ HSHS จะพบว่ามีความแตกต่างกันอย่างไม่มีนัยสำคัญภายใต้เกณฑ์การครากเดียวกัน แต่เมื่อพิจาณาข้อแตกต่างระหว่าง IH และ IKH จะพบว่ามีความแตกต่างของการทำนายอย่างเห็นได้ชัดเจน



ภาพที่ 4-17 การเปรียบเทียบมุมดีดกลับ (ก) α_1 (ข) α_2 ของการทดสอบและการจำลองขึ้นรูปบริเวณปีกชิ้นงาน

เมื่อนำค่าการดีดกลับมาคำนวณ Error จะสามารถแสดงเป็นแผนภูมิได้ดังแสดงในภาพที่ 4-18 ที่กำหนดให้ต่อไปนี้ ในแผนภาพนี้ กราฟแท่งสีแดง สีน้ำเงิน และสีชมพูจะแสดงผลการเบี่ยงเบนของผลการจำลองภายใต้เกณฑ์การคราก Hill'48 Yld2000-2d และ Yoshida2013 ตามลำดับ จากผลการคำนวณจะสามารถสังเกตุเห็นถึงความแตกต่างระหว่างการจำลองภายใต้ IH และ IKH อย่างเห็นได้ชัดเจน นอกจากนี้จะสามารถเห็นถึงความแตกต่างกันของเกณฑ์การครากที่ใช้ อย่างไรก็ดี การใช้เส้นโค้งความเค้นไหลระหว่าง HSV และ HSHS จะทำให้ผลทำนายมีความแตกต่างกันเล็กน้อย



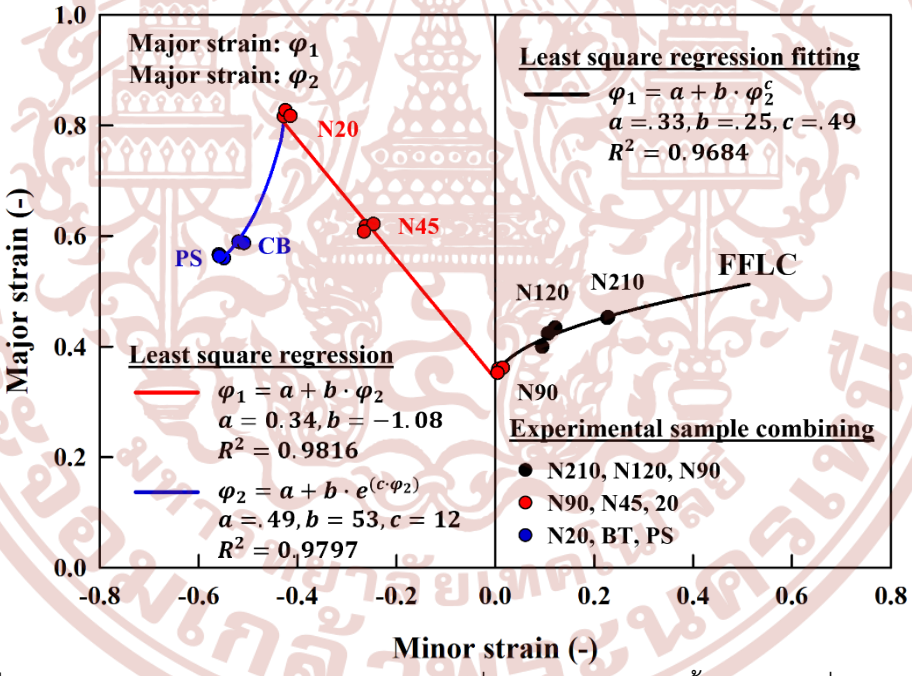
ภาพที่ 4-18 การเปรียบเทียบผลค่าความคลาดเคลื่อนของมุมดีดกลับจากการจำลองขึ้นรูปกับผลการขึ้นรูปจากการทดสอบ

4.2 ผลการสร้างเส้นโค้งความเสียหาย

4.2.1 ผลการสร้างเส้นโค้ง FFLC จากการทดสอบและการคำนวณเชิงพลาสติก

ในหัวข้อนี้จะเป็นผลของการพัฒนาสร้างเส้นโค้งขีดจำกัดความเสียหายแบบความเครียด (Fracture Forming Limit Curve; FFLC) ที่อยู่ในปริภูมิของความเครียดจริงหลักและรองที่ได้จากการทดสอบ และการคำนวณย้อนกลับเชิงพลาสติก สำหรับผลการสร้างเส้นโค้งที่ได้จากการทดสอบขึ้นรูปโดมครึ่งทรงกลมและการทดสอบดึงแกนเดียวของชิ้นทดสอบบากขอบจะสามารถแสดงได้ดังภาพที่ 4-19 ในแผนภาพนี้ เส้น FFLC จะประกอบด้วยเส้นโค้ง 3 ช่วงที่แตกต่างกัน คือ ช่วงที่ 1 ตั้งแต่สภาวะความเค้นของการดึงสองแกนเท่ากัน (Biaxial Tension) ถึงสภาวะความเค้นแบบความเครียดในระนาบ (Plane Strain) ช่วงที่ 2 ตั้งแต่สภาวะความเค้นแบบความเครียดในระนาบถึงสภาวะความเค้นของการดึงแกนเดียว (Uniaxial Tension) และช่วงที่ 3 ตั้งแต่สภาวะความเค้นของการดึงแกนเดียวถึงสภาวะความเค้นการเฉือนบริสุทธิ์ (Pure Shear) ซึ่งทั้งสามช่วงนี้จะมีเส้นขอบเขตความเสียหายที่แสดงด้วยเส้นโค้งสีดำ สีแดง และสีน้ำเงินตามลำดับ นอกจากนี้ คู่อันดับความเครียดที่ได้จากการทดสอบก็สามารถแบ่งเป็น 3 กลุ่ม ได้แก่ กลุ่มที่ 1 ประกอบด้วยความเครียดที่มาจากชิ้นทดสอบ N210 N120 N90 กลุ่มที่ 2 ประกอบด้วยความเครียดที่มาจากชิ้นทดสอบ N90 NR5 NR10 NR20 CH และกลุ่มที่ 3 ประกอบด้วยความเครียดที่มาจากชิ้นทดสอบ CH CB PS ซึ่งจะแสดงด้วยวงกลมสีดำ สีแดง และสีน้ำเงิน ตามลำดับ สำหรับเส้นโค้งในช่วงที่ 1 สมการที่นำมาปรับเส้นโค้งให้เหมาะสม

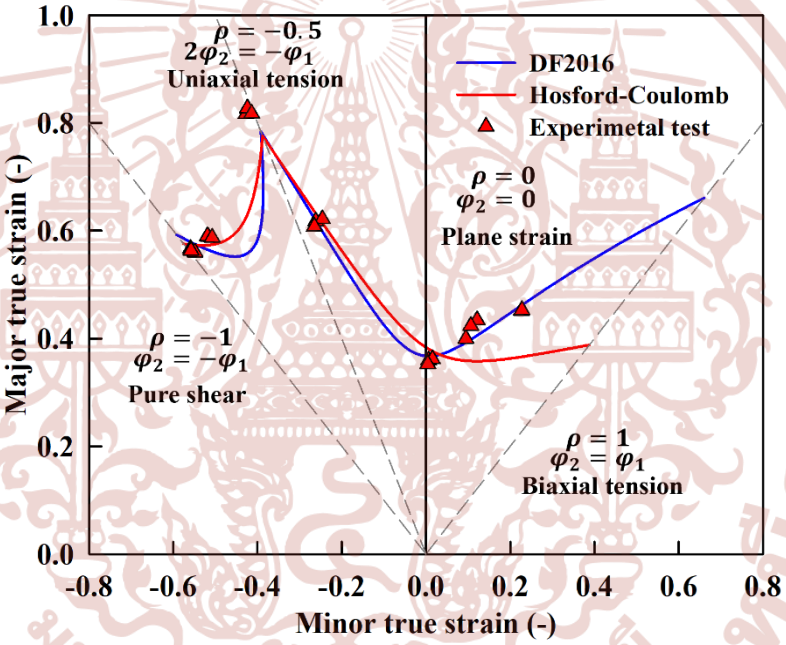
(Fit curve) แล้วมีค่าสหสัมพันธ์กำลังสองที่มากที่สุดคือ สมการยกกำลัง (Power Equation) สำหรับเส้นโค้งในช่วงที่ 2 ความสัมพันธ์ของข้อมูลจะมีลักษณะเป็นเส้นตรง (Linear Line) และในช่วงที่ 3 ข้อมูลของ CB และ PS จะอยู่ใกล้กันมาก สมการเส้นโค้งที่เหมาะสมและให้ค่าสหสัมพันธ์กำลังสองที่มากที่สุด คือ สมการเอ็กโปเน็นเชียล (Exponential Equation) จากค่าสหสัมพันธ์กำลังสอง 0.9684 0.9816 และ 0.9797 ในเส้นโค้งช่วงที่ 1 2 และ 3 ตามลำดับจะชี้ให้เห็นถึงความเหมาะสมของเส้นโค้งที่นำมากำหนดเส้นแนวโน้มให้เป็นเส้น FFLC ที่ต่อเนื่องกันที่ครอบคลุมสภาวะความเค้นตั้งแต่ การเฉือนบริสุทธิ์ การดึงแกนเดียว ความเครียดในระนาบ และการดึงสองแกนเท่ากัน นอกจากนี้จะพบว่า ความเครียดในระนาบจะมีค่าขอบเขตที่น้อยที่สุด ที่ความเครียดจริงหลัก 0.39 ในขณะที่การดึงแกนเดียวจะเป็นจุดที่มีขีดความเสียหายสูงสุดที่ความเครียดจริงหลัก 0.82 ผลของเส้นโค้งนี้นั้นจะมีความใกล้เคียงและสอดคล้องกับผลการทดสอบขึ้นรูปโดมครึ่งทรงกลมของ Kim และคณะ [93]



ภาพที่ 4-19 ผลของการสร้างเส้นโค้ง FFLC ที่ได้จากการทดสอบขึ้นรูปโดมครึ่งทรงกลมร่วมกับการทดสอบดึงแกนเดียวของชิ้นทดสอบดึงบากขอบ

นอกจากการทดสอบและกำหนดเส้นแนวโน้มแล้ว เส้น FFLC อาจสามารถคำนวณย้อนกลับจากโลคัสความเสียหาย (Fracture Locus, FL) ที่ทำนายโดยข้อมูลการทดสอบร่วมกับการใช้เกณฑ์ความเสียหาย DF2016 หรือ Hosford-Coulomb ได้ ในการคำนวณนี้จะใช้ค่าความเครียดสมมูลจากโลคัสความเสียหายและแปลงเป็นความเครียดจริงหลักด้วยอัตราส่วนความเครียดจากนั้นคำนวณหาความเครียดจริงรอง ผลการคำนวณย้อนกลับจากสองเกณฑ์ความเสียหายจะสามารถสังเกตุได้

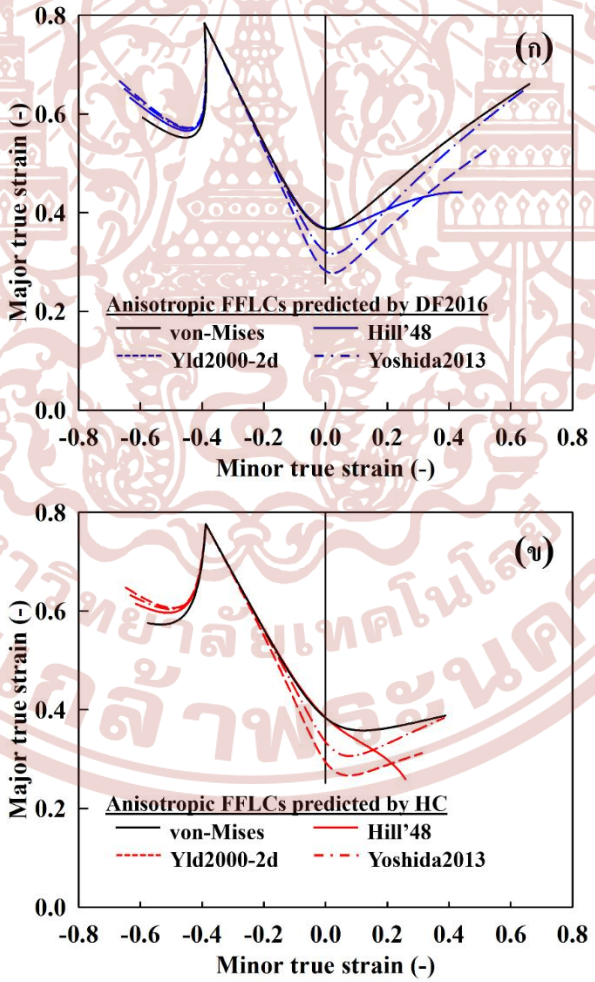
ดังแสดงในภาพที่ 4-20 ที่กำหนดให้ต่อไปนี้ ในแผนภาพนี้ เส้นสีแดงและสีน้ำเงินจะเป็นเส้นโค้ง FFLC ที่ได้จากโลคัสความเสียหายซึ่งทำนายโดยเกณฑ์ความเสียหาย Hosford-Coulomb และ DF2016 ตามลำดับ ในขณะเดียวกันนี้ คู่อันดับความเครียดจริงหลักและรองที่ได้จาการทดสอบก็จะสามารถลงจุดเพื่อเปรียบความสอดคล้องของการทำนายได้ ในการทำนายแบบย้อนกลับนี้จะพบว่าเกณฑ์ความเสียหาย DF2016 จะมีความสอดคล้องกับค่าการทดสอบมากกว่าเกณฑ์ความเสียหาย Hosford-Coulomb โดยเฉพาะอย่างยิ่งในสภาวะความเค้นตั้งแต่ความเครียดในระนาบจนถึงการดึงสองแกนเท่ากัน ด้วยเหตุนี้ เมื่อนำเส้นโค้งทั้งสองเส้นนี้ไปใช้ประเมินความเสียหายให้กับชิ้นงานขึ้นรูปที่มีความเสียหายภายใต้การดึงยืดสองแกนก็จะมีความแตกต่างกัน



ภาพที่ 4-20 เส้นโค้ง FFLC ที่ทำนายจากเส้นโค้ง DFC-FLs ด้วยการคำนวณเชิงวิศวกรรมย้อนกลับ

จากการคำนวณย้อนกลับข้างต้นจะอยู่บนสมมติฐานของการเป็น Isotropic แต่ในขณะเดียวกันนี้ เส้นโค้ง FFLC ก็จะสามารถพิจารณาให้เป็นเส้นโค้ง FFLC ที่เป็น Anisotropic ได้ ผ่านกฎการไหล Associated Flow Rule (AFR) โดยความเครียดสมมูลในแต่ละสภาวะความเค้นจะถูกแปลงเป็นความเครียดจริงหลักด้วยพารามิเตอร์อัตราส่วนความเครียดร่วมกับอัตราส่วนความเค้นและอัตราส่วนความเครียดแบบ AFR ในแต่ละเกณฑ์การคราก จากนั้นจะสามารถคำนวณความเครียดจริงรองได้และสามารถสร้างเป็นเส้นโค้งต่อเนื่องได้ดังแสดงในภาพที่ 4-21 ภายใต้การใช้ความเครียดสมมูลจากโลคัสความเสียหาย DF2016 และ Hosford-Coulomb เส้นโค้ง FFLC ที่แปลงผ่านเกณฑ์การคราก Hill'48 Yld2000-2d และ Yoshida2013 จะสามารถแสดงเปรียบเทียบกันด้วยเส้นเต็ม เส้นประและเส้นประสลับจุดไข่ปลาดังแสดงในภาพที่ 4-21 (ก) และ (ข) ตามลำดับ นอกจากนี้ยังจะสามารถ

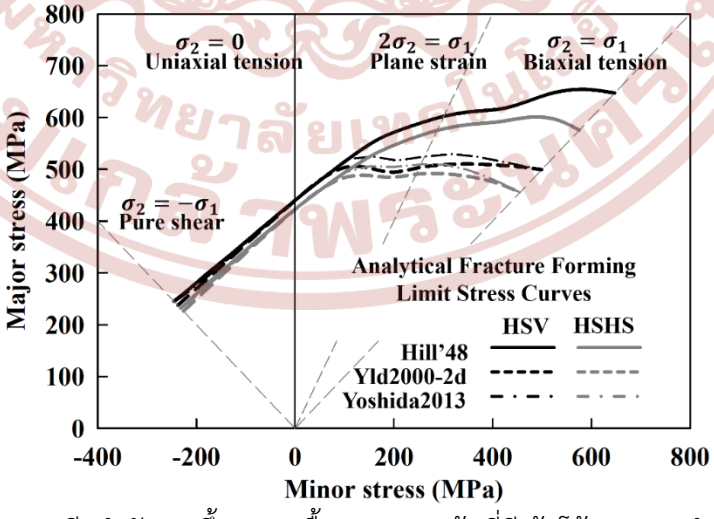
เปรียบเทียบการคำนวณย้อนกลับแบบ Isotropic ได้ดังเส้นด้วยเส้นโค้งสีดำในแต่ละแผนภาพ จากภาพทั้งสองจะพบว่าอิทธิพลของเกณฑ์การครากทำให้เส้นโค้งทั้งสามเกิดความแตกต่างกันในบริเวณการเฉือนบริสุทธิ์ ความเครียดในระนาบตลอดจนการดึงสองแกน ในสภาวะความเครียดในระนาบ Hill'48 จะมีความเครียดหลักสูงสุดตามด้วย Yoshida2013 และ Yld2000-2d ตามลำดับ แต่ในสภาวะความเค้นต่อมาทางด้านขวามือจะพบว่า Hill'48 จะมีการเพิ่มขึ้นของความเครียดจริงหลักที่ไม่สูงมากและจะมีค่าน้อยสุดในสภาวะความเค้นแบบึงสองแกนเท่ากันในขณะที่ Yoshida2013 และ Yld2000-2d จะมีลำดับความสูงของความเครียดจริงหลักเช่นเดียวกับสภาวะความเค้นของความเครียดในระนาบ และนอกจากนี้จะพบว่าเส้นโค้งทางด้านขวามือที่ทำนายจากเกณฑ์ความเสียหาย Hosford-Coulomb จะมีขอบเขตความเสียหายที่น้อยกว่าเกณฑ์ความเสียหาย DF2016 ซึ่งจะสอดคล้องกับผลการคำนวณย้อนกลับก่อนหน้านี้



ภาพที่ 4-21 เส้นโค้ง FFLCs ที่ได้จากการคำนวนย้อนกลับเปรียบเทียบกันระหว่างการเชื่อมต่อเกณฑ์การครากที่แตกต่างกันและเกณฑ์ความเสียหาย (ก) DF2016 (ข) Hosford-Coulomb

4.2.2 ผลการคำนวณสร้างเส้นโค้ง FFLSC

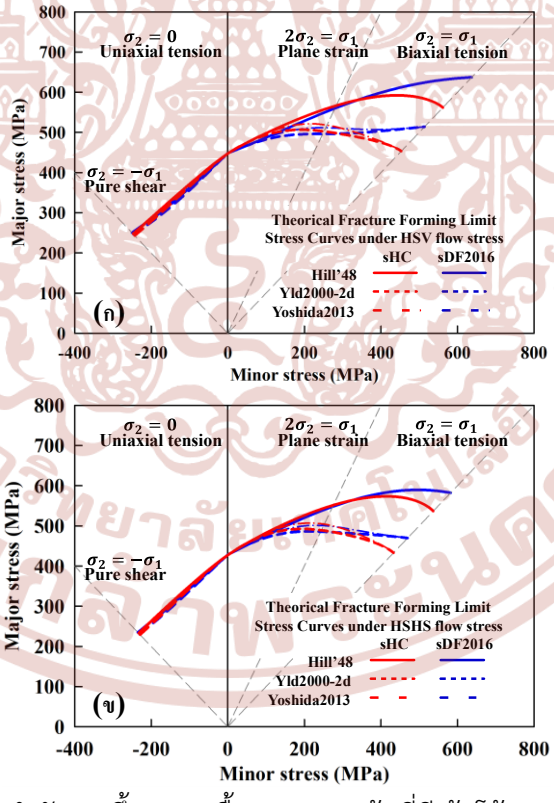
ในหัวข้อนี้จะกล่าวถึงผลของการคำนวณสร้างเส้นโค้ง FFLSC ซึ่งเป็นเส้นโค้งที่ได้จากการคำนวณเชิงวิเคราะห์ซึ่งอาจเรียกว่า Analytical FFLSC ในการคำนวณจะมีการใช้ข้อมูล FFLC และพารามิเตอร์ของเกณฑ์การคราก เส้นโค้งความเค้นไหลเพื่อเปลี่ยนจากความเครียดไปเป็นความเค้น ผลของการคำนวณจะสามารถสังเกตได้ดังแสดงในภาพที่ 4-22 ที่กำหนดให้ต่อไปนี้ ในแผนภาพนี้ เส้นโค้งสีดำจะเป็นเส้นโค้งที่คำนวณภายใต้สมการเส้นโค้งความเค้นไหล HSV และในขณะที่เส้นสีเทาเข้มจะเป็นเส้นโค้งที่คำนวณภายใต้สมการ HSHS นอกจากนี้ เส้นเต็มจะสัมพันธ์กับเกณฑ์การคราก Hill'48 เส้นประจะสัมพันธ์กับเกณฑ์การคราก Yld2000-2d และเส้นประสลับไข่ปลาจะสัมพันธ์กับเกณฑ์การคราก Yoshida2013 จากผลการเปรียบเทียบกันระหว่าง HSV HSHS จะพบว่า HSV จะมีค่าลิมิตที่สูงกว่า HSHS ในทุกเกณฑ์การคราก ผลดังกล่าวจะสอดคล้องกับเส้นโค้งความเค้นไหลแบบผสมในหัวข้อที่ผ่านมา เนื่องจากเส้นขีดจำกัดนั้นอยู่ในสภาวะของการเปลี่ยนรูปมากจึงทำให้เกิดความแตกต่างกันของความเค้นประสิทธิผลในค่าความเครียดสมมูลใดๆ ในขณะเดียวกันนี้ เมื่อพิจารณาบริเวณของการเฉือนบริสุทธิ์ ความเครียดสมมูลจะน้อย ดังนั้นความเค้นประสิทธิผลในสภาวะนี้ก็จะไม่แตกต่างกันมาก และเมื่อเปรียบเทียบกันระหว่างเกณฑ์การครากจะพบว่า เกณฑ์การคราก Hill'48 มีความเค้นที่มีค่าสูงสุดและตามด้วยเกณฑ์การคราก Yoshida2013 และเกณฑ์การคราก Yld2000-2d ตามลำดับ ผลดังกล่าวจะสอดคล้องกับโลคัสการครากในภาพที่ 3-11 ซึ่ง Yld2000-2d และ Yoshida2013 จะมีความแตกต่างกันเล็กน้อย แต่ทั้งสองจะต่างกับเกณฑ์การคราก Hill'48 อย่างเห็นได้ชัดเจน โดยเฉพาะอย่างยิ่งบริเวณตั้งแต่ความเครียดในระนาบไปจนถึงการดึงสองแกนเท่ากัน ด้วยเหตุนี้ การประเมินความเสียหายบนปริภูมิของความเค้นหลักและรองจะมีความแตกต่างกันไปในแต่ละเกณฑ์การคราก



ภาพที่ 4-22 แผนภาพขีดจำกัดการขึ้นรูปบนพื้นฐานความเค้นที่มีเส้นโค้งจากการคำนวณเชิงวิเคราะห์

นอกจากการคำนวณเชิงวิเคราะห์แล้ว เส้นโค้ง FFLSC ยังจะสามารถสร้างได้โดยการคำนวณย้อนกลับของโลคัสความเสียหายแบบความเค้น sFLs โดยอาศัยความเค้นประสิทธิ์ผลจากเส้นโลคัสจาก

การใช้เกณฑ์ความเสียหาย sDF2016 หรือ sHC จากนั้นแยกความเค้นหลักและรองด้วยหลักการเดียวกันกับการคำนวณเชิงวิเคราะห์ ผลการพัฒนาสร้างภายใต้เส้นโค้งความเค้นไหล HSV และ HSHS จะสามารถสังเกตได้ดังแสดงในภาพที่ 4-23 (ก) และ (ข) ตามลำดับ ในแผนภาพนี้เส้นสีน้ำเงินและแดงจะแสดงเส้นโค้งที่คำนวณจากเกณฑ์ความเสียหาย sDF2016 และ sHC ตามลำดับ นอกจากนี้ เส้นเต็ม เส้นประ และเส้นประสลับจุดไข่ปลาจะแสดงขีดจำกัดภายใต้การครากแบบแอนไอโซทรอปิกของเกณฑ์การคราก Hill'48 Yld2000-2d และ Yoshida2013 ตามลำดับ จากกราฟจะสังเกตุได้ว่าการคำนวณเชิงทฤษฎีนี้จะมีความสอดคล้องกับการคำนวณเชิงวิเคราะห์ โดยเกณฑ์การคราก Hill'48 นั้นจะมีเส้นขีดจำกัดที่สูงกว่าสองเกณฑ์การคราก นอกจากนี้ เส้นโค้งจะมีความแตกต่างกันเล็กน้อยในบริเวณการเฉือนบริสุทธิ์ และจะมีความแตกต่างอย่างเห็นได้ชัดเจนในบริเวณตั้งแต่ความเครียดในระนาบจนถึงการดึงสองแกนเท่ากัน จากการใช้เกณฑ์ความเสียหายที่แตกต่างกันจะพบว่าเกณฑ์ความเสียหาย sHC นั้นจะมีขีดความเสียหายที่ต่ำกว่า sDF2016 ในทุกเกณฑ์การครากและเส้นโค้งความเค้นไหล ซึ่งผลความแตกต่างดังกล่าวจะส่งผลโดยตรงกับการประเมินความเสียหายในหัวข้อถัดไป



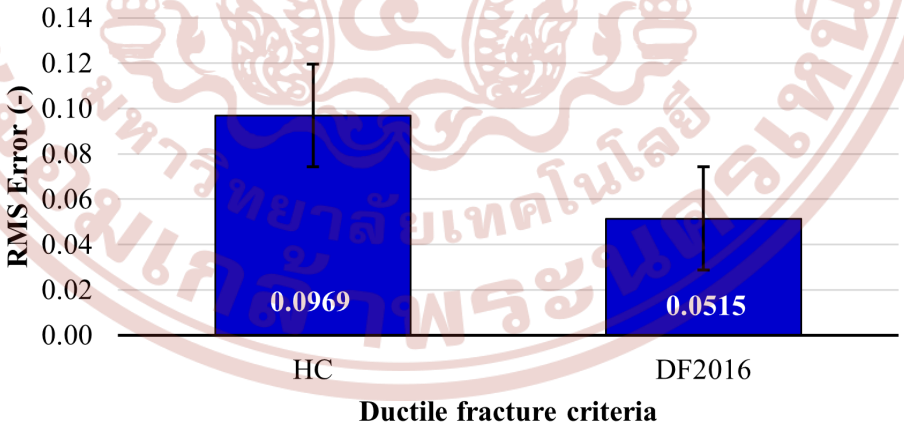
ภาพที่ 4-23 แผนภาพขีดจำกัดการขึ้นรูปบนพื้นฐานความเค้นที่มีเส้นโค้งมาจากการคำนวณเชิงทฤษฎีเกณฑ์ความเสียหายแบบความเค้นภายใต้เส้นโค้งความเค้นไหล (ก) HSV และ (ข) HSHS

4.2.3 ผลการคำนวณสร้างเส้นโค้ง FLs ด้วยเกณฑ์ความเสียหายร่วมกับการทดสอบ

ในหัวข้อนี้จะเป็นผลของการสร้างโลคัสความเสียหาย (Fracture Locus; FLs) ซึ่งเป็นเป็นโลคัสความเสียหายที่สร้างด้วยข้อมูลการทดสอบร่วมกับการใช้เกฑณ์ความเสียหายที่มีค่าคงตัวเฉพาะวัสดุ ในงานวิจัยนี้ การหาค่าคงตัวดังกล่าวนั้นจะใช้ Excel solver ในการหาค่าคงตัวภายใต้เงื่อนไขของ Minimum Error ผลการคำนวณทั้งเกณฑ์ความเสียหายจะสามารถเขียนรายงานดังแสดงในตารางที่ 4-1 ที่กำหนดให้ต่อไปนี้ จากผลการหาค่าเหมาะสมจะทำให้เกณฑ์ความเสียหาย DF2016 มีความคลาดเคลื่อนแบบ RMS ที่ 0.0515 และเกณฑ์ความเสียหาย Hosford-Coulomb (HC) มีค่าความคลาดเคลื่อนที่สูงกว่าที่ 0.0969 และเมื่อเปรียบค่าความคลาดเคลื่อนทั้งสองนี้จะพบว่าสองเกณฑ์ความเสียหายจะมีความแตกต่างอย่างมีนัยสำคัญ

ตารางที่ 4-1 ค่าคงตัวเฉพาะวัสดุของเกณฑ์ความเสียหาย DF2016 และ Hosford-Coulomb

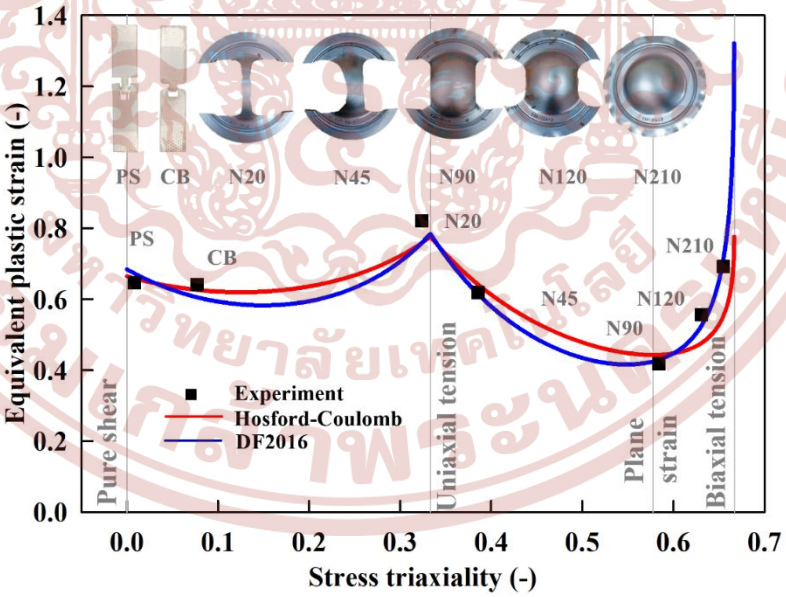
DF2016					
C_0	C_1	C_2	C_3	C_4	Min Error (-)
5	4.3470	5.7616	0.7839	2.8858	0.0515
Hosford-Coulomb (HC)					
a	b	c	Min Error (-)		
0.9864	0.7761	0.1137	0.0969		



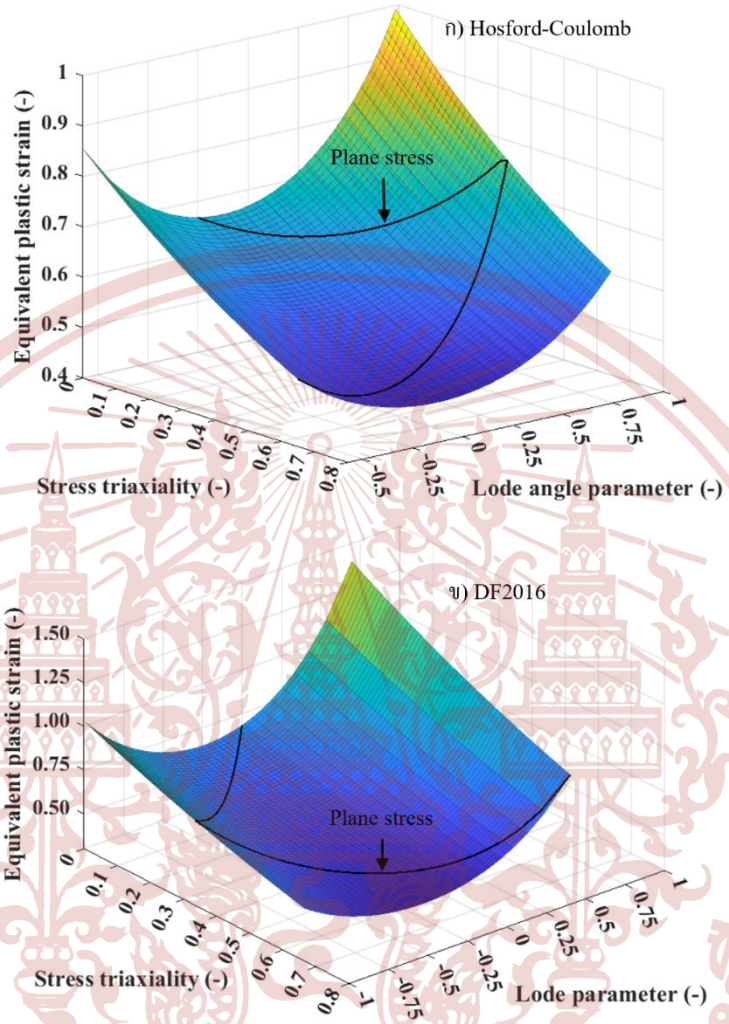
ภาพที่ 4-24 ผลการคำนวณความคลาดเคลื่อน RMS Error ของความเครียดสมมูลระหว่างการทดสอบและการทำนายโดยเกณฑ์ความเสียหาย DF2016 และ Hosford-Coulomb

จากการคำนวณค่าคงตัวเฉพาะวัสดุข้างต้น ค่าคงตัวดังกล่าวเมื่อแทนค่าลงในสมการเกณฑ์ความเสียหายแล้วจะสามารถสร้างเป็นโลคัสความเสียหายอย่างง่ายในสองมิติดังแสดงในภาพที่ 4-25 ที่กำหนดให้ต่อไปนี้ โดยในแผนภาพนี้ เส้นสีน้ำเงินเป็นโลคัสที่ได้จากเกณฑ์ความเสียหาย DF2016

และในขณะที่โลคัสสีแดงจะเป็นเส้นโค้งที่ได้จากเกณฑ์ความเสียหาย HC และเมื่อสังเกตเปรียบเทียบกันกับผลการทดลองแสดงโดยสี่เหลี่ยมสีดำจะพบว่าตั้งแต่สภาวะความเค้นการดึงแกนเดียวจนกระทั่งการดึงสองแกนเท่ากันเกณฑ์ความเสียหาย DF2016 จะมีความสอดคล้องกับการทดสอบมากกว่าเกณฑ์ความเสียหาย HC นอกจากนี้จะสังเกตได้ว่าทั้งสองเกณฑ์ความเสียหายจะมีค่าความเครียดสมมูลในสภาวะการดึงแกนเดียว (Uniaxial tension) ที่ใกล้เคียงกัน ซึ่งค่าความเครียดนี้อาจสังเกตได้จากค่า C_3 ของเกณฑ์ความเสียหาย DF2016 (0.7839) หรือค่าคงที่ b (0.7761) ในเกณฑ์ความเสียหาย HC ยิ่งไปกว่านั้น ในสภาวะการดึงสองแกนเท่ากัน เกณฑ์ความเสียหาย DF2016 จะมีความเครียดสมมูลที่มากกว่าอันเนื่องจากแนวโน้มของข้อมูลในบริเวณนี้อยู่ห่างจากสภาวะการดึงสองแกนเท่ากันประกอบกับความยืดหยุ่นของค่าคงตัวที่สามารถให้เส้นโค้งปรับได้อย่างสะดวก ในทางตรงกันข้าม เกณฑ์ความเสียหาย HC นั้นจะไม่สามารถปรับให้ความเครียดสมมูลในสภาวะความเค้นนี้เกินค่าในสภาวะความเค้นแบบดึงแกนเดียว การคำนวณค่าจึงเป็นการเฉลี่ยตลอดทั้งชุดข้อมูล นอกจากนี้ โลคัสความเสียหายทั้งสองอาจแสดงในปริภูมิสามมิติดังแสดงในภาพที่ 4-26 ที่กำหนดให้ โดยในแผนภาพนี้จะแสดงพื้นผิวของความเครียดสมมูลซึ่งเป็นขอบเขตความเสียหาย ภายใต้สมมติฐานการเป็นความเครียดในระนาบ เส้นโลคัสในปริภูมิสองมิติดังแสดงในภาพที่ 4-25 จะเป็นเส้นโค้งเดียวกันกับเส้นโค้ง Plane stress ในภาพที่ 4-26



ภาพที่ 4-25 โลคัสความเสียหายในสองมิติที่ทำนายโดยเกณฑ์ความเสียหาย DF2016 และ Hosford-Coulomb



ภาพที่ 4-26 โลคัสความเสียหายในสามมิติที่ทำนายโดยเกณฑ์ความเสียหาย DF2016 และ Hosford-Coulomb

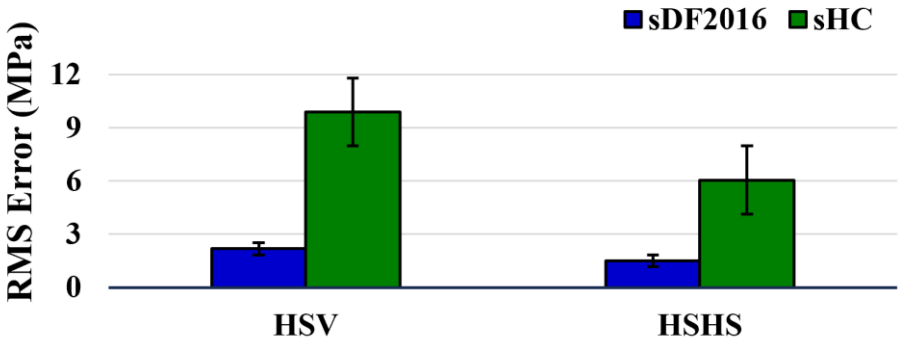
นอกจากโลคัสความเสียหายในปริภูมิคความเค้น-ความเครียดแล้ว ในงานวิจัยนี้ยังศึกษาขยายผลการใช้เกณฑ์ความเสียหายในปริภูมิของความเค้นประสิทธิผลด้วย การพัฒนาสร้างโลคัสในปริภูมินี้ก็จะสามารถทำได้เช่นเดียวกันกับปริภูมิก่อนหน้า ยิ่งไปกว่านั้น ความเค้นประสิทธิผลที่ใช้ในการเป็นข้อมูลอ้างอิงสามารถหาได้จาการคำนวณเชิงพลาสติกด้วยเส้นโค้งความเค้นไหลแบบผสม HSV และ HSHS ซึ่งทั้งสองสมการนี้จะให้ผลของความเค้นประสิทธิผลที่ต่างกันในแต่ละความเครียดสมมูลใดๆ จากนั้นจะสามารถหาค่าคงตัวเฉพาะวัสดุของแต่ละเกณฑ์ความเสียหายได้โดยอาศัยโปรแกรม Excel solver ภายใต้เงื่อนไข Minimum Error ผลการคำนวณหาจะสามารถสังเกตได้ดังแสดงในตารางที่ 4-2 ต่อไปนี้

จากการสังเกตค่าคงตัวที่คำนวณได้จะพบว่า ค่า C_3 หรือ b ซึ่งเป็นค่าที่ใกล้เคียงกับความเค้นประสิทธิผลภายใต้การรับภาระแบบดึงแกนเดียวที่ได้จากการทดสอบดึงชิ้นงาน Centered Hole ภายใต้เส้นโค้งความเค้นไหลที่แตกต่างกัน ค่าคงที่ดังกล่าวจะมีความแตกต่างกันอย่างเห็นได้ชัดเจน โดยที่ sDF2016-HSV หรือ sHC-HSV จะให้ค่าที่สูงกว่า sDF2016-HSHS หรือ sHC-HSHS ตามลำดับ ผลดังกล่าวจะสอดคล้องกับเส้นโค้งความเค้นไหลที่สร้างในหัวข้อก่อนหน้า กล่าวคือ ในสถานะความเครียดสมมูลใดๆ ความเค้นไหลประสิทธิผลจะมีความแตกต่างกันในแต่ละสมการ โดยเฉพาะอย่างยิ่งในสภาวะเปลี่ยนรูปมากๆ ในขณะเดียวกันนี้ ค่าคงตัวอื่นๆ จะมีค่าที่ใกล้เคียงกันระหว่าง HSV และ HSHS

และเมื่อเปรียบเทียบความคลาดเคลื่อน RMS Error ที่ได้จากการหาค่าเหมาะสมแล้วจะสามารถแสดงค่าได้ในตารางที่ 4-2 และจะสามรถสร้างแผนภูมิแท่งเปรียบเทียบได้ดังแสดงในภาพที่ 4-27 ในแผนภูมินี้ สีเขียวจะแสดงถึงค่าความคลาดเคลื่อนภายใต้เกณฑ์ความเสียหาย sHC และสีน้ำเงินคือค่าความคลาดเคลื่อนภายใต้เกณฑ์ความเสียหาย sDF2016 ทั้ง HSV และ HSHS จะมีความสอดคล้องกันคือ sHC จะมีความคลาดเคลื่อนที่แตกต่างจาก sDF2016 อย่างมีนัยสำคัญ

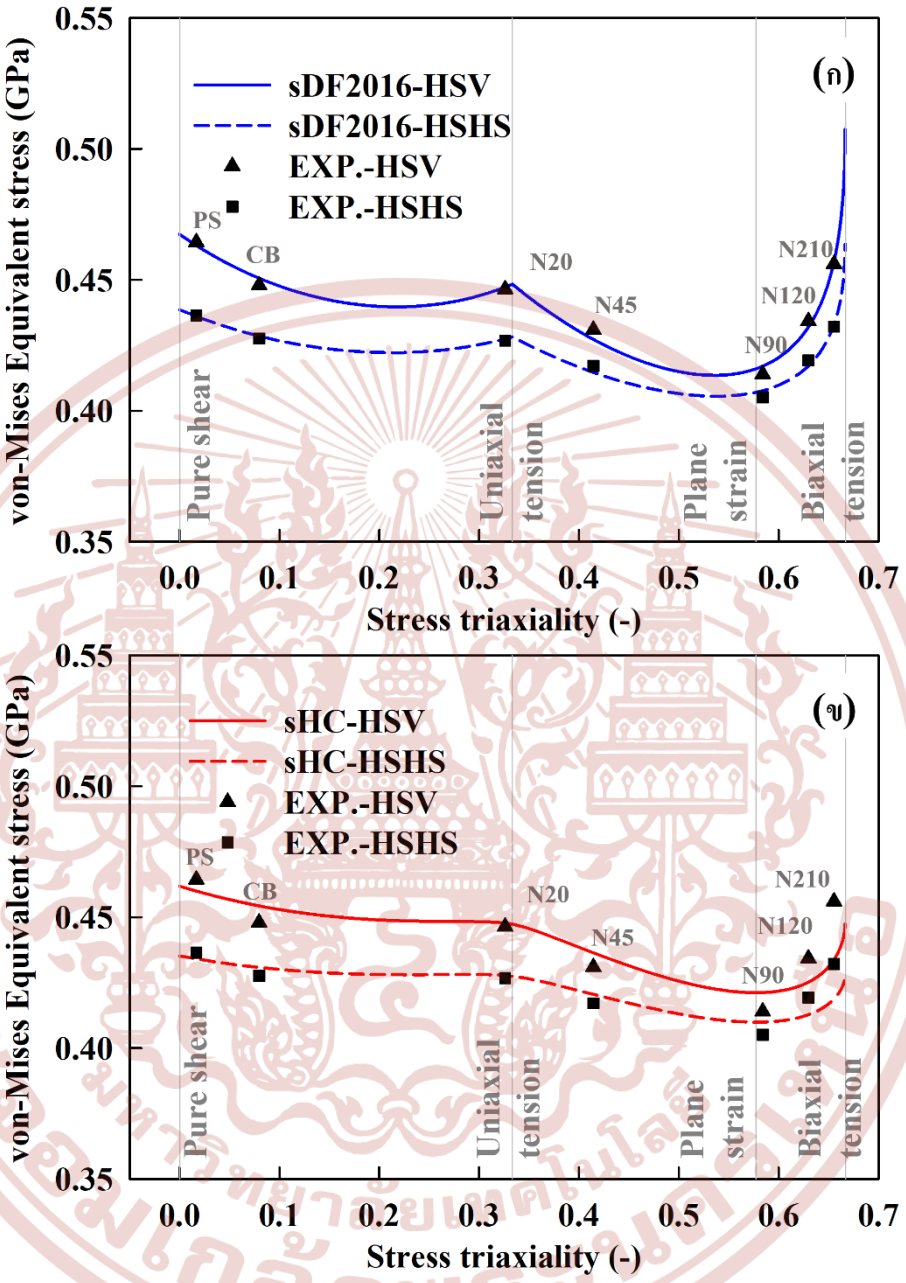
ตารางที่ 4-2 ค่าคงตัวเฉพาะวัสดุของเกณฑ์ความเสียหาย sDF2016 และ sHC

sDFC-FLs	sDF2016 parameter (MPa)					Min. Error (MPa)
	C_0	C_1	C_2	C_3	C_4	
sDF2016-HSV	0	0.5314	0.3851	448.32	2.8341	2.1869
sDF2016-HSHS	0	0.3594	0.2472	428.16	2.8375	1.5053
sDFC-FLs	sHC parameter (MPa)					Min. Error (MPa)
	a	b	c			
sHC-HSV	1.3926	447.37	0.0881			9.8797
sHC-HSHS	1.5195	427.40	0.0554			6.0561

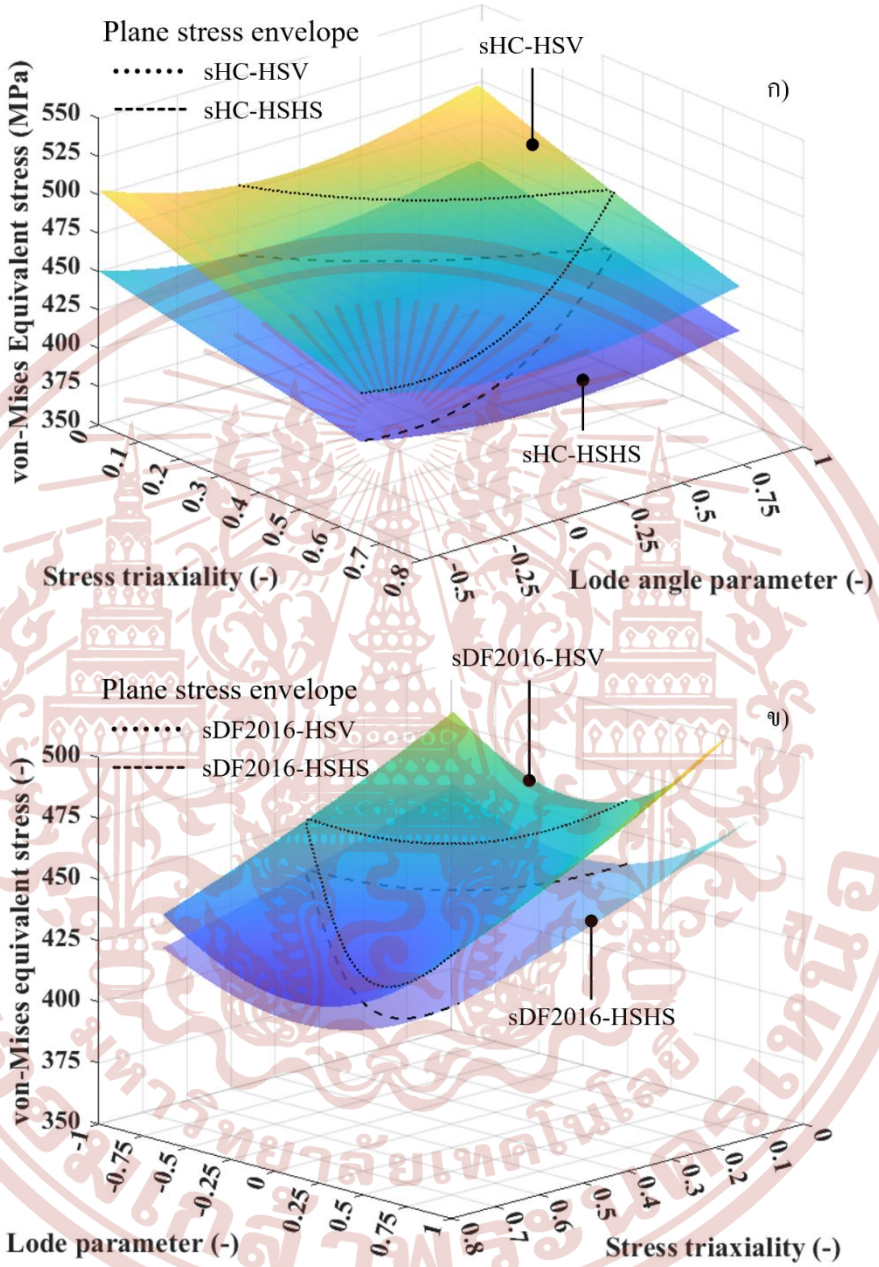


ภาพที่ 4-27 ผลการคำนวณความคลาดเคลื่อน RMS Error ของความเค้นประสิทธิผลระหว่างการทดสอบและการทำนายโดยเกณฑ์ความเสียหาย sDF2016 และ sHC

จากการแทนค่าเหมาะสมในตารางที่ 4-2 ลงในสมการเกณฑ์ความเสียหายแต่ละเกณฑ์จะสามารถสร้างเป็นโลคัสความเสียหายที่อยู่ในปริภูมิของความเค้นประสิทธิผลและความเค้นแบบสามแกนได้ดังแสดงในภาพที่ 4-28 หรืออาจเสดงเป็นโลคัสความเสียหายในปริภูมิสามิติได้ดังแสดงในภาพที่ 4-29 ที่กำหนดให้ต่อไปนี้ ในปริภูมิสองมิตินี้ โลคัสความเสียหายซึ่งทำนายโดยเกณฑ์ความเสียหาย sDF2016 และเกณฑ์ความเสียหาย sHC จะสามารถสังเกตได้ในภาพที่ 4-28 (ก) และ (ข) ตามลำดับ ในแต่ละเกณฑ์ความเสียหายจะสังเกตเห็นถึงความแตกต่างระหว่าง HSV และ HSHS อย่างเห็นได้ชัดเจน โดยที่ HSV จะมีโลคัสความเสียหายที่สูงกว่าโลคัสภายใต้ HSHS และจะมีความแตกต่างกันมากในสภาวะความเค้นตั้งแต่การดึงแกนเดียวไปจนถึงการเฉือนบริสุทธิ์ แต่ในขณะเดียวกันนี้ภายใต้สภาวะความเค้นบริเวณความเครียดในระนาบซึ่งเป็นสภาวะที่ความเครียดสมมูลไม่สูงความเค้นประสิทธิผลระหว่างสองสมการการทำให้แข็งด้วยความเครียดจะแตกต่างกันไม่มาก นอกจากนี้จะพบว่าเกณฑ์ความเสียหาย sDF2016 จะสามารถมีเส้นแนวโน้มที่สอดคล้องกับข้อมูลตั้งแต่สภาวะความเค้นแบบดึงแกนเดียวจนถึงการดึงสองแกนเท่ากันมากกว่าเกณฑ์ความเสียหาย sHC ซึ่งผลดังกล่าวจะสอดคล้องกับค่า RMS Error ในภาพที่ 4-27 นอกจากนี้จะสอดคล้องกับข้อมูลความเคลาดเคลื่อนในปริภูมิความเค้น-ความเครียดดังแสดงในภาพที่ 4-24 ผลดังกล่าวจะสามารถแสดงถึงประสิทธิภาพของเกณฑ์ความเสียหายทั้งสองที่มีความแตกต่างกัน ความแตกต่างดังกล่าวอาจนำไปสู่ความแตกต่างในการทำนายความเสียหายในการนำไปใช้งานของเส้นโค้งได้



ภาพที่ 4-28 โลคัสความเสียหายในสองมิติที่ทำนายโดยเกณฑ์ความเสียหาย sDF2016 และ sHC



ภาพที่ 4-29 โลคัสความเสียหายในสามมิติที่ทำนายโดยเกณฑ์ความเสียหาย sDF2016 และ sHC

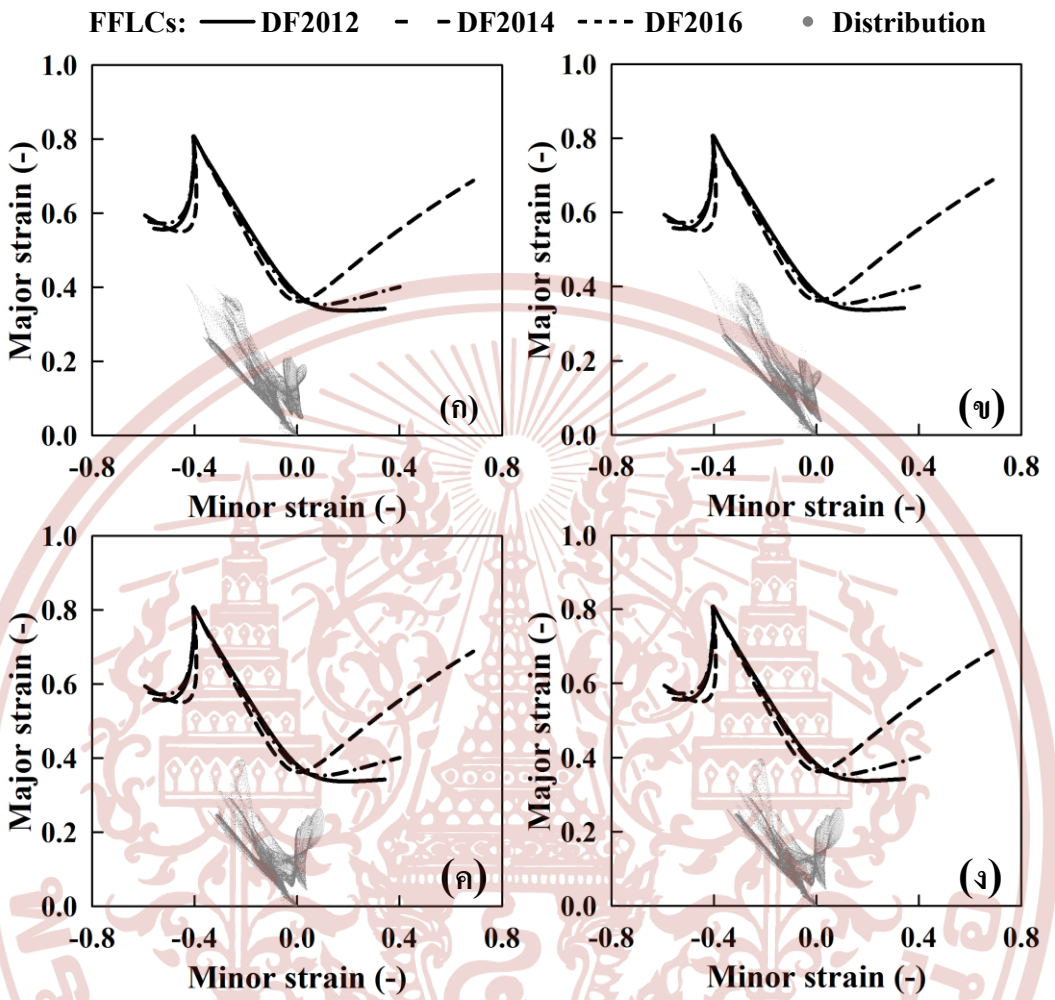
4.3 ผลการประเมินความเสียหาย

ในการประเมินความเสียหายให้กับการขึ้นรูปทั่วไปมักจะเป็นการใช้เส้นโค้งขีดจำกัดการขึ้นรูป (Forming Limit Curve; FLC) ซึ่งเป็นเส้นโค้งขีดจำกัดที่เขียนอยู่ในรูปของความเครียดจริงหลักและ

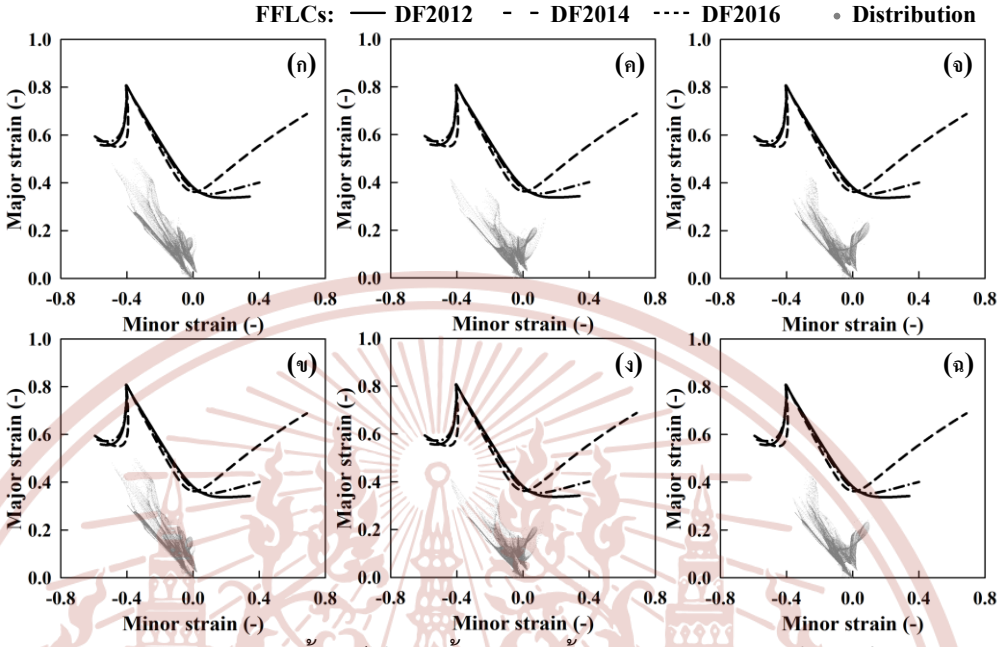
รองภายใต้สภาวะการเกิดคอคอดของชิ้นทดสอบ ในงานวิจัยนี้ การประเมินความเสียหายจะอยู่บนพื้นฐานของความเสียหายสุดท้าย เส้นโค้งที่อยู่ในปริภูมิความเครียดจะเรียกว่า FFLC ปริภูมิความเค้นจะเรียกว่า FFLSC และปริภูมิความเค้น-ความเครียดจะเรียกว่า FLs ซึ่งทั้งสามปริภูมิจะมีเส้นขีดจำกัดที่หลากหลายและการประเมินความเสียหายจะเป็นการใช้เส้นทางความเครียด (Strain Path) เส้นทางความเค้น (Stress Path) และเส้นทางความเค้น-ความเครียด (Stress-Strain Path) ในบริเวณวิกฤติปลายโดมของชิ้นส่วนขึ้นรูปถังน้ำมัน และเส้นทางดังกล่าวจะเป็นการติดตามพฤติกรรมการเปลี่ยนรูปอย่างต่อเนื่องด้วยผลของการจำลองในแต่ละแบบจำลองที่แตกต่างกัน นอกจากนี้จะสามารถนำเอาผลเฉลยของความเค้น หรือ/และความเครียดในสภาวะสุดท้ายตลอดทั้งชิ้นงานมาลงจุดบนปริภูมิที่มีเส้นโค้งขีดจำกัดเพื่อบ่งชี้ถึงบริเวณที่เสียหาย โดยที่คู่อันดับความเค้น หรือความเครียดใดที่อยู่เลยเส้นขีดจำกัดขึ้นไปจะถือว่าเกิดความเสียหาย ในทางตรงกันข้าม หากอยู่ภายใต้เส้นขีดจำกัดจะถือว่ายังไม่เกิดความเสียหาย

4.3.1 การประเมินความเสียหายในปริภูมิความเครียด

ในการประเมินความสามารถในการขึ้นรูปได้ทั่วไปมักจะเป็นการใช้แผนภาพ FLD เป็นเครื่องมือหลักในการบงชี้ว่าชิ้นงานขึ้นรูปนั้นปราศจากความเสียหายหรือไม่ สำหรับชิ้นงานที่ขึ้นรูปสำเร็จ การกระจายตัวของความเครียดจริงหลักและรองในทุกๆ จุดบนผิวชิ้นงานนั้นจะต้องไม่เลยเส้นขีดจำกัดขึ้นไป จากภาพที่ 4-30 และภาพที่ 4-31 จะเป็นผลการประเมินความเสียหายของชิ้นงานจำลองขึ้นรูปภายใต้ IH และ IKH ตามลำดับ จากภาพจะพบว่าไม่มีคู่อันดับความเครียดใดเลยเส้น FFLCs ผลดังกล่าวชี้ให้เห็นว่าชิ้นงานนั้นจะมีความปลอดภัยไม่เกิดความเสียหายจากการขึ้นรูป



ภาพที่ 4-30 การประเมินสภาพขึ้นรูปได้ของชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่บน FFLD ด้วยความเครียดทั่วทั้งผิวชิ้นงานที่ได้จากการจำลองขึ้นรูปภายใต้ IH และ (ก) Hill'48-HSV (ข) Hill'48-HSHS (ค) Yld2000-2d-HSV (ง) Yld2000-2d-HSHS



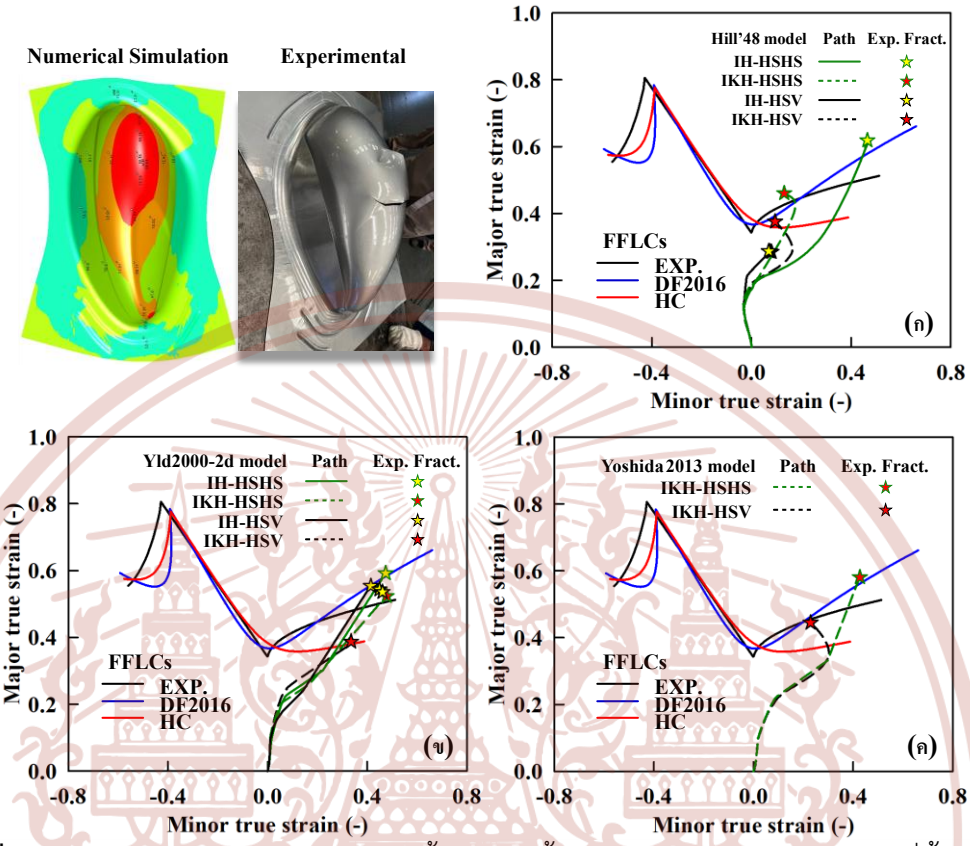
ภาพที่ 4-31 การประเมินสภาพขึ้นรูปได้ของชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่บน FFLD ด้วยความเครียดทั่วทั้งผิวชิ้นงานที่ได้จากการจำลองขึ้นรูปภายใต้ IKH และ (ก) Hill'48-HSV (ข) Hill'48-HSHS (ค) Yld2000-2d-HSV (ง) Yld2000-2d-HSHS (จ) Yoshida2013-HSV (ฉ) Yoshida2013-HSHS

ในปริภูมิความเครียดนี้จะมีเส้นโค้ง FFLC ที่มาจากการทดสอบและการคำนวณย้อนกลับจากโลคัสความเสียหาย DF2016 และ HC ดังแสดงด้วยเส้นเต็มสีดำ สีน้ำเงิน และสีแดงภาพที่ 4-32 ตามลำดับ ในงานวิจัยนี้ การประเมินความเสียหายด้วยเส้นทางความเครียดที่มาจากการจำลองขึ้นรูปภายใต้เกณฑ์การคราก Hill'48, Yld2000-2d และ Yoshida2013 จะสามารถแสดงได้ดังภาพที่ 4-32 (ก) (ข) (ค) และ (ง) ตามลำดับ ในแต่ละแผนภาพย่อยนี้ เส้นทางความเครียดภายใต้ IH-HSHS IKH-HSHS IH-HSV และ IKH-HSV ในแต่ละเกณฑ์การครากจะแสดงโดย เส้นเต็มสีเขียว เส้นประสีเขียว เส้นเต็มสีดำ และเส้นประสีดำตามลำดับ นอกจากนี้ จุดสุดท้ายของเส้นทางความเครียดดังกล่าวจะแสดงด้วยดาวสีเหลืองขอบสีเขียว ดาวสีแดงขอบสีเขียว ดาวสีเหลืองขอบสีดำ และดาวสีแดงขอบสีดำตามลำดับ ภายใต้เกณฑ์การคราก von-Mises จะมีเส้นทางความเครียดเฉพาะ IH และภายใต้เกณฑ์การคราก Yoshida2013 จะมีเส้นทางความเครียดภายใต้ IKH เท่านั้น และภายใต้เกณฑ์การคราก Hill'48 และ Yld2000-2d จะมีครบทั้งสี่เส้นทางความเครียดที่แตกต่างกัน

จากการสังเกตทิศทางของเส้นทางความเครียดจะพบว่าเส้นทางดังกล่าวจะเป็นเส้นทางที่อยู่ในรูปของเส้นทางความเครียดแบบไม่เป็นเชิงเส้น (Non-Linear Strain Path) โดยในช่วงแรกของการขึ้นรูปจะมีสภาวะความเค้นแบบความเครียดในระนาบจากนั้นเบี่ยงเบนไปด้านขวาซึ่งเป็นสภาวะการดึง

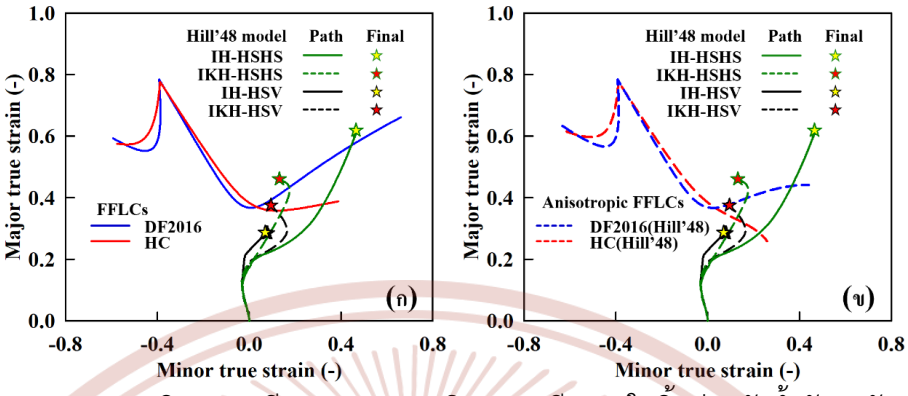
ยืดแบบสองแกน ผลเส้นทางดังกล่าวจะสอดคล้องกับลักษณะรูปร่างชิ้นงานเมื่อมีการขึ้นรูปในช่วงแรกจะเป็นการขึ้นรูปลึกและหลังจากนั้นบริเวณปลายโดมจะถูกดึงยืดออกสองทิศทาง จากการสังเกตจุดความยาวของเส้นทางความเครียดจะพบว่า ภายใต้เส้นโค้งความเค้นไหล HSHS จะมีความเครียดสูงกว่าเส้นโค้งความเค้นไหล HSV ทั้งภายใต้สมมติฐานการแข็งตัว IH และ IKH

สำหรับผลการประเมินความเสียหายภายใต้เกณฑ์การคราก Hill'48 จะสามารถสังเกตได้ดังแสดงในภาพที่ 4-32 (ก) ที่กำหนดให้ ภายใต้เกณฑ์การครากนี้จะมีเส้นทางความเครียดครบทั้ง 4 เส้นทาง จากกราฟจะพบว่า DF2016-FFLC นั้นจะมีความสอดคล้องในการทำนายความเสียหายมากกว่าเส้นโค้งอื่น กล่าวคือจะมีเส้นทางความเครียดจำนวน 3 เส้นที่เข้าใกล้เส้นขีดจำกัดนี้ นอกจากนี้ภายใต้สภาวะความเค้นแบบดึงสองแกนเท่ากัน เส้นโค้ง DF2016-FFLC นี้จะมีขีดความสามารถที่มากกว่าเส้นขีดจำกัดอื่น อย่างไรก็ดี สำหรับเส้นทางความเครียด IH-HSV นั้นจะอยู่ภายใต้เส้น FFLC ทั้งหมด สำหรับการประเมินความเสียหายภายใต้เกณฑ์การคราก Yld2000-2d นั้นจะสามารถสังเกตได้ดังแสดงในภาพที่ 4-32 (ข) ที่กำหนดให้ จากแผนภาพจะพบว่าเส้นทางความเครียด IH-HSHS และ IH-HSV จะผ่านเส้นโค้ง EXP.-FFLC และ HC-FFLC และไปหยุดบริเวณใกล้ๆ DF2016-FFLC สำหรับเส้นทางความเครียด IKH-HSHS จะมีความสอดคล้องกับ EXP.-FFLC และเส้นทางความเครียด IKH-HSV จะมีความสอดคล้องกับ HC-FFLC ผลดังกล่างจะแสดงให้เห็นถึงประสิทธิภาพของ FFLC ที่มีความแตกต่างกัน และสำหรับการประเมินความเสียหายภายใต้เกณฑ์การคราก Yoshida2013 จะสามารถศึกษาได้ดังแสดงในภาพที่ 4-32 (ค) ที่กำหนดให้ ในแผนภาพนี้จะมีเส้นทางความเครียดภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ IKH เท่านั้นแต่จะสามารถเปรียบเทียบกันได้ระหว่างผลการจำลองภายใต้เส้นโค้งความเค้นไหล HSV และ HSHS จากภาพจะสังเกตได้ว่าเส้นทางความเครียด IKH-HSHS นั้นจะอยู่เหนือเส้นโค้ง DF2016-FFLC และในขณะที่เส้นทางความเครียด IKH-HSV นั้นจะอยู่ใต้ EXP.-FFLC ซึ่งเป็นจุดที่มีขอบเขตความเสียหายที่เท่ากันกับ DF2016-FFLC ผลการเปรียบเทียบนี้ชี้ให้เห็นถึงความสอดคล้องของ DF2016-FFLC ที่มีมากกว่า EXP.-FFLC และ HC-FFLC



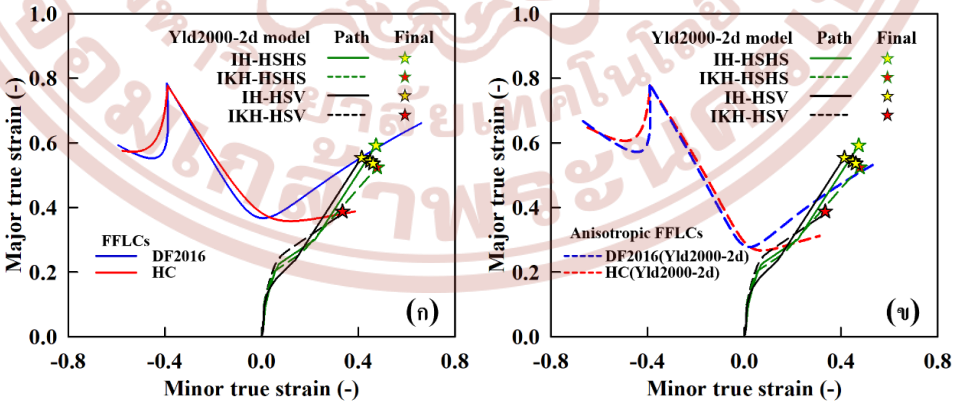
ภาพที่ 4-32 การประเมินความเสียหายในชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ที่ขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลวด้วยเส้นโค้ง FFLC ที่ได้จากการทดสอบและเกณฑ์ความเสียหาย DF2016 และ HC ร่วมกับเส้นทางความเครียดที่ได้จากการจำลองขึ้นรูปภายใต้เกณฑ์การคราก (ก) Hill'48 (ข) Yld2000-2d (ค) Yoshida2013

จากการประเมินความเสียหายด้วยเส้นโค้งที่ได้จากการทดสอบและการคำนวณย้อนกลับดังแสดงในภาพที่ 4-32 ข้างต้นจะพบว่าเส้นโค้ง DF2016-FFLC นั้นจะมีประสิทธิภาพในการทำนายข่อนข้างสูงกว่าเส้นโค้งอื่น อย่างไรก็ดีเส้นขีดจำกัดดังกล่าวก็ไม่สามารถทำนายได้ทุกเส้นทางความเครียด ด้วยเหตุดังกล่าว งานวิจัยนี้จึงพัฒนาเส้นโค้ง FFLC ที่พิจารณาการเป็นแอนไอโซทรอปิกผ่านการเชื่อมต่อเกณฑ์การครากทั้งสามชนิด ผลการประเมินความเสียหายภายใต้เกณฑ์การคราก Hill'48 ซึ่งเปรียบเทียบกันระหว่างเส้นโค้งที่มิได้เชื่อมต่อเกณฑ์การคราก กับเส้นโค้งที่เชื่อมต่อเกณฑ์การครากฯ จะสามารถสังเกตุได้ดังภาพที่ 4-33 (ก) และ (ข) ตามลำดับ จากการสังเกตจุดสุดท้ายของเส้นทางความเครียดในภาพที่ 4-33 (ก) จะพบว่า DF2016-FFLC นั้นจะสามารถทำนายความเสียหายได้ 2 เส้นทาง ในขณะเดียวกันนี้ เมื่อแปลงเป็น DF2016(Hill'48)-FFLC จะสามรถทำนายความเสียหายได้ 3 เส้นทาง แต่อย่างไรก็ดีในเส้นทางความเครียด IH-HSHS นั้นจะมีการทำนายความเสียหายที่เกินจริงเช่นเดียวกันกับ HC-FFLC หรือ HC(Hill'48)-FFLC



ภาพที่ 4-33 การประเมินความเสียหายการประเมินความเสียหายในชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ที่ขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลวด้วยเส้นโค้ง FFLC ที่คำนวณจากเกณฑ์ความเสียหาย DF2016 และ HC ด้วยวิธี (ก) คำนวณย้อนกลับ (ข) เชื่อมต่อเกณฑ์การคราก แอนไอโซทรอปิก Hill'48

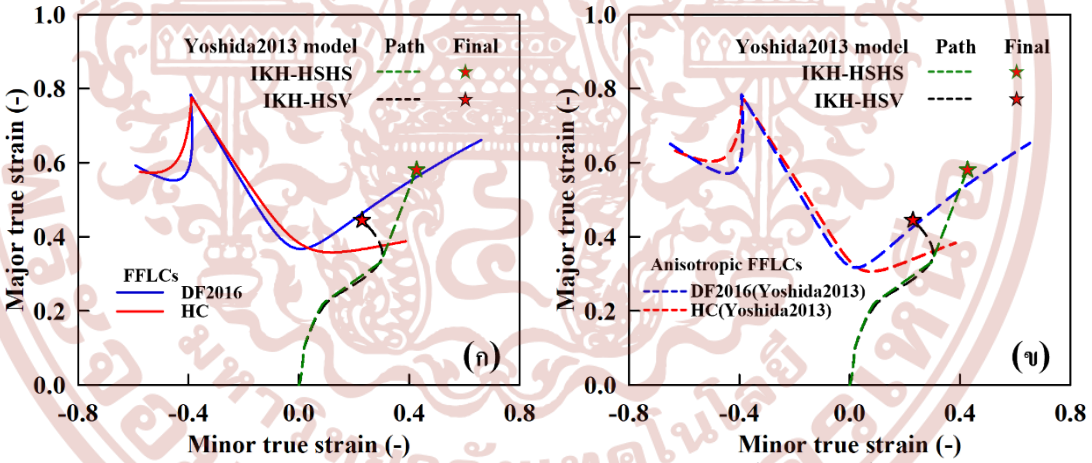
ภายใต้เกณฑ์การคราก Yld2000-2d การประเมินความเสียหายด้วยเส้นโค้งที่คำนวณย้อนกลับปกติและคำนวณย้อนกลับแบบภายใต้เกณฑ์การคราก Yld2000-2d จะสามารถสังเกตได้ดังภาพที่ 4-34 (ก) และ (ข) ตามลำดับ จากแผนภาพทางซ้ายนี้จะสังเกตได้ว่าเส้น DF2016-FFLC จะทำนายความเสียหายได้ 2 เส้นทางความเครียด คือ IH-HSHS และ IH-HSV ในทางตรงกันข้าม DF2016(Yld2000-2d)-FFLC จะสามารถทำนายความเสียหายได้ถึง 3 เส้นทางความเครียด โดยเพิ่มขึ้นอีกเส้นทาง คือ IKH-HSHS อย่างไรก็ดี สำหรับเส้นทางความเครียด IKH-HSV นั้นจะมีความสอดคล้องกับ HC-FFLC แต่เมื่อเปลี่ยนเป็น HC(Yld2000-2d)-FFLC จะมีความห่างอย่างเห็นได้ชัดเจนแต่จะมีความใกล้เคียงกับ DF2016(Yld2000-2d)-FFLC



ภาพที่ 4-34 การประเมินความเสียหายการประเมินความเสียหายในชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ที่ขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลวด้วยเส้นโค้ง FFLC ที่คำนวณจากเกณฑ์ความเสียหาย DF2016 และ HC ด้วยวิธี (ก) คำนวณย้อนกลับ (ข) เชื่อมต่อเกณฑ์การคราก แอนไอโซทรอปิก Yld2000-2d

สำหรับการประเมินความเสียหายภายใต้เกณฑ์การคราก Yoshida2013 ที่มีเส้นโค้งมาจากการคำนวณย้อนกลับแบบปกติและภายใต้เกณฑ์การครากจะสามารถสังเกตได้ดังแสดงในภาพที่ 4-35 (ก) และ (ข) ตามลำดับ จากภาพทางด้านซ้ายจะพบว่า DF2016-FFLC นั้นจะสามารถทำนายความเสียหายได้ 1 เส้นทางความเครียด คือ IKH-HSHS ซึ่งในขณะที่ IKH-HSV นั้นจะอยู่ใต้เส้นขีดจำกัดนี้เล็กน้อย ในทางตรงกันข้าม เส้นโค้ง DF2016(Yoshida2013)-FFLC จะสามรถทำนายความเสียหายได้ทั้งสองเส้นทางความเครียด

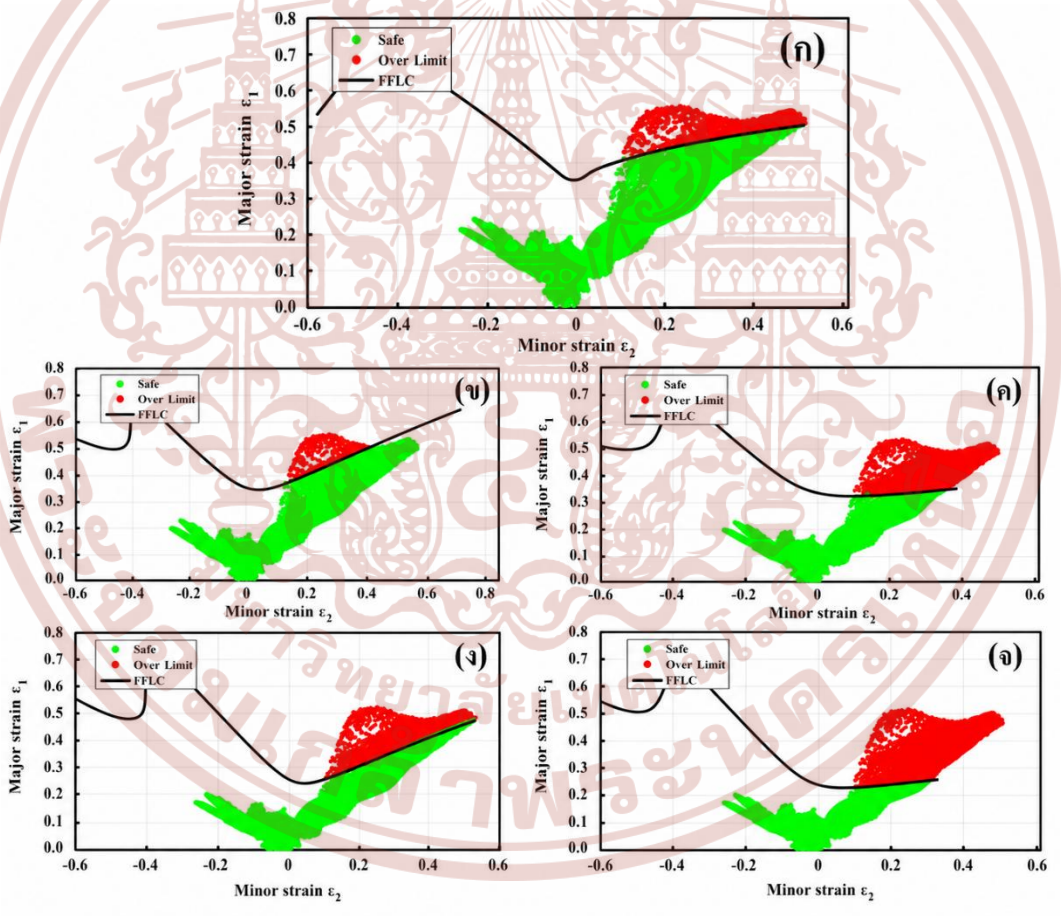
โดยสรุปแล้ว การประเมินความเสียหายโดยใช้เส้นโค้งที่แตกต่างกันนั้นจะมีความแตกต่างกันภายใต้เกณฑ์ความเสียหาย HC นั้นจะสามารถทำนายความเสียหายได้แต่จะเป็นการทำนายก่อนซึ่งอาจไม่เหมาะสมต่อการนำไปใช้ ในขณะเดียวกันนี้เกณฑ์ความเสียหาย DF2016 จะมีความแม่นยำและสอดคล้องกับเส้นทางความเครียดมากกว่า นอกจากนี้ การประสร้างเส้นโค้ง FFLC ภายใต้เกณฑ์การครากแอนไอโซทรอปิกจะช่วยให้สามารถทำนายความเสียหายได้มากยิ่งขึ้น ผลดังกล่างแสดงให้เห็นถึงความเหมาะสมของเส้นขีดจำกัดที่มีความเฉพาะเจาะจงกับผลเฉลยที่ได้จากการจำลองขึ้นรูปของแต่ละเกณฑ์การคราก



ภาพที่ 4-35 การประเมินความเสียหายการประเมินความเสียหายในชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ที่ขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลวด้วยเส้นโค้ง FFLC ที่คำนวณจากเกณฑ์ความเสียหาย DF2016 และ HC ด้วยวิธี (ก) คำนวณย้อนกลับ (ข) เชื่อมต่อเกณฑ์การครากแอนไอโซทรอปิก Yoshida2013

จากผลการประเมินความเสียหายด้วยเส้นทางความเครียดข้างต้นจะพบว่าเส้นโค้งแต่ละเส้นนั้นจะมีความแม่นยำที่แตกต่างกัน อย่างไรก็ดี การประเมินความเสียหายอาจสังเกตได้จากความเครียดทั้งชิ้นทดสอบ เช่นเดียวกันกับการประเมินด้วยเส้นทางความเครียด คู่อันดับความเครียดใดที่อยู่ใต้เส้นโค้งจะถือว่ายังไม่เสียหาย ในขณะเดียวกัน คู่อันดับใดอยู่เหนือเส้นโค้งจะถือว่าเกิดความเสียหาย

ผลของการประเมินความเสียหายด้วยคู่อันดับความเครียดภายใต้ผลการจำลอง IKH-HSHS(Yld2000-2d) และเส้นโค้ง EXP.-FFLC, DF2016-FFLC, HC-FFLC, DF2016(Yld2000-2d)-FFLC และ HC(Yld2000-2d)-FFLC จะสามารถสังเกตได้ดังภาพที่ 4-36 (ก) (ข) (ค) (ง) และ (จ) ตามลำดับ ในภาพภาพเหล่านี้ คู่อันดับความเครียดที่อยู่ใต้เส้น FFLC จะแสดงด้วยจุดสีเขียว (Safe Zone) และจุดที่อยู่เหนือเส้นขีดจำกัดจะแสดงด้วยสีแดง (Over Limit) จากภาพจะสังเกตว่า EXP.-FFLC และ DF2016(Yld2000-2d)-FFLC จะมีความสอดคล้องกันและในขณะที่ DF2016-FFLC จะแบ่งพื้นที่ความเสียหายได้น้อยที่สุด จากการเปรียบเทียบกันระหว่างเกณฑ์ความเสียหาย DF2016 และ HC จะพบว่า HC นั้นทำนายความเสียหายได้ก่อนแต่จะไม่เสมือนจริง [94]

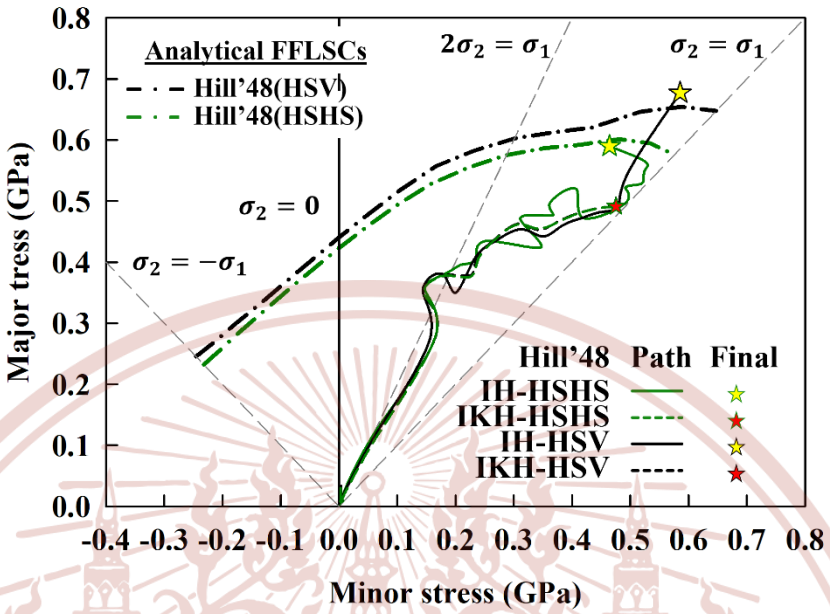


ภาพที่ 4-36 การจำแนกความเสียหายของการขึ้นรูปถังน้ำมันขึ้นรูปด้วยการกระจายตัวของความเครียดจริงหลักและรองตลอดทั้งชิ้นงานภายใต้แบบจำลอง IKH-HSHS(Yld2000-2d) และเส้นโค้ง FFLC ที่แตกต่างกัน ประกอบด้วย (ก) EXP.-FFLC (ข) DF2016-FFLC (ค) HC-FFLC (ง) DF2016(Yld2000-2d)-FFLC (จ) HC(Yld2000-2d)-FFLC

4.3.2 การประเมินความเสียหายในปริภูมิของความเค้น

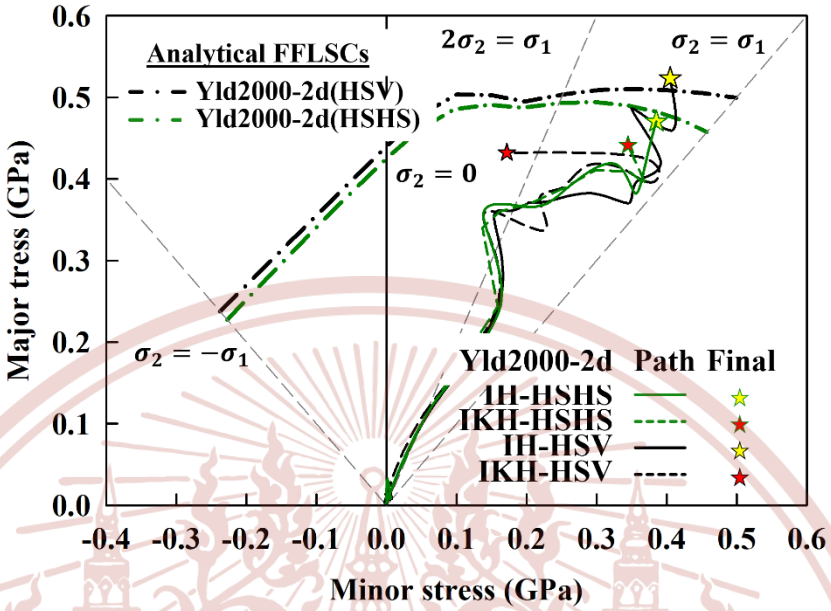
ในหัวข้อนี้จะเป็นผลการประเมินความเสียหายบนปริภูมิของความเค้นจริงหลักและรองเช่นเดียวกันกับการประเมินความเสียหายบนปริภูมิความเครียด คู่อันดับความเค้นใดอยู่ใต้บริเวณของเส้นขีดจำกัดจะถือว่ายังไม่เสียหาย และในขณะเดียวกันนี้ คู่อันดับความเค้นใดเลยขีดจำกัดขึ้นไปจะถือว่าเกิดความเสียหาย ผลการประเมินความเสียหายของชิ้นงานขึ้นรูปถังน้ำมันรถยนต์ด้วยเส้นโค้ง FFLSC เชิงวิเคราะห์ภายใต้เกณฑ์การคราก Hill'48 Yld2000-2d และ Yoshida2013 จะสามารถสังเกตได้ดังแสดงในภาพที่ 4-37 ภาพที่ 4-38 และ ภาพที่ 4-39 ตามลำดับ ภายใต้เกณฑ์การครากที่แตกต่างกัน เส้น FFLSC สีดำและสีเขียวจะเป็นเส้นโค้งภายใต้เส้นโค้งความเค้นไหล HSV และ HSHS ตามลำดับ นอกจากนี้ เส้นทางความเค้นภายใต้ IH-HSHS, IKH-HSHS, IH-HSV และ IKH-HSV จะแสดงโดยเส้นเต็มสีเขียว เส้นประสีเขียว เส้นเต็มสีดำ และเส้นประสีดำตามลำดับ ซึ่งจะมีจุดสุดท้ายแสดงการเกิดความเสียหายที่แสดงโดยดาวสีเหลืองเส้นขอบสีเขียว ดาวสีแดงเส้นขอบสีเขียว ดาวสีเหลืองเส้นขอบสำ และดาวสีแดงขอบสีดำตามลำดับในบริเวณปลายของแต่ละเส้นทาง

ภายใต้เกณฑ์การคราก Hill'48 การประเมินความเสียหายบนปริภูมิของความเค้นโดยใช้เส้นโค้ง FFLSC เชิงวิเคราะห์จะสามารถสังเกตได้ดังแสดงในภาพที่ 4-37 จากภาพจะสังเกตว่าเส้นทางความเค้นทั้ง 4 เส้นทางจะอยู่ในสภาวะความเค้นแบบความเครียดในระนาบในช่วงแรกและจะเบี่ยงเบนไปทางสภาวะความเค้นแบบดึงสองแกนเท่ากันในภายหลัง เส้นทางความเครียดนี้จะสอดคล้องกับเส้นทาความเครียดในหัวข้อที่ผ่านมา จากการเปรียบเทียบเส้นทางระหว่างสมมติฐานการแข็งตัวแบบ IH และ IKH จะพบว่า IKH จะมีเส้นทางที่สั้นกว่าจึงทำให้ FFLSC สามารถทำนายความเสียหายได้ ในทางตรงกันข้าม IH-HSHS และ IH-HSV ซึ่งมีเส้นทางที่สูงกว่าจะทำให้เส้นโค้ง FFLSC บ่งชี้ถึงสภาวะเสียหายได้ นอกจากนี้จะพบว่า IH-HSV จะมีความเค้นที่มากกว่า IH-HSHS ซึ่งผลดังกล่าวจะสอดคล้องกับพฤติกรรมเส้นโค้งความเค้นไหล ยิ่งไปกว่านั้นจะพบว่า เส้นทางความเค้น IH-HSV จะเข้าใกล้เส้นโค้ง Hill'48(HSV)-FFLSC และในขณะที่เส้นทางความเค้น IH-HSHS จะอยู่ใต้บริเวณเส้นโค้ง Hill'48(HSV)-FFLSC ผลดังกว่าจะแสดงให้เห็นถึงความสอดคล้องกันของเส้นทางความเครียดและเส้นลิมิตที่ใช้พารามิเตอร์สมกการการทำให้แข็งด้วยความเครียด และในขณะเดียวกันนี้ภายใต้การจำลองขึ้นรูปแบบ IKH จะมีความไม่สอดคล้องกับเส้นโค้งที่พัฒนามา



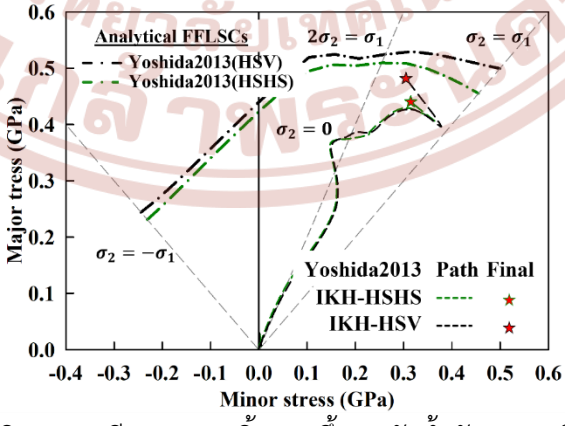
ภาพที่ 4-37 การประเมินความเสียหายของชิ้นงานขึ้นรูปถังน้ำมันรถยนต์ด้วยใต้เส้นโค้ง FFLSCs เชิงวิเคราะห์และเส้นทางความเค้นภายใต้เกณฑ์การคราก Hill'48

การประเมินความเสียหายของชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ด้วยเส้นโค้ง FFLSC เชิงวิเคราะห์และเส้นทางความเครียดภายใต้เกณฑ์การคราก Yld2000-2d จะสามารถสังเกตได้ดังแสดงในภาพที่ 4-38 จากภาพจะสังเกตได้ว่าเส้นทางทั้ง 4 เส้นจะอยู่ในสภาวะความเค้นแบบความเครียดในระนาบและเบี่ยงเบนไปทางด้านการดึงสองแกนเท่ากัน เช่นเดียวกันกับเกณฑ์การคราก Hill'48 ก่อนหน้า ภายใต้สมมติฐานการแข็งตัว IKH จะทำให้เส้นทางความเค้นมีความสั้นกว่าและส่งผลให้เส้นโค้ง FFLSC ไม่สามารถทำนายความเสียหายได้ ในขณะเดียวกันนี้ ภายใต้สมมติฐานการแข็งตัว IH จะมีเส้นทางที่สูงกว่าซึ่งจะตัดผ่านเส้นโค้ง FFLSC ที่พัฒนามา นอกจากนี้จะพบว่าเส้นทางความเค้น IH-HSV จะตัดผ่านเส้น Yld2000-2d(HSV)-FFLSC และในขณะที่เส้นทางความเค้น IH-HSHS จะตัดผ่านเส้นโค้ง Yld2000-2d(HSHS)-FFLSC ผลดังกล่าวนี้จะแสดงให้เห็นถึงความสอดคล้องสอดรับกันของเส้นโค้งและเส้นทางความเครียดภายใต้สมการการทำให้แข็งด้วยความเครียดเดียวกัน



ภาพที่ 4-38 การประเมินความเสียหายของชิ้นงานขึ้นรูปถังน้ำมันรถยนต์ด้วยใต้เส้นโค้ง FFLSCs เชิงวิเคราะห์และเส้นทางความเค้นภายใต้เกณฑ์การคราก Yld2000-2d

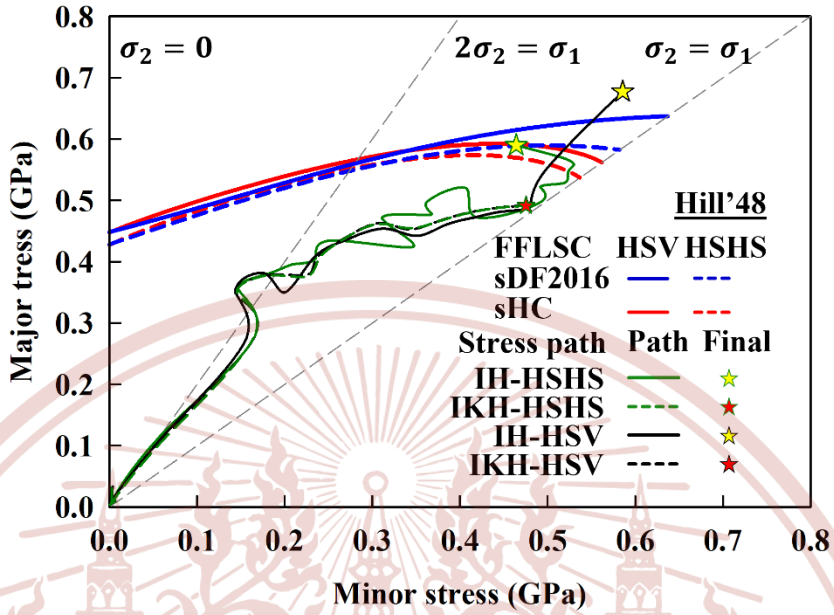
สำหรับผลการประเมินความเสียหายของชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ด้วยเส้นโค้ง FFLSC เชิงวิเคราะห์และเส้นทางความเครียดภายใต้เกณฑ์การคราก Yoshida2013 จะสามารถสังเกตได้ดังแสดงในภาพที่ 4-39 ที่กำหนดให้ต่อไปนี้ ในแผนภาพนี้จะมีเส้นทางความเค้นจำนวน 2 เส้นทางคือ IKH-HSV และ IKH-HSHS เท่านั้น จากภาพจะสังเกตได้อย่างชัดเจนถึงความไม่สอดคล้องกันระหว่างเส้นทางความเค้นและเส้นโค้ง FFLSC ที่พัฒนามา อย่างไรก็ดี อิทธิพลของสมการการทำให้แข็งด้วยความเครียดนั้นจะส่งผลให้เส้นทางความเครียดมีระดับของความเครียดที่แตกต่างกันและจะมีความสอดคล้องกับระดับความเค้นในเส้นขีดจำกัด โดย HSV จะมีความเค้นที่สูงกว่า HSHS



ภาพที่ 4-39 การประเมินความเสียหายของชิ้นงานขึ้นรูปถังน้ำมันรถยนต์ด้วยใต้เส้นโค้ง FFLSCs เชิงวิเคราะห์และเส้นทางความเค้นภายใต้เกณฑ์การคราก Yoshida2013

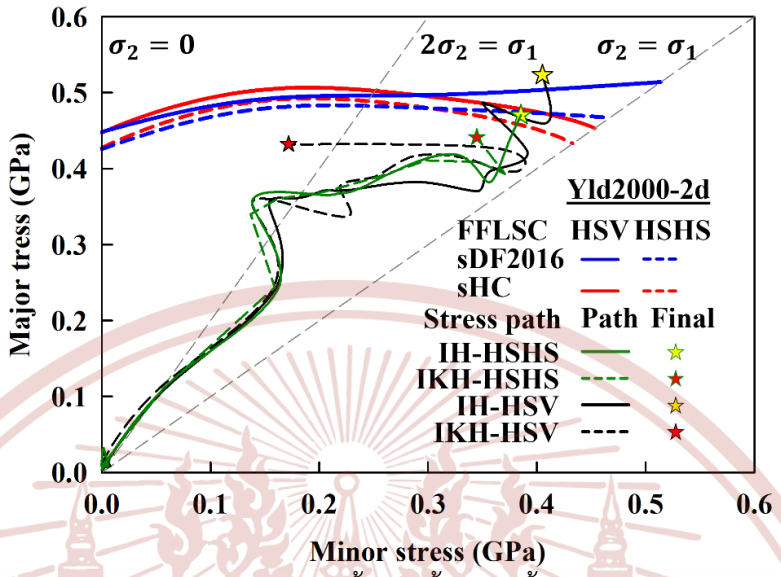
ในการประเมินความเสียหายบนปริภูมิของความเค้น นอกจากเส้นโค้ง FFLSC เชิงวิเคราะห์จะสามารถใช้ทำนายความเสียหายแล้ว ในงานวิจัยนี้ยังมีการนำเอาเกณฑ์ความเสียหาย sDF2016 และ sHC มาพัฒนาเป็นเส้นโค้ง FFLSC เพื่อใช้ในการประเมินความเสียหาย นอกจากนี้ การพัฒนาเส้นโค้งภายใต้เกณฑ์การคราก Hill'48 Yld2000-2d และ Yoshida2013 และมีผลการประเมินความเสียหายดังแสดงในภาพที่ 4-40 ภาพที่ 4-41 และภาพที่ 4-42 ตามลำดับ ในแผนภาพทั้งสามนี้ เส้นโค้ง sDF2016(HSV) sDF2016(HSHS) sHC(HSV) และ sHC(HSHS) ในแต่ละเกณฑ์การครากต่างๆ จะแสดงโดยเส้นเต็มสีน้ำเงิน เส้นประสีน้ำเงิน เส้นเต็มสีแดง และเส้นประสีแดงตามลำดับและจะแสดงในช่วงสภาวะความเค้นตั้งแต่การดึงแกนเดียวไปจนถึงการดึงสองแกนเท่ากัน สำหรับเส้นทางความเค้นจะมีเส้นทางความเค้นภายใต้ IH-HSHS IKH-HSHS IH-HSV และ IKH-HSV ซึ่งจะแสดงโดยเส้นเต็มสีเขียว เส้นประสีเขียว เส้นเต็มสีดำ และเส้นประสีดำตามลำดับ ซึ่งจะมีจุดสุดท้ายที่แสดงโดยดาวสีเหลืองเส้นขอบสีเขียว ดาวสีแดงเส้นขอบสีเขียว ดาวสีเหลืองเส้นขอบสำ และดาวสีแดงขอบสีดำตามลำดับในบริเวณปลายของแต่ละเส้นทาง

ผลของการประเมินความเสียหายของชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ในปริภูมิความเค้นที่มีเส้นโค้ง FFLSC เชิงทฤษฎี sDF2016 และ sHC ภายใต้เกณฑ์การคราก Hill'48 จะสามารถสังเกตได้ดังแสดงในภาพที่ 4-40 ที่กำหนดให้ต่อไปนี้ จากภาพจะสังเกตได้ว่าเส้นทางความเค้น IH-HSV จะตัดผ่านเส้นโค้ง sDF2016(HSV)-Hill'48 FFLSC ในขณะที่เส้นทางความเค้น IH-HSHS จะตัดผ่านเส้นโค้ง sHC(HSHS)-Hill'48 FFLSC และมีจุดสุดท้ายอยู่ที่ sDF2016(HSHS)-Hill'48 FFLSC ผลดังกล่าวจะแสดงให้เห็นถึงความแม่นยำของทั้งสองเกณฑ์ความเสียหายที่สามารถทำนายความเสียหายได้ภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ IH โดยที่ sHC จะทำนายความเสียหายได้ก่อน และ sDF2016 จะทำนายได้ภายหลังแต่จะมีความแม่นยำในการทำนายที่มากกว่า นอกจากนี้จะพบว่าเส้นโค้งที่พัฒนามาภายใต้แบบจำลองการแข็งตัวแบบ IH จะไม่สามารถทำนายความเสียหายของเส้นทางความเค้นภายใต้แบบจำลองการแข็งตัว IKH



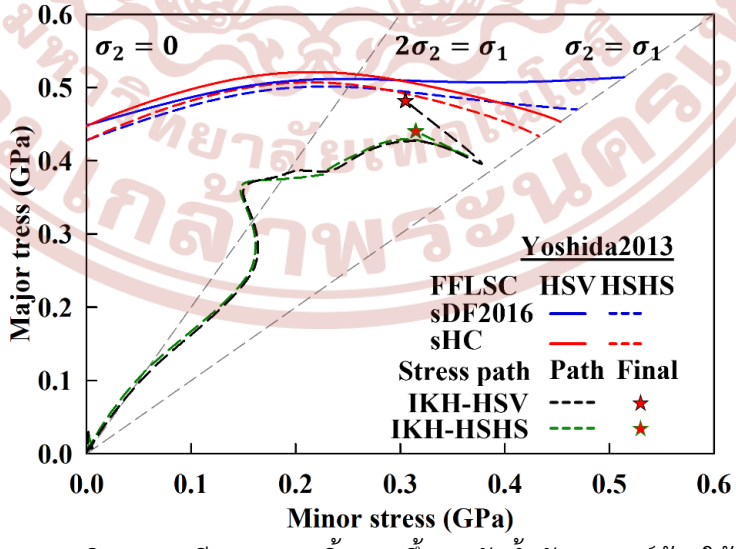
ภาพที่ 4-40 การประเมินความเสียหายของชิ้นงานขึ้นรูปถังน้ำมันรถยนต์ด้วยใต้เส้นโค้ง FFLSCs เชิงทฤษฎี sDF2016 และ sHC ร่วมกับเส้นทางความเค้นภายใต้เกณฑ์การคราก Hill'48

ผลของการประเมินความเสียหายของชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ในปริภูมิความเค้นที่มีเส้นโค้ง FFLSC เชิงทฤษฎี sDF2016 และ sHC ภายใต้เกณฑ์การคราก Yld2000-2d จะสามารถสังเกตได้ดังแสดงในภาพที่ 4-41 จากภาพจะสังเกตได้ว่าภายใต้สมมติฐานการ IKH เส้นโค้งที่พัฒนามาจะไม่สามารถทำนายความเสียหายได้ เช่นเดียวกันกับเกณฑ์การคราก Hill'48 ในเกณฑ์การครากนี้ เส้นทางความเค้น IH-HSV จะมีจุดเสียหายสุดท้ายที่อยู่ใกล้ sDF2016(HSV)-Yld2000-2d FFLSC มากกว่า sHC(HSV)-Yld2000-2d FFLSC เช่นเดียวกันนี้ เส้นทางความเครียด IH-HSHS จะตัดผ่าน sHC(HSHS)-Yld2000-2d FFLSC และ sDF2016(HSHS)-Yld2000-2d FFLSC และมีจุดเสียหายสุดท้ายอยู่เหนือทั้งสองเส้นซึ่งจะสอดคล้องกับ sDF2016 มากกว่า ผลดังกล่าวนี้จะแสดงให้เห็นถึงประสิทธิภาพการทำนายความเสียหายของเกณฑ์ความเสียหาย sDF2016 ที่มีมากกว่า sHC นอกจากนี้จะพบว่าเส้นโค้งที่พัฒนามาภายใต้แบบจำลองการแข็งตัวแบบ IH จะไม่สามารถทำนายความเสียหายของเส้นทางความเค้นภายใต้แบบจำลองการแข็งตัว IKH เช่นเดียวกันกับการประเมินความเสียหายภายใต้เกณฑ์การครากของ Hill'48



ภาพที่ 4-41 การประเมินความเสียหายของชิ้นงานขึ้นรูปถังน้ำมันรถยนต์ด้วยใต้เส้นโค้ง FFLSCs เชิงทฤษฎี sDF2016 และsHC ร่วมกับเส้นทางความเค้นภายใต้เกณฑ์การคราก Yld2000-2d

ผลของการประเมินความเสียหายของชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ในปริภูมิความเค้นที่มีเส้นโค้ง FFLSC เชิงทฤษฎี sDF2016 และ sHC ภายใต้เกณฑ์การคราก Yoshida2013 จะสามารถสังเกตได้ดังแสดงในภาพที่ 4-42 ที่กำหนดให้ต่อไปนี้ จากภาพจะสังเกตได้ว่าเส้นทางความเค้นภายใต้สมมติฐานการแข็งตัว IKH ทั้งสองเส้นทางจะไม่สอดคล้องกับเส้นโค้ง FFLSC ทั้ง 4 เส้น ที่พัฒนามาเช่นเดียวกับการใช้เส้นโค้งเชิงวิเคราะห์ที่ผ่านมา

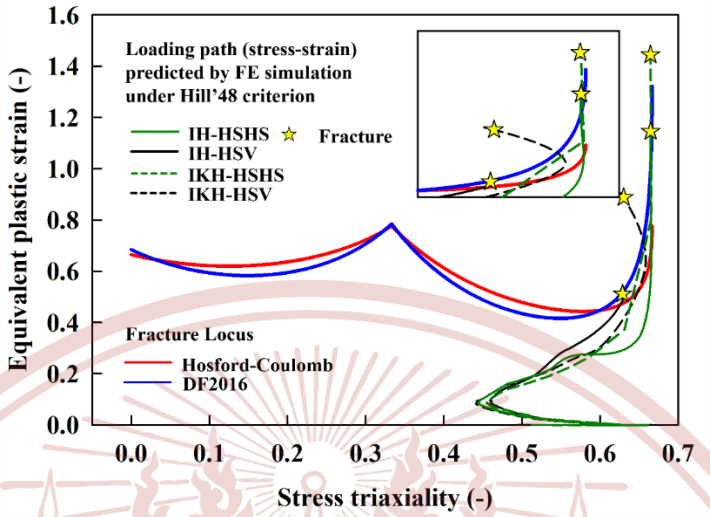


ภาพที่ 4-42 การประเมินความเสียหายของชิ้นงานขึ้นรูปถังน้ำมันรถยนต์ด้วยใต้เส้นโค้ง FFLSCs เชิงทฤษฎี sDF2016 และ sHC ร่วมกับเส้นทางความเค้นภายใต้เกณฑ์การคราก Yoshida2013

4.3.3 การประเมินความเสียหายในปริภูมิความเค้นในสามมิติ-ความเครียดสมมูล

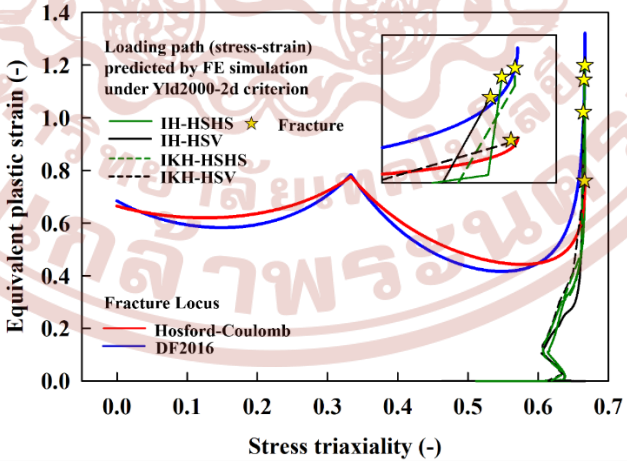
ในปริภูมิของคามเค้นในสามมิติ-ความเครียดสมมูลนี้จะมีเส้นโค้งความเสียหาย (Fracture Locus; FLs) ที่ได้จากการใช้เกณฑ์ความเสียหาย DF2016 และ HC เป็นโลคัสความเสียหายของเหล็กกล้าละมุน SPC270 ความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตร การประเมินความเสียหายในปริภูมินี้จะเป็นการใช้เส้นทางความเค้น-ความเครียด (Stress triaxiality-Equivalent plastic strain path) ในบริเวณวิกฤติยอดโดมของชิ้นงานขึ้นรูปถังน้ำมัน ผลการประเมินความเสียหายด้วยเส้นทางความเค้น-ความเครียดที่ได้จากการจำลองขึ้นรูปภายใต้เกณฑ์การคราก Hill'48, Yld2000-2d และ Yoshida2013 จะสามารถสังเกตได้ดังแสดงใน ภาพที่ 4-43 ภาพที่ 4-44 และภาพที่ 4-45 ตามลำดับ โดยในแผนภาพทั้ง 3 แผนภาพนี้โลคัสความเสียหายสีแดงและสีน้ำเงินจะเป็นเส้นโลคัสที่ทำนายโดยเกณฑ์ความเสียหาย HC และ DF2016 เส้นทางความเค้น-ความเครียดในแต่ละเกณฑ์การครากภายใต้สมมติฐาน IH จะแสดงด้วยเส้นเต็มและสมมติฐาน IKH จะแสดงด้วยเส้นประ ภายใต้เส้นโค้งความเค้นไหล HSV จะแสดงโดยเส้นทางสีดำและภายมใต้เส้นโค้งความเค้นไหล HSHS จะแสดงโดยเส้นทางสีเขียว และจุดสุดท้ายของเส้นทางความเค้นในสามมิติ-ความเครียดสมมูลแสดงถึงจุดที่เกิดความเสียหายของชิ้นงานขึ้นรูปของแต่ละแบบจำลองของวัสดุจะแสดงด้วยรูปดาวสีเหลือง

ผลของการประเมินความเสียหายด้วยเส้นทางความเค้น-ความเครียดภายใต้เกณฑ์การคราก Hill'48 จะสามารถสังเกตได้ดังแสดงในภาพที่ 4-43 ที่กำหนดให้ต่อไปนี้ จากภาพจะพบว่าเส้นทางความเค้น-ความเครียด IH-HSV นั้นมีเป็นเส้นทางที่สั้นที่สุดและมีเฉพาะเส้นโค้ง HC-FLs เท่านั้นที่ทำนายความเสียหายได้ แต่ในขณะเดียวกันนี้ เส้นทางความเค้น-ความเครียด IKH-HSV IH-HSHS และ IKH-HSHS จะมีค่าที่สูงมากและอยู่เหนือเส้น DF2016-FLs ซึ่งเป็นโลคัสที่สูงที่สุดในสภาวะความเค้นนี้ และเมื่อเปรียบเทียบกับการประเมินความเสียหายในปริภูมิของความเครียดจะพบว่าในปริภูมินี้เส้น DF2016-FLs จะสามารถทำนายความเสียหายได้ 3 เส้นทางความเค้น-ความเครียดในขณะที่ปริภูมิก่อนหน้าจะทำนายได้ 2 เส้นทาง



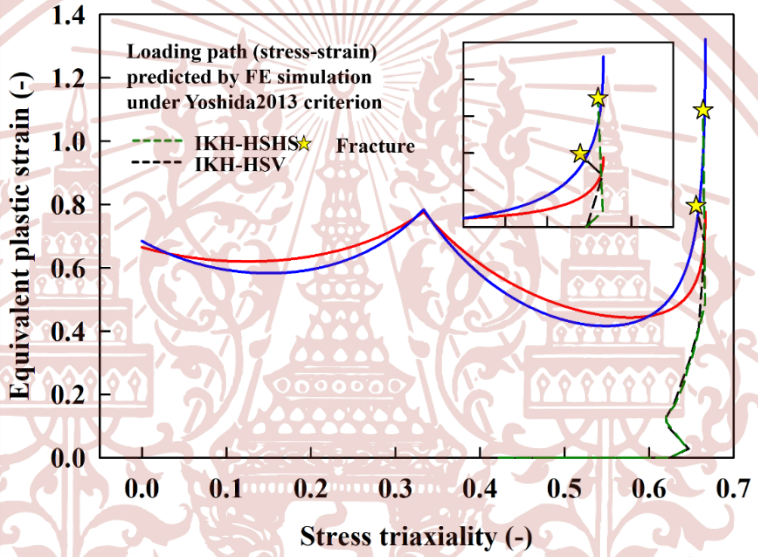
ภาพที่ 4-43 การประเมินความเสียหายด้วยโลคัสความเสียหายด้วยเส้นทางความเค้น-ความเครียดบริเวณวิกฤตของชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ที่ขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลวซึ่งทำนายโดยการจำลองขึ้นรูปภายใต้เกณฑ์การคราก Hill'48

ภายใต้เกณฑ์การคราก Yld2000-2d ผลการประเมินความเสียหายในปริภูมิความเค้น-ความเครียดจะสามารถสังเกตได้ดังแสดงในภาพที่ 4-44 ที่กำหนดให้ต่อไปนี้ จากภาพจะพบว่ามีเส้นทางความเค้น-ความเครียดจำนวน 3 เส้นทางที่เส้นโลคัส DF2016-FLs สามารถทำนายความเสียหายได้ คือ IH-HSV IH-HSHS IKH-HSHS แต่สำหรับ IKH-HSV นั้นจะมีเพียง HC-FLs เท่านั้นที่ทำนายความเสียหายได้ และเมื่อเทียบกับการประเมินความเสียหายบนปริภูมิของความเครียดจะพบว่าในปริภูมินี้จะมีความแม่นยำที่สูงกว่าที่สามารถทำนายความเสียหายในแบบจำลอง IKH-HSHS ได้



ภาพที่ 4-44 การประเมินความเสียหายด้วยโลคัสความเสียหายด้วยเส้นทางความเค้น-ความเครียดบริเวณวิกฤตของชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ที่ขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลวซึ่งทำนายโดยการจำลองขึ้นรูปภายใต้เกณฑ์การคราก Yld2000-2d

สำหรับผลการประเมินความเสียหายให้กับการจำลองขึ้นรูปภายใต้เกณฑ์การคราก Yoshida2013 จะสามารถสังเกตได้ดังแสดงในภาพที่ 4-45 ที่กำหนดให้ต่อไปนี้ โดยในแผนภาพนี้จะมีเส้นทางความเค้นความเครียดจำนวน 2 เส้น ที่มาจากการใช้เส้นโค้งความเค้นไหลที่แตกต่างกัน คือ IKH-HSV และ IKH-HSHS ดังแสดงด้วยเส้นประสีดำและสีเขียวตามลำดับ จากภาพจะพบว่าเส้นทางทั้งสองจะตัดผ่านเส้นโลคัส HC-FLs และไปหยุดอยู่เหนือเส้นโลคัส DF2016-FLs เล็กน้อย แต่เพื่อพิจารณาเทียบกันในปริภูมิของคามเครียดจะพบว่า เส้นโค้ง DF2016-FFLC นั้นจะสามารถทำนายความเสียหายได้เฉพาะ IKH-HSHS เท่านั้น

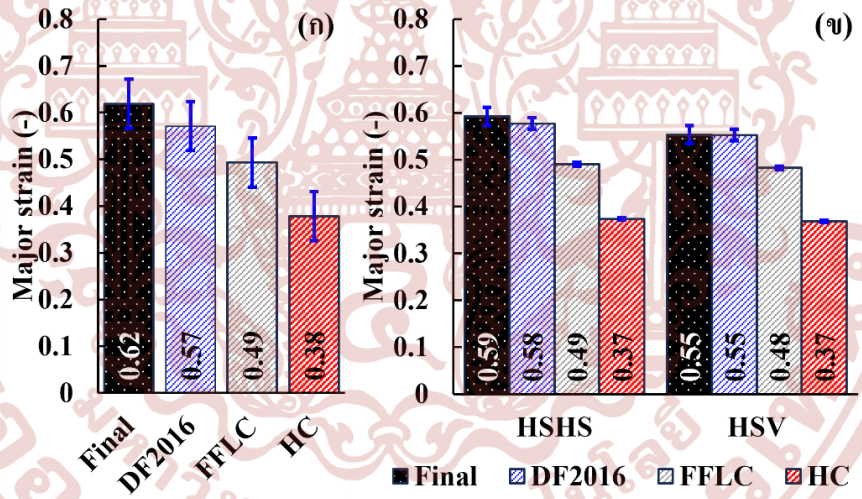


ภาพที่ 4-45 การประเมินความเสียหายด้วยโลคัสความเสียหายด้วยเส้นทางความเค้น-ความเครียดบริเวณวิกฤตของชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ที่ขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลว ซึ่งทำนายโดยการจำลองขึ้นรูปภายใต้เกณฑ์การคราก Yoshida2013

ในการประเมินความแม่นยำในการทำนายความเสียหายในแต่ละแผนภาพและเส้นโค้งขีดจำกัดความเสียหายแบบความเค้น ความเครียด และความเค้นในสามแกน-ความเครียดสมมูลจะสามารถประเมิณได้จากผลของค่าความเค้น หรือความเครียดสุดท้ายที่แสดงความเสียหายของชิ้นงานขึ้นรูป (Experimental Fracture, Exp. Fract.) เทียบกับสถานะของจุดตัดเส้นโค้งความเสียหายกับเส้นทางความเค้น ความเครียด ความเค้นในสามแกน-ความเครียดสมมูล หรือที่เรียกว่าเส้นวิธี Loading Path โดยจุดตัดดังกล่าวจะหมายถึงสถานะที่เส้นโค้งความเสียหายบ่งชี้ว่าชิ้นงานขึ้นรูปเกิดความเสียหาย และในขณะเดียวกันนี้ เมื่อเส้นวิถีมีจุดสุดท้ายอยู่ใต้บริเวณเส้นโค้งความเสียหายจะกว่าว่าเส้นโค้งดังกล่าวไม่มีความสามารถในการทำนายความเสียหาย

ภายใต้ปริภูมิของความเครียดจริงหลักและรองของ FFLD ผลการเปรียบเทียบจะสามารถสังเกตุได้ดังแสดงด้วยกราฟแท่งในภาพที่ 4-46 ที่กำหนดให้ต่อไปนี้ จากภาพแท่งสีดำจะแทนด้วย

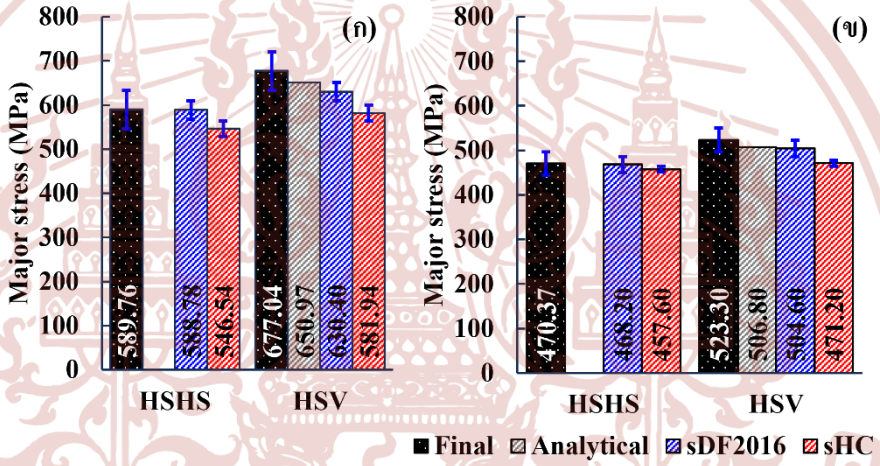
ค่าความเครียดหลักสุดท้ายจากเส้นทางความเครียด ความเครียดจริงหลักเสียหายที่ทำนายโดยเส้นโค้ง Exp.-FFLC, DF2016-FFLC และ HC-FFLC จะแสดงด้วยแท่งสีเทา สีน้ำเงิน และสีแดงตามลำดับ จากกราฟภาพที่ 4-46 (ก) จะพบว่าค่าสุดท้ายของเส้นทางความเครียดจะมีค่าที่สูงกว่าเส้นขีดจำกัดทั้งสามเส้น และจะพบว่าเส้นขีดจำกัดทั้งสามเส้นมีความสามารถในการทำนายความเสียหายที่แตกต่างกันอย่างมีนัยสำคัญในกรณีของเกณฑ์การครากแบบแอนไอโซทรอปิกของ Hill'48 แต่เมื่อเปรียบเทียบกับความเครียดสุดท้าย ณ จุดเสียหายจะพบว่า DF2016-FFLC นั้นมีความแตกต่างอย่างไม่มีนัยสำคัญ นั่นคือ เส้นโค้งขีดจำกัดความเสียหายดังกล่าวจะสามารถทำนายสถานะความเสียหายที่มีความใกล้เคียงกับความเครียดสูงสุด ณ จุดเสียหาย Experimental Fracture ในทางตรงกันข้ามจากภาพที่ 4-40 (ข) บนพื้นฐานความเค้นคราก Yld2000-2d เส้นโค้ง FL แบบ DF2016 สามารถทำนายความเครียดหลักได้ใกล้เคียงที่สุด แต่ผลการทำนายความเครียดจริงหลักระหว่าง HSV และ HSHS จะมีความแตกต่างกันอย่างไม่มีนัยสำคัญ



ภาพที่ 4-46 การเปรียบเทียบความเครียดหลักสูงสุดที่จุดสุดท้ายของเส้นทางความเครียดและค่าความเครียดที่ได้จากการทำนายโดยเส้น FFLC ที่แตกต่างกันโดยใช้เส้นทางความเครียดจากการจำลองภายใต้แบบจำลอง (ก) Hill'48-HSHS (ข) Yld2000-2d

ในกรณีของการประเมินความเสียหายบนปริภูมิความเค้น (σ_2,σ_1) การเปรียบเทียบกันของความเค้นจริงหลักจุดสุดท้ายที่แสดงความเสียหายของชิ้นทดสอบขึ้นรูปจริงและจุดเสียหายที่ได้จากการทำนายโดยเส้นโค้ง FFLSC จะสามารถสังเกตุได้ดังกราฟแท่งในภาพที่ 4-47 ดังต่อไปนี้ ในแผนภาพนี้กราฟแท่งสีดำ คือ ความเค้นสุดท้ายของเส้นทางความเค้นที่แสดงชิ้นงานขึ้นรูปเสียหายและความเค้นเสียหายของผลการทำนายด้วยเส้นขีดจำกัด Analytical, sDF2016 และ sHC จะแสดงโดยกราฟแท่งสีเทา สีน้ำเงิน และสีแดงตามลำดับ จากผลการเปรียบเทียบจะพบว่าทั้งความเค้น

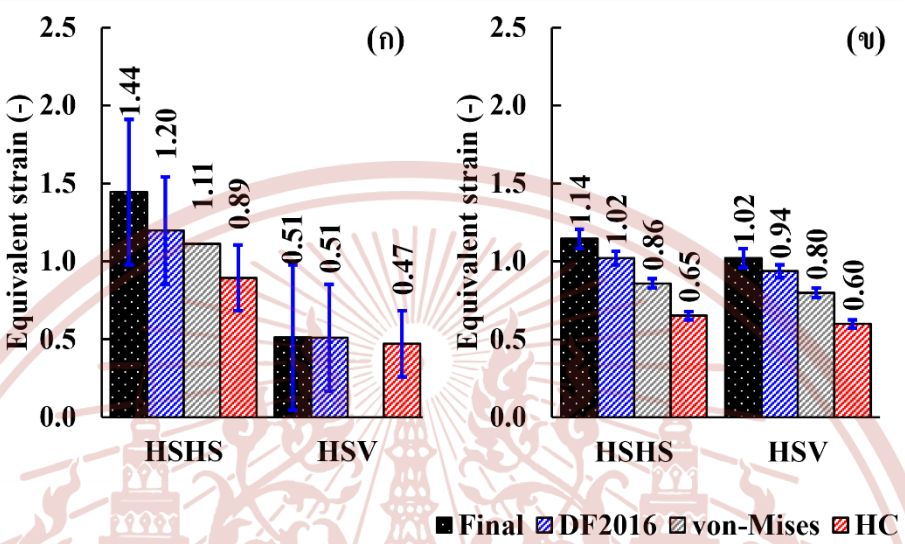
เสียหายจากการทดลองและความเค้นเสียหายที่ทำนายได้นั้นให้ผลที่แตกต่างอย่างไม่มีนัยสำคัญทั้งสองเกณฑ์การครากดังแสดงในภาพที่ 4-47 (ก) และ (ข) ผลดังกล่าวชี้ให้เห็นถึงความสอดคล้องกันเส้นทางความเค้นและเส้นขีดจำกัดที่สูง นั่นคือ เส้นโค้ง FFLSC จะมีประสิทธิภาพในการทำนายความเสียหายที่แม่นยำแม้ว่าเส้นขีดจำกัดจะพัฒนามาจากวิธีการใดก็ตาม ทั้งนี้จะพบว่า Exp. Fract. ที่อยู่เหนือเส้น FFLSC จะมีค่าไม่แตกต่างกับความเค้นเสียหายที่ทำนายโดยเส้นโค้ง Analytical FFLSC, sDF2016 และ sHC นอกจากนี้จะสามารถสังเกตได้ว่าความเค้นที่ได้จากเกณฑ์การคราก Hill'48 และ Yld2000-2d จะมีความแตกต่างของความเค้นค่ามากอย่างเห็นได้ชัดเจน



ภาพที่ 4-47 การเปรียบเทียบความเค้นหลักสูงสุด (Major Principal Stress) ที่จุดสุดท้ายกับความเค้นเสียหายที่ทำนายโดยเส้นโค้ง FFLSC ที่ตัดกับเส้นทางความเค้นที่ได้จากการจำลองขึ้นรูปภายใต้ (ก) Hill'48 (ข) Yld2000-2d

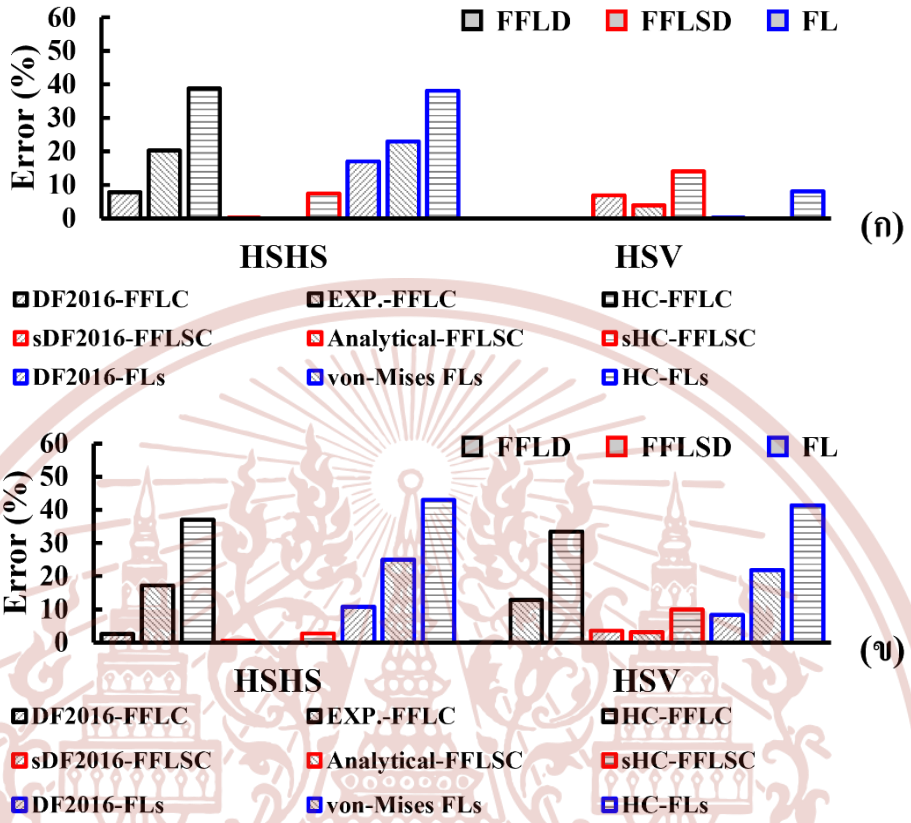
ภายใต้การประเมินความเสียหายด้วยแผนภาพความเสียหาย (Fracture Loci) ผลการเปรียบเทียบความเครียดสมมูลสุดท้ายและค่าที่ทำนายโดยเส้นขีดจำกัดความเสียหายจะสามารถแสดงดังภาพที่ 4-48 ที่กำหนดให้ต่อไปนี้ จากภาพความเครียดสมมูลสุดท้ายของทางความเค้น-ความเครียดจะแสดงโดยกราฟแท่งสีดำ และความเครียดสมมูลที่ได้จากการทำนายด้วย FLs ที่พัฒนาจาก von-Mises DF2016 และ HC จะแสดงด้วยกราฟแท่งสีเทา สำน้ำเงิน และสีแดงตามลำดับ จากภาพที่ 4-48 (ก) ซึ่งเป็นค่าภายใต้เกณฑ์การคราก Hill'48 จะมีความแตกต่างอย่างไม่มีนัยสำคัญ เฉาะเส้นโค้งขีดจำกัดความเสียหายภายใต้เส้นโค้งความเค้นไหลแบบ HSV ในทางตรงกันข้ามที่ใช้ HSHS ผลการทำนายความเสียหายมีความแตกต่างอย่างมีนัยสำคัญระหว่างเกณฑ์ความเสียหายที่แตกต่างกัน ในขณะเดียวกัน ภายใต้เกณ์การคราก Yld2000-2d ดังแสดงในภาพที่ 4-48

(ข) จะพบว่าความเค้นเสียหายมีความแตกต่างอย่างมีนัยสำคัญระหว่างความเครียดสุดท้ายและความเครียดเสียหายที่ทำนายโดยเส้นโค้ง FLs ใบแบบต่างๆ



ภาพที่ 4-48 การเปรียบเทียบกันของความเครียดสมมูลสุดท้ายโดยเส้นทางกับความเครียดสมมูลสุดท้ายซึ่งทำนายโดยเส้นโค้ง FLs ภายใต้ผลการจำลองขึ้นรูปด้วยแบบจำลอง (ก) Hill'48 (ข) Yld2000-2d

จากการเปรียบเทียบกันของความเครียดจริงหลัก ความเค้นจริงหลัก และความเครียดสมมูลของค่าสุดท้ายและค่าที่ได้จากการทำนายด้วยเส้นขีดจำกัดจะพบว่าเส้นขีดจำกัดแต่ละเส้นจะมีความแตกต่างในการทำนาย เพื่อแสดงให้เห็นถึงประสิทธิภาพของแต่ละแผนภาพจะสามารถนำค่าดังกล่าวมาคำนวณเป็นค่าความคลาดเคลื่อน Error (%) ได้ดังแสดงในภาพที่ 4-49 ที่กำหนดให้ต่อไปนี้ ในแผนภาพนี้กราฟสีดำจะแสดงผลความคลาดเคลื่อนของแผนภาพ FFLD สีแดงจะแสดงความคลาดเคลื่อนของแผนภาพ FLSD และสีน้ำเงินจะแสดงความคลาดเคลื่อนของแผนภาพความเสียหาย FL จากการาฟจะพบว่าแผนภาพ FFLD และ FL จะมีความคลาดเคลื่อนที่ใกล้เคียงกัน และแผนภาพ FFLSD จะมีความคลาดเคลื่อนที่น้อย ผลดังกล่าวชี้ให้เห็นว่าการประเมินความเสียหายบนพื้นฐานความเค้นจะมีประสิทธิภาพความแม่นยำที่สูงสุด และเมื่อเปรียบเทียบกันระหว่างเกณฑ์การครากทั้งสองบนเส้นแผนภาพ FFLSD จะพบว่าเกณฑ์การคราก Yld2000-2d จะมีประสิทธิภาพที่สูงกว่าเกณฑ์การคราก Hill'48 และเมื่อเปรียบเทียบกันระหว่างเส้นขีดจำกัดที่พัฒนาโดยวิธีปกติ (Exp.-FFLC Analytical-FFLSC) กับเส้นโค้งที่พัฒนาโดยเกณฑ์ความเสียหายจะพบว่า DF2016 และ sDF2016 จะมีประสิทธิภาพสูงสุดตามด้วยขีดจำกัดที่พัฒนาโดยวิธีการปกติและเกณฑ์ความเสียหาย HC sHC ตามลำดับ ผลดังกล่าวชี้ให้เห็นว่าการใช้เกณฑ์ความเสียหายที่แตกต่างกันก็จะให้ความแม่นยำที่แตกต่างกัน



ภาพที่ 4-49 การเปรียบเทียบความคลาดเคลื่อนของความเค้นหรือความเครียดสุดท้ายจากการทำนายด้วยเส้นโค้งขีดความเสียหายที่พัฒนาภายใต้เกณฑ์การคราก (ก) Hill'48 (ข) Yld2000-2d

บทที่ 5
สรุป อภิปรายผลการวิจัย และข้อเสนอแนะ

งานวิจัยนี้เป็นการศึกษาเชิงเปรียบเทียบของการทำนายการขึ้นรูปและการประเมินความเสียหายของชิ้นส่วนถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ที่ผ่านการขึ้นรูปด้วยกระบวนการแรงดันของเหลว (Sheet Hydroforming) ในเหล็กกล้าละมุน SPC270 ความหนาแผ่น 0.9 มิลลิเมตร มีวัตถุประสงค์ในการพัฒนาแบบจำลองขึ้นรูปและแผนภาพความเสียหายที่แตกต่างกันเพื่อใช้ในการทำนายขึ้นรูปและประเมินความเสียหายด้วยแบบจำลองเชิงพลาสติกที่แตกต่างกันอันจะส่งผลต่อความแม่นยำในการทำนายที่แตกต่างกัน

ในการจำลองขึ้นรูปจะมีการเปรียบเทียบกันระหว่างการใช้แบบจำลองวัสดุที่แตกต่างกัน คือ เกณฑ์การครากแบบแอนไอโซทรอปิกของ Hill'48 Yld2000-2d และ Yoshida2013 สมมติฐานการแข็งตัวจะใช้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ Isotropic Hardening (IH) และการแข็งตัวแบบ Combined Isotropic-Kinematic Hardening (IKH) นอกจากนี้เส้นโค้งความเค้นไหลภายใต้การรับภาระแบบสลับ (Cyclic Flow Stress) จะใช้ข้อมูลการทดสอบจากการดึงแกนเดียวและใช้แบบจำลองการแข็งตัวแบบคินิมาติกของ Y-U ในการทำนายเส้นโค้งความเค้นไหลแบบวัฏจักร และเส้นโค้งความเค้นไหลภายใต้การรับภาระแบบดึงแกนเดียวจะใช้ข้อมูลการทดสอบร่วมกับการใช้กฎการไหลแบบผสม Hybrid Swift-Voce (HSV) และ Hybrid Swift-Hocket-Sherby (HSHS) ในการประเมินความแม่นยำในการทำนายการเปลี่ยนรูปแบบแอนไอโซทรอปิกจะประเมินด้วยค่าความหนาชิ้นงานหลังขึ้นรูปในบริเวณ 22 จุดควบคุมคุณภาพ การไหลตัวเข้าแม่พิมพ์ (Draw-in) ค่าความสูงชิ้นงานที่เบี่ยงเบนไป (High Deviation) และมุมดีดกลับ (Spring Back)

ด้านการศึกษาความสามารถในการขึ้นรูปจะเป็นการประเมินด้วยแผนภาพความเสียหายในปริภูมิต่างๆ อาทิเช่น ความเครียดจริงหลัก-รอง ความเค้นจริงหลัก-รอง ความเค้นในสามแกน-ความเครียดสมมูล การพัฒนาแผนภาพดังกล่าวเป็นการพัฒนาจากการทดสอบขึ้นรูปจริงร่วมกับการคำนวณเชิงพลาสติก ในแผนภาพ FFLD จะเป็นการพัฒนาจากการทดสอบเปรียบเทียบกันกับการใช้เกณฑ์ความเสียหาย ในแผนภาพ FFLSD จะพัฒนาจาการการคำนวณเชิงวิเคราะห์เปรียบเทียบกับการคำนวณเชิงทฤษฎีของเกณฑ์ความเสียหาย และในแผนภาพ FL จะเป็นการพัฒนาโดยใช้ข้อมูลการทดสอบร่วมกับเกณฑ์ความเสียหาย เกณฑ์ความเสียหายที่ใช้ในการศึกษานี้ประกอบด้วย เกณฑ์ความเสียหาย DF2016 และเกณฑ์ความเสียหาย Hosford-Coulomb ที่อยู่ในปริภูมิความเค้นในสามแกน-ความเครียดพลาสติกสมมูล และปริภูมิความเค้นในสามแกน-ความเค้นประสิทธิผล จากการศึกษาเปรียบเทียบกันระหว่างแบบจำลองเชิงพลาสติกที่แตกต่างกัน ผลการศึกษาอาจเขียนเป็นข้อสรุปได้ดังต่อไปนี้

5.1 สรุป อภิปรายผลการวิจัย

5.1.1 การพัฒนาแบบจำลองขึ้นรูปเชิงพลาสติกสำหรับเหล็กกล้าละมุน SPC270 ภายใต้เกณฑ์การคราก ที่แตกต่างกัน ประกอบด้วยเกณฑ์การครากแอนไอโซทรอปิกของ Hill'48, Yld2000-2d และ Yoshida2013 จะพบว่าเกณฑ์การคราก Yld2000-2d และ Yoshida2013 จะมีความสอดคล้องกับผลความเค้นคราก จากการทดสอบมากกว่าเกณฑ์การคราก Hill'48 โดยเฉพาะอย่างยิ่งในบริเวณการดึงยืดสองแกน โดยวงโลคัสของเกณฑ์การคราก Hill'48 นี้จะมีค่าความเค้นที่สูงกว่าเกณฑ์การคราก Yld2000-2d และ Yoshida2013 นอกจากนี้ วงโลคัสนี้ยังชี้ให้เห็นถึงความสามารถในการเทียบเท่าของเกณฑ์การคราก Yoshida2013 ที่มีรูปร่างสอดคล้องกับผลการทดสอบที่สภาวะการดึงยืดสองแกนแม้มิได้ใช้ข้อมูลการทดสอบจริง

5.1.2 ในการเลือกใช้สมการการทำให้แข็งด้วยความเครียดแบบผสมของ HSV และ HSHS สำหรับเหล็กกล้าละมุน SPC270 จะทำให้เส้นแนวโน้มที่ทำนายมีความสอดคล้องกับผลการทดลองในช่วงบริเวณช่วงปลาย (Stability) ดังผลของค่าความคาดเคลื่อนที่มีแนวโน้มเข้าสู่ศูนย์ และเมื่อคำนวณค่าความเบี่ยงเบนจาการทดสอบในช่วงต้นจะพบว่ามีค่า RMS อยู่ที่ 1.14 และ 0.92 MPa ตามลำดับ ผลดังกล่าวชี้ให้เห็นถึงกฎการไหลแบบผสมที่มีความสอดคล้องกับการทดสอบที่สูงเมื่อเทียบกับกฎการไหลเชิงเดี่ยวที่มีความคลาดเคลื่อน RMS อยู่ในช่วง 1.93-0.78 MPa ของ Voce Hocket-Sherby Swift และมีแนวโน้มค่าความคลาดเคลื่อนที่สูงขึ้น

5.1.3 การใช้ประโยชน์ของโปรแกรมเชิงพานิชย์ MatPara® จะช่วยให้สามารถหาค่าตัวแปรของ Y-U model ที่ใช้อธิบายพฤติกรรมอิทธิพลของเบาชิงเกอร์ (Bauschinger Effect) ในเหล็กกล้าละมุน SPC270 โดยการใช้ข้อมูลที่ได้จากการทดสอบดึงแกนเดียวแทนข้อมูลที่ได้จากการทดสอบแบบดึง-กดสลับกัน และเมื่อนำไปใช้ในการจำลองขึ้นรูป ผลเฉลยที่ได้ก็ต่างมีความใกล้เคียงกับการจำลองภายใต้การแข็งตัวแบบ IH ซึ่งเป็นการจำลองทั่วไป ยิ่งไปกว่านั้นมีความแม่นยำในการทำนายการเปลี่ยนรูปที่ดีกว่าและมีความคลาดเคลื่อนจากการทดสอบที่น้อยกว่า

5.1.4 จากผลการเปรียบเทียบความหนา 22 จุดควบคุมคุณภาพในแนว RD DD TD บนชิ้นงานขึ้นรูปด้วยเหล็กกล้าละมุน SPC270 ระหว่างผลการทดสอบขึ้นรูปและผลการจำลองขึ้นรูปพบว่าผลทั้งสองมีความสอดคล้องทางพฤติกรรมที่เกิดขึ้น กล่าวคือ ในบริเวณตรงกลางจะมีการเปลี่ยนรูปมากซึ่งส่งผลตรงให้เกิดการลดความหนาที่สูงตาม ในทางตรงกันข้ามบริเวณขอบชิ้นงานที่มีการหนีบไว้ด้วยแรงเหยียบ Binder จะมีการลดความหนาที่น้อยหรืออาจเกิดความหนาที่เพิ่มขึ้น (Thickening) และเมื่อเปรียบเทียบกับลักษณะงานขึ้นรูปของ Lui และคณะ [41, 89-90] ก็จะพบว่ามีความสอดคล้องกันในเชิงของพฤติกรรมการลดความหนา เมื่อมีการเปรียบเทียบกันระหว่างผลการจำลองขึ้นรูปที่มีแบบจำลองที่แตกต่างกันจะพบว่า อิทธิพลของเส้นโค้งความเค้นไหล HSV และ HSHS จะมีความแตกต่างกันเล็กน้อย แต่เมื่อเปรียบเทียบกันระหว่างเกณฑ์การครากที่ใช้จะพบว่ามีความแตกต่างกัน

อย่างมีนัยสำคัญระหว่าง Yld2000-2d และ Yoshida2013 กับ Hill'48 โดยที่ Hill'48 ทำนายผลที่แม่นยำต่ำสุดหรือมีความคลาดเคลื่อนสูงสุด และนอกจากนี้ยังพบว่า เมื่อจำลองภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ IKH จะช่วยเพิ่มความแม่นยำของการจำลองมากกว่าการจำลองภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ IH ผลการเปรียบเทียบดังกล่าวชี้ให้เห็นถึงความสำคัญของการพัฒนา Material model ที่จะต้องมีการศึกษาเปรียบเทียบและพัฒนาให้มีความสอดคล้องกับพฤติกรรมที่แท้จริงของวัสดุ โดยเฉพาะอย่างยิ่งการเลือกใช้เกณฑ์การครากแอนไอโซทรอปิกซึ่งมีหน้าที่สำคัญในการควบคุมค่า r-value ของเหล็กแผ่นในแต่ละทิศทางที่ไม่เท่ากัน การเลือกใช้เกณฑ์การคราก Yld2000-2d ซึ่งมีการทดสอบที่มากกว่าก็จะส่งผลความแม่นยำที่สูงกว่า

5.1.5 ในเชิงของการเปรียบเทียบรูปร่างรูปทรงของชิ้นส่วนถังน้ำมันกับการทดสอบขึ้นรูปด้วยเหล็กกล้าละมุน SPC270 ซึ่งเป็นการแสดงผลโดยค่าความสูงที่เบี่ยงเบน (High Deviation) ระหว่างชิ้นงานขึ้นรูปจริงและผลการจำลองจะสามารถแสดงให้เห็นว่าบริเวณใดเกิด spring back และบริเวณใดเกิด spring go จากผลการแสดงเฉดสีบนผิวชิ้นงานจำลองจะพบว่าในบริเวณมุมปีกชิ้นงานจะเกิดการดีดกลับทแบบ spring back ที่สูงและในขณะที่ผนังด้านข้างมักจะเกิดการดีดกลับแบบ spring go นอกจากนี้ ในบริเวณมุมเว้าเข้าไปในแม่พิมพ์ที่มีความซับซ้อนสูงจะพบว่าผลการจำลองมีค่าที่สูงกว่าอันเนื่องมาจากการคำนวณ แต่ในทางปฏิบัติจะพบว่าการขึ้นรูปจริงนั้นไม่สามารถทำได้ และเมื่อเปรียบเทียบกันระหว่างผลจำลองภายใต้สมมติฐานการแข็งตัวแบบ IH และ IKH จะพบว่า IH จะให้ค่าการดีดตัวกลับที่สูง ในทางตรงกันข้าม IKH จะให้ค่าการดีดตัวกลับที่น้อยกว่าการทดลอง ผลดังกล่าวชี้ให้เห็นถึงการใช้ แบบจำลองวัสดุ (Material model) ที่แตกต่างกัน โดยจะสังเกตได้ว่า การครากแบบ IH จะเป็นการขยายความเค้นครากออกไปแบบต่อเนื่องทิศทางเดียวทำให้เกิดความเค้นที่สูง แต่ในขณะเดียวกัน การครากแบบ IKH จะมีการเลื่อนแบบคินิมาติกร่วมกับการขยายทำให้ความเค้นที่คำนวณได้มีค่าน้อยและจะส่งผลให้การดีดตัวกลับที่น้อยตามด้วย และเมื่อเปรียบเทียบกันระหว่างเกณฑ์การครากใช้ทำนายที่แตกต่างกันก็จะพบว่า Hill'48 จะทำนายการดีดตัวกลับที่สูงอันเนื่องมาจากโลคัสการครากที่สูงกว่าเกณฑ์การครากอื่นๆ หรือเกณฑ์การคราก Yld2000-2d ที่มีวงโลคัสที่แคบที่สุดก็จะมีการทำนายการดีดตัวกลับที่น้อยที่สุด และเมื่อทำการวัดผล จำแนกสัดส่วนค่าความเบี่ยงเบนออกเป็นช่วงจะพบว่า ในช่วงการเบี่ยงเบนที่น้อยสุด ±0.9 มิลลิเมตร จะพบว่าการจำลองภายใต้ IKH นั้นจะให้ความใกล้เคียงที่สูงกว่า IH และเมื่อเปรียบเทียบกันระหว่างเกณฑ์การครากทั้งสามจะพบว่า Yoshida2013 จะมีปรสิทธิภาพสูงสุดตามด้วยเกณฑ์การคราก Yld2000-2d และ Hill'48 ตามลำดับ นอกจากนี้ ผลของค่า High Deviation นี้จะมีความสืบเนื่องไปถึงค่าของมุมการดีดตัวกลับที่ปีกทั้งสองข้างเมื่อเทียบกับ Datum ที่ราบเรียบไม่เกิด spring back/go โดยภายใต้ IH จะเกิด spring back ที่สูงกว่า IKH และเกณฑ์การคราก Hill'48 จะให้ค่าทำนายที่สูงสุด กล่าวโดยสรุปในการทำนายผลการดีดตัวกลับ แบบจำลองการแข็งตัวแบบ IKH และเกณฑ์การคราก

Yoshida2013 จะสามารถทำนายผลการดีดตัวกลับที่แม่นยำกว่าการแข็งตัวแบบ IH และเกณฑ์การครากแอนไอโซทรอปิก Hill'48 และ Yld2000-2d อันเนื่องมาจากแบบจำลองดังกล่าวมีการพัฒนาสำหรับทำนายการดีดตัวกลับโดยเฉพาะ

5.1.6 จากผลการทำนายการไหลตัวเข้าแม่พิมพ์ (Draw-in) บริเวณขอบชิ้นงานขึ้นรูปด้วยเหล็กกล้าละมุน SPC270 รอบทิศทางจะชี้ให้เห็นถึงการออกแบบสำหรับแก้ปัญหาการไหลตัวเร็วซึ่งเป็นสาเหตุสำคัญที่ก่อให้เกิดการย่นหรือโป่ง จากผลการเปรียบเทียบกันระหว่าง Part Scanning กับการจำลองภายใต้การใช้จุดอ้างอิงแบบ Best fit จะพบว่าการจำลองนั้นมีการทำนายการไหลเข้าที่น้อยกว่าชิ้นงานขึ้นรูปจริงในทุกแบบจำลอง แต่อย่างไรก็ดี ลักษณะของพฤติกรรมการไหลเข้านั้นจะมีความสอดคล้องสูงซึ่งจะสามารถสังเกตุได้จากผลของค่าระยะไหลเข้า 28 จุด หรือค่า RMS Error ที่อยู่ในช่วง 4.93-11.57 มิลลิเมตร และเมื่อเปรียบเทียบกันระหว่างการจำลองภายใต้ IH และ IKH จะพบว่ามีความแตกต่างกันอย่างไม่มีนัยสำคัญ ผลดังกล่าวชี้ให้เห็นว่า Y-U model จะไม่ทำให้ผลการทำนายการไหลตัว แต่ในขณะเดียวกันนี้จะพบว่าการใช้เกณฑ์การครากแอนไอโซทรอปิกจะทำให้เกิดความแตกต่างอย่างมีนัยสำคัญโดยเฉพาะเกณฑ์การคราก Hill'48 และ Yld2000-2d หรือ Yoshida2013 ผลของการแตกต่างนี้เป็นผลอันเนื่องมาจากการไหลตัวตลอดการเปลี่ยนรูปพลาสติกที่ไม่เท่ากันของวัสดุ เกณฑ์การครากซึ่งมีบทบาทในการทำนายการไหลตัวและเปลี่ยนรูปก็จะส่งผลที่แตกต่างกันเมื่อใช้เกณฑ์ที่แตกต่างกัน ผลดังกล่าวแสดงถึงความสำคัญของเกณฑ์การครากที่มีผลต่อการทำนายชิ้นงานที่มีการไหลตัวสูงและมีความเป็นแอนไอโซทรอปิกสูง

5.1.7 จากผลการเปรียบเทียบผลของรูปร่าง Profile ใน section ขวางตามแนว TD ของชิ้นงานซึ่งตัดผ่านรูปร่างรูปทรงของมุมเว้าจะพบว่าการขึ้นรูปจริงไม่สามารถทำให้ได้รูปร่างตามที่ต้องการถึงแม้จะมีการพัฒนาปัจจัยกระบวนการ แต่ในขณะเดียวกันนี้ การจำลองขึ้นรูปสามารถทำนายรูปร่างอันซับซ้อนดังกล่าวได้

5.1.8 ในการทำนายผลของการดีดตัวกลับ (Spring Back) ของเหล็กกล้าละมุน SPC270 บริเวณปีกมุมชิ้นส่วนขึ้นรูปจะพบว่าการทำนายการเปลี่ยนรูปจะมีทั้งการดีดตัวกลับแบบ Spring-back และ Spring-go จากการทดสอบขึ้นรูปจริงจะพบว่ามุมดีดตัวกลับทั้งสองข้างเกิดการดีดตัวกลับแบบ Spring-back สำหรับการทำนายการดีดตัวกลับพบว่าภายใต้การแข็งตัวแบบ IH ซึ่งมีความเค้นที่สูงกว่าจะให้มุมการดีดตัวกลับที่สูงกว่าการแข็งตัวแบบผสม IKH จากผลการเปรียบเทียบกับค่าที่ได้จากการทดสอบขึ้นรูปจริงจะพบว่าการแข็งตัวแบบผสม IKH จะทำนายผลมีความใกล้เคียงการทดสอบขึ้นรูปจริงกว่าการทำนายภายใต้แบบจำลองการแข็งตัว IH ผลดังกล่าวชี้ให้เห็นถึงข้อดีของแบบจำลองการแข็งตัวแบบ IKH ที่ทำนายผลได้เสมือนจริง นอกจากนี้จะพบว่าเกณฑ์การครากแบบแอนไอโซทรอปิก Yoshida2013 จะทำนายผลการดีดตัวกลับที่แม่นยำที่สุดเมื่อเปรียบเทียบกับเกณฑ์การคราก

Yld2000-2d และ Hill'48 หรือเปรียบเทียบกับเกณฑ์การคราก Yld2000-2d และ Hill'48 ภายใต้การแข็งตัวแบบ IH

5.1.9 การทดสอบขึ้นรูปโดมครึ่งทรงกลม Nakajima ร่วมกับการทดสอบดึงแกนเดียวของ Butterfly Combined Loading และ Butterfly Pure Shear จะสามารถนำมาสร้างเส้น FFLC ที่มีสภาวะความเค้นควบคุมตั้งแต่การเฉือนบริสุทธิ์ การดึงแกนเดียว ความเครียดในระนาบ และการดึงสองแกนเท่ากัน ซึ่งเป็นสภาวะความเค้นที่ครอบคลุมความเสียหายที่อาจเกิดขึ้นได้กับงานขึ้นรูปโลหะแผ่น จากการเปรียบเทียบงานวิจัยของ Kim และคณะ [93] จะพบว่าเส้นโค้งของเหล็กกล้าละมุน SPC270 ที่พัฒนาจะมีความสอดคล้องกัน โดยมีค่าความเครียดจริงหลักที่จุดต่ำสุด (ความเครียดในระนาบ) ประมาณ 0.39 จากผลของความเครียดจริงหลักและรองในแต่ละชิ้นทดสอบที่ได้จากการทดลองจะสามารถนำไปคำนวณความเครียดสมมูลเพื่องสร้างแผนภาพความเสียหาย FL และจะสามารถนำไปคำนวณเป็นความเค้นในการพัฒนาแผนภาพ FFLSD ร่วมกับพารามิเตอร์เกณฑ์การครากและสมการการทำให้แข็งด้วยความเครียด

5.1.10 จากผลการคำนวณย้อนรอยจาก FLs เป็น FFLC ของเหล็กกล้าละมุน SPC270 จะพบว่าในบริเวณความเครียดในระนาบจนถึงการดึงสองแกนเท่ากัน Hosford-Coulomb จะให้เส้นลิมิตที่ต่ำกว่าการทดลองในขณะที่ DF2016 จะให้เส้นลิมิตที่สอดคล้องกับการทดสอบสูง และเมื่อมีการคำนวณร่วมกับพารามิเตอร์เกณฑ์การครากแอนไอโซทรอปิก Hill'48 Yld2000-2d และ Yoshida2013 โดยอาศัยกฎของ Associated Flow Rule; AFR จะพบว่าเส้นลิมิตจะมีการลดลงตั้งแต่สภาวะความเค้นการดึงแกนเดียวจนถึงการดึงสองแกนเท่ากันและในสภาวะความเค้นแบบเฉือนบริสุทธิ์ และเมื่อเปรียบเทียบกันระหว่างเกณฑ์การครากจะพบว่า Hill'48 ซึ่งมีค่าพารามิเตอร์อัตราส่วนความเค้น (Stress Ratio Parameter) ที่สูงจะทำให้ความเครียดจริงหลักจากการคำนวณลดลง จากผลการพัฒนานี้จะชี้ให้เห็นว่าเกณฑ์ความเสียหายที่แตกต่างกันจะช่วยให้เส้นลิมิตมีความสอดคล้องกับการทดลอง และการคำนวณด้วยกฎการไหล AFR จะช่วยให้เส้นลิมิตลดลง ผลดังกล่าวนี้จะสอดคล้องกับงานวิจัยที่ผ่านมา [22, 23] ซึ่งการคำนวณผ่านพารามิเตอร์แอนไอโซทรอปิกจะทำให้เส้นลิมิตต่างกัน

5.1.11 จากผลการพัฒนาสร้างเส้นโค้ง FFLSC โดยการคำนวณเชิงวิเคราะห์ในเหล็กกล้าละมุน SPC270 จะพบว่าตั้งแต่สภาวะความเค้นความเครียดในระนาบจนถึงการดึงสองแกนเท่ากันเส้นขีดจำกัดจะมีความแตกต่างกันเมื่อใช้เกณฑ์การครากที่แตกต่างกัน โดยเกณฑ์การคราก Hill'48 จะมีค่าความเค้นที่สูงสุดและมีความเค้นของเส้นขีดจำกัดที่ลดลงเป็นลำดับ คือ Yoshida2013 และ Yld2000-2d ซึ่งเป็นผลอันเนื่องมาจากโลคัสของแต่ละเกณฑ์การครากที่แตกต่างกัน นอกจากนี้ เส้นโค้งความเค้นไหล HSV และ HSHS จะทำให้ความเค้นแตกต่างกันเล็กน้อยโดย HSV จะมีค่าที่สูงกว่าสำหรับเส้นโค้ง FFLSC ที่ได้จาการคำนวณเชิงทฤษฎีของเกณฑ์ความเสียหาย sHC และ sDF2016

ร่วมกับพารามิเตอร์เกณฑ์การคราก สมการการทำให้แข็งด้วยความเครียดจะพบว่าลักษณะเส้นโค้งและระดับของความเค้นหลักในแต่ละสภาวะความเค้นมีความใกล้เคียงกับการคำนวณเชิงวิเคราะห์ กล่าวคือ เกณฑ์การครากจะมีอิทธิพลทำให้เกิดข้อแตกต่างกันและสมการการทำให้แข็งด้วยความเครียดจะทำให้แตกต่างกันเล็กน้อย ผลของอิทธิอพลของเกณฑ์การครากและสมการการทำให้แข็งด้วยความเครียดนี้จะมีความสอดคล้องกับงานวิจัยของ Panich และคณะ [67,95]

5.1.12 จากผลการพัฒนาเส้นโค้งความเสียหาย FLs ของเหล็กกล้าละมุน SPC270 โดยใช้การใช้ข้อมูลการทดสอบร่วมกับเกณฑ์ความเสียหาย Hosford-Coulomb และ DF2016 จะพบว่า DF2016 จะมีความสอดคล้องกับข้อมูลการทดสอบสูงตลอดทุกสภาวะความเค้น โดยเฉพาะอย่างยิ่งในสภาวะความเค้นแบบดึงสองแกน โดยในเกณฑ์ความเสียหาย DF2016 นี้จะสามารถประเส้นขีดจำกัดให้สอดคล้องได้ ในขณะเดียวกัน เกณฑ์ความเสียหาย Hosford-Coulomb จะมีข้อจำกัดในการทำนายลิมิตในสภาวะความเค้นดังกล่าว ซึ่งมักจะมีเส้นขีดจำกีดที่ต่ำกว่าและมักเรียกว่า Damage Initiation

5.1.13 จากผลการประเมินความเสียหายบนปริภูมิของความเครียดจริงหลักและรอง (FFLD) ของเหล็กกล้าละมุน SPC270 จะพบว่าในกรณีของการขึ้นรูปสำเร็จจะมีการกระจายของความเครียดที่อยู่ใต้เส้น FFLC ที่พัฒนามาซึ่งหมายถึงชิ้นงานปราศจากรอยฉีกขาดใดๆ สำหรับกรณีที่ขึ้นรูปจนเสียหาย จากผลของการศึกษาการกระจายตัวของความเครียดจระพบว่าชิ้นงานจะเสียหายบริเวณยอดโดมถังน้ำมันซึ่งมีสภาวะความเค้นอยู่ระหว่างความเครียดในระนาบและการดึงสองแกนเท่ากัน และเมื่อเลือกเส้นทางความเครียดบริเวณจุดเสียหายมาศึกษาจะพบว่าเส้น FFLC พี่พัฒนามาสามรถบ่งชี้ถึงสภาวะความเสียหายได้ โดยเฉพาะอย่างยิ่ง DF2016-FFLC ซึ่งเป็นเส้นขีดจำกัดที่มีความสอดคล้องกับ Final Starin มากที่สุด อย่างไรก็ดี เส้น FFLC ที่คำนวณผ่าน AFR นั้นจะสามารถทำนายความเสียหายได้แต่ไม่สอดคล้องกับสถานะความเสียหายจริงอันเนื่องจากเส้นขีดจำกัดที่อยู่ต่ำมากเกินไป ซึ่งผลดังกล่าวจะมีความสอดคล้องกับงานวิจัยที่ผ่านมา [61, 94] ผลดังกล่าวนี้จะมีความสอดคล้องกับการประเมินความเสียหายในปริภูมิความเค้น-ความเครียด (FL) กล่าวคือ DF2016 จะมีความสอดคล้องกับ Loading Path มากกว่าเกณฑ์ความเสียหาย HC

5.1.14 จากการประเมินความเสียหายในปริภูมิของความเค้น FFLSD ของเหล็กกล้าละมุน SPC270 จะพบว่าเส้นทางความเค้น (Stress Path) ของแต่ละเกณฑ์การครากจะมี ให้ค่าความเค้นเสียหายภายใต้การทดสอบขึ้นรูปจริง (Experimental Fracture Stress) สอดคล้องกันในแต่ละเส้นขีดจำกัดที่พัฒนาจากเกณฑ์การครากนั้นๆ นอกจากนี้ อิทธิพลของสมการการทำให้แข็งด้วยความเครียดระหว่าง HSV และ HSHS ก็จะส่งผลให้ค่าความเค้นเสียหายภายใต้การทดสอบขึ้นรูปจริงมีความสอดคล้องกับเส้นขีดจำกัดที่พัฒนามาจากสมการการทำให้แข็งด้วยความเครียด ภายใต้ผลการจำลองภายใต้แบบจำลองการแข็งตัวแบบ IH เส้น FFLSCs ที่พัฒนามาจะสามารถทำนายความ

เสียหายได้ ในทางตรงกันข้าม เส้นขีดจำกัด FFLSCs ที่พัฒนามาจะไม่สามรถทำนายความเสียหายในชิ้นงานจำลองขึ้นรูปภายใต้ IKH โดยเส้นทางดังกล่าวนั้นจะมีความเค้นที่ต่ำอันเนื่องจากการเลื่อนประกอบการขยาย ผลดังกล่าวชี้ให้เห็นถึงข้อจำกัดของเส้น FFLSC ที่จะนำไปประเมินความเสียหายภายใต้การจำลองแบบ IKH ซึ่งจะไม่สามารถบ่งบอกถึงสถานะของการเกิดความเสียหายได้

5.1.15 จากการพิจารณาเปรียบเทียบเส้นทางและความเครียด ณ จุดที่ชิ้นงานทดสอบขึ้นรูปเกิดความเสียหาย Loading Path และจุดตัดเส้นขีดจำกัดแต่ละปริภูมิจะพบว่าความเค้นและความเครียดเสียหายนั้นในเหล็กกล้าละมุน SPC270 จะอยู่สูงกว่าเส้นขีดจำกัดในทุกปริภูมิเล็กน้อย และมีเกณฑ์ความเสียหาย DF2016 ที่มีความสอดคล้องและความแม่นยำในนการทำนายความเสียหายมากที่สุดเมื่อเปรียบเทียบกับผลของความเสียหายจากการทดสอบ ผลดังกล่าวเป็นผลอันเนื่องมาจากากชิ้นงานขึ้นรูปด้วยกระบวนการ Sheet Hydroforming ที่ช่วยสนับสนุนความสามารถในการขึ้นรูป (Formability) จากการขึ้นรูปที่มีความเสียทานน้อยมากให้สูงขึ้น การใช้เส้นขีดจำกัดที่แตกต่างกันทั้งแบบการคำนวณแบบปกติทั่วไปและการใช้ทฤษฎีความเสียหายจะมีความแตกต่างอย่างมีนัยสำคัญ และเมื่อเปรียบเทียบกันระหว่างปริภูมิจะพบว่า FFLSD นั้นจะจะทำนายความเสียหายมีความแม่นยำที่สูงในกว่า FFLD และ FL โดยแผนภาพทั้งสองนั้นจะมีประสิทธิภาพใกล้เคียงกันสำหรับชิ้นงานขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลว

5.2 สรุปและอภิปรายผลการวิจัยเกี่ยวกับการจำลองการเปลี่ยนรูปพลาสติกแอนไอโซทรอปิก

ตารางที่ 5-1 ข้อสรุปผลการวิจัยและการอภิปรายผล

หัวข้อ / ประเด็นการศึกษาวิจัย	**สรุปผลการวิจัยและผลการอภิปราย**
5.1.1 แบบจำลองเกณฑ์การคราก (Yield Criteria: Hill'48, Yld2000-2d, Yoshida2013)	Yld2000-2dและYoshida2013 ให้ผลสอดคล้องกับความเค้นครากจากการทดสอบมากกว่าHill'48 โดยเฉพาะบริเวณการดึงยืดสองแกน เนื่องจากวงโลคัสของ Hill'48 ให้ค่าความเค้นสูงกว่า ทั้งนี้ วงโลคัสของ Yoshida2013 แสดงความสามารถในทำนายผลเทียบเท่า Yld2000-2d แม้ไม่ได้ใช้ข้อมูลการทดสอบจริงของค่าความเค้นคราก และค่าสัมประสิทธิ์แอนไอโซทรอปีที่สภาวะการดึงยืดสองแกนเท่ากันและค่าการทดสอบการดึง-กดสลับ (Cyclic test)

ตารางที่ 5-1 (ต่อ)

หัวข้อ / ประเด็นการศึกษาวิจัย	สรุปผลการวิจัยและผลการอภิปราย
5.1.2 แบบจำลองการทำให้แข็งด้วยความเครียด (Strain Hardening Model: HSV, HSHS vs Original Flow Stress)	แบบจำลองการทำให้แข็งแบบผสม HSV และ HSHS สามารถทำนายแนวโน้มความเค้นและความเครียดได้สอดคล้องกับผลการทดลองในช่วงปลายของเส้นโค้งความเค้นไหลโดยมีค่า RMS Error เท่ากับ 1.14 และ 0.92 MPa ตามลำดับ และให้ความแม่นยำสูงกว่าสมการความเค้นไหลดั้งเดิม ได้แก่ Voce, Hocket-Sherby และ Swift ซึ่งมีความคลาดเคลื่อน RMS สูงกว่าในช่วงที่รายงานไว้ 1.93–0.78 MPa
5.1.3 พฤติกรรมเบาชิงเกอร์ (Bauschinger Effect / Y-U Model)	การใช้โปรแกรม MatPara® หาค่าตัวแปรทางวัสดุของแบบจำลอง Y-U จากข้อมูลการทดสอบดึงแกนเดียว (Uniaxial tensile test) แทนการทดสอบดึง–กดสลับ (Cyclic test) ช่วยลดข้อจำกัดด้านทรัพยากรในการทดสอบ โดยสามารถทำนายผลเส้นโค้ง Cyclic Flow Stress ที่ได้จากข้อมูลการทดสอบดึงแกนเดียวใกล้เคียงกับผลการทดสอบการดึง-กดสลับจากเครื่องทดสอบจริงโดยมีความแม่นยำในการทำนายที่คลาดเคลื่อนจากผลการทดสอบน้อยมากที่สามารถยอมรับได้ และสามารถนำไปทำนายการเกิดการดีดตัวกลับของวัสดุ SPC270 ที่ใช้ในงานวิจัยนี้ได้ผลเป็นที่ยอมรับได้
5.1.4 การเปลี่ยนรูปและความหนาชิ้นงาน (22 จุดควบคุมคุณภาพแนว RD, DD, TD)	บริเวณตรงกลางชิ้นงานเกิดการลดความหนาสูงสุด ขณะที่บริเวณขอบที่กดยึดด้วยแรงกดชุดกดยึดชิ้นงาน(Blank holder force) มีการลดความหนาน้อยหรือเกิดความหนาเพิ่มขึ้น (Thickening) ซึ่งสอดคล้องกับพฤติกรรมจริงและอิทธิพลของแบบจำลองการแข็งตัวแบบ HSV/HSHS ให้ผลการทำนายที่แตกต่างกันเล็กน้อย สำหรับเกณฑ์การครากที่แตกต่างกันจะให้ผลที่แตกต่างกันอย่างมีนัยสำคัญ โดย Yld2000-2d และ Yoshida2013ทำนายได้ผลใกล้เคียงกันและให้ผลแม่นยำกว่า Hill'48 และสำหรับแบบจำลอง IKH ให้ผลการทำนายความหนาที่แม่นยำกว่าแบบจำลอง IH

ตารางที่ 5-1 (ต่อ)

หัวข้อ / ประเด็นการศึกษาวิจัย	สรุปผลการวิจัยและผลการอภิปราย
5.1.5 รูปร่างชิ้นงานบริเวณเปลี่ยนรูปที่เกิดจากการดีดตัวกลับ (High deviation/ Spring-back)	แบบจำลองการแข็งตัวแบบผสม IKH ร่วมกับ Yoshida2013 และ HSHS ให้ค่าการทำนายรูปร่างชิ้นงานบริเวณเปลี่ยนรูป (High deviation)ในบริบทของการดีดตัวกลับได้แม่นยำที่สุด โดย Yld2000-2d แม่นยำน้อยกว่า สำหรับแบบจำลอง IH ทำนายได้แม่นยำน้อยกว่า แบบ IKH เนื่องจาก IKH อธิบายพฤติกรรมของวัสดุแบบคินิมาติก โดยอิทธิพลของความแตกต่างของการใช้แบบจำลอง HSHS/HSV ให้ผลที่ไม่มีความแตกต่างอย่างมีนัยสำคัญ บริเวณปีกมุมของการขึ้นรูปเกิด Spring-back สูง ส่วนบริเวณผนังด้านข้างเกิด Spring-go และส่วนเว้าไหลเข้าของวัสดุได้ค่ามุมสูงกว่าความเป็นจริง
5.1.6 การไหลตัวเข้าแม่พิมพ์ (Profile-Draw-in)	ขอบชิ้นงานรอบทิศทางสะท้อนปัญหาการไหลตัวเร็วหรือช้า ซึ่งเป็นสาเหตุของการโป่งที่ผนัง เมื่อเปรียบเทียบผลการจำลองกับชิ้นงานขึ้นรูปแล้วด้วยวิธี Best fitting การจำลองทำนายการไหลเข้าน้อยกว่าความเป็นจริงทุกแบบจำลอง โดยมี RMS Error อยู่ในช่วง 4.93–11.57 มม. ผลการทำนายระหว่างแบบจำลอง IH และ IKH ไม่มีความแตกต่างอย่างมีนัยสำคัญ แต่เกณฑ์การครากที่แตกต่างกันให้ผลการทำนายที่แตกต่างอย่างมีนัยสำคัญเนื่องจากการทำนายผลการเปลี่ยนรูปพลาสติกแอนไอโซทรอปิก
5.1.7 รูปทรง Profile Section แนว TD	ชิ้นงานที่ผ่านการขึ้นรูป รูปร่างของบริเวณมุมเว้าไหลเข้าจะไม่สามารถทำให้ได้รูปทรงตามที่ต้องการได้ถึงแม้จะมีการพัฒนาปัจจัยกระบวนการขึ้นรูปแล้ว อย่างไรก็ตามการจำลองขึ้นรูปสามารถทำนายรูปทรงอันซับซ้อนดังกล่าวได้

ตารางที่ 5-1 (ต่อ)

หัวข้อ / ประเด็นการศึกษาวิจัย	สรุปผลการวิจัยและผลการอภิปราย
5.1.8 มุมดีดตัวกลับบริเวณปีกมุมของชิ้นงานขึ้นรูป	ปีกของชิ้นส่วนขึ้นรูปจริงเกิดการดีดตัวกลับแบบ Spring-back ทั้งสองข้าง แบบจำลองความแข็งแบบผสม IKH ให้ผลทำนายใกล้เคียงการทดสอบขึ้นรูปจริงมากกว่าแบบจำลอง IH และเกณฑ์การคราก Yoshida2013 และ Yld2000-2d ทำนายผลดีดตัวกลับได้ใกล้เคียงกัน โดย Yld2000-2d ให้ผลที่แม่นยำสูงกว่าเล็กน้อย เนื่องจากเป็นการวัดมุมดีดกลับเฉพาะ Cross-sectionเดียว และชิ้นงานลักษณะ Rectangular Sheet (แตกต่างจาก Hat Shape) และแบบจำลองการครากแบบHill'48 ให้ผลการทำนายที่แตกต่างจากการทดลองสูงสุด สำหรับแบบจำลอง IH ให้ค่าดีดตัวกลับสูงกว่า เนื่องจากการขยายความเค้นต่อเนื่องขณะที่ IKH ให้ค่าดีดตัวกลับน้อยกว่าและใกล้เคียงการทดลองขึ้นรูปจริงมากกว่า เนื่องจากแบบจำลองพฤติกรรมวัสดุของ IKH ทำนายบนพื้นฐานคินิมาติก (Kinematic behavior)

5.3 สรุปและอภิปรายผลการวิจัยเกี่ยวกับการทำนายความเสียหาย

ตารางที่ 5-2 สรุปและอภิปรายผลการวิจัยเกี่ยวกับการทำนายความเสียหาย

หัวข้อ / ประเด็นการศึกษาวิจัย	สรุปผลการวิจัยและผลการอภิปราย
5.2.1 การสร้างเส้นโค้งขีดจำกัด FFLC (Nakajima & Butterfly Tests)	การทดสอบโดมครึ่งทรงกลม Nakajima ร่วมกับ Butterfly (Combined Loading & Pure Shear) สามารถสร้างเส้นโค้ง FFLC ครอบคลุมตั้งแต่สภาวะความเค้น การเฉือนบริสุทธิ์ การดึงแกนเดียว ความเครียดระนาบ ถึงการดึงสองแกนเท่ากัน สอดคล้องกับงานวิจัยนอดีต โดยมีค่าความเครียดจริงหลักต่ำสุดที่สภาวะระนาบประมาณ 0.39
5.2.2 การคำนวณย้อนกลับ FLs FFLC (Hosford-Coulomb vs DF2016)	ในช่วงสภาวะความเครียดในระนาบถึงการดึงสองแกนเท่ากันเกณฑ์ความเสียหายแบบ DF2016 ให้เส้นโค้งขีดจำกัดสอดคล้องกับผลทดสอบสูงกว่า เกณฑ์ความเสียหายแบบ Hosford-Coulomb เมื่อคำนวณร่วมกับพารามิเตอร์เกณฑ์การคราก ภายใต้กฎการไหลตัวแบบ AFR เส้นลิมิตจะลดลง โดย Hill'48 ที่มี Stress Ratio Parameter สูงจะทำให้ความเครียดจริงหลักลดลงมากที่สุด
5.2.3 เส้นโค้งขีดจำกัดความเสียหาย FFLSC (ปริภูมิความเค้น)	ในปริภูมิความเค้น เกณฑ์การคราก Hill'48 ให้ค่าความเค้นขีดจำกัดสูงสุด รองลงมาคือ Yoshida2013 และ Yld2000-2d ตามลำดับ อันเป็นผลจากลักษณะโลคัสที่แตกต่างกัน สมการ HSV ให้ค่าความเค้นขีดจำกัดสูงกว่า HSHS เล็กน้อย และการคำนวณเชิงทฤษฎีด้วย sHC และ sDF2016 ให้ผลใกล้เคียงกับการคำนวณเชิงวิเคราะห์
5.2.4 เปรียบเทียบเกณฑ์ความเสียหาย (DF2016 vs Hosford-Coulomb)	DF2016 มีความสอดคล้องกับข้อมูลการทดสอบโดยมีค่าสูงกว่าเล็กน้อยตลอดทุกสภาวะความเค้น โดยเฉพาะสภาวะดึงสองแกนเท่ากัน และสามารถประเมินขีดจำกัดได้พร้อมกัน ขณะที่ Hosford-Coulomb มีข้อจำกัดในการทำนายสภาวะดึงสองแกน และมักให้เส้นขีดจำกัดต่ำกว่าความเป็นจริง

ตารางที่ 5-2 (ต่อ)

หัวข้อ / ประเด็นการศึกษาวิจัย	สรุปผลการวิจัยและผลการอภิปราย
5.2.5 การประเมินในปริภูมิ FFLD (ความเครียดจริงหลัก–รอง)	ชิ้นงานขึ้นรูปสำเร็จมีการกระจายความเครียดอยู่ใต้เส้น FFLC และปราศจากรอยฉีกขาด ส่วนชิ้นงานเสียหายจากการขึ้นรูปมีจุดแตกเสียหายอยู่บริเวณยอดโดมถังน้ำมัน โดย DF2016-FFLC มีความสอดคล้องกับ ค่าความเครียดเสียหายมากที่สุด ขณะที่เส้น FFLC สามารถทำนายได้แต่ไม่สอดคล้องกับการขึ้นรูปจริง เนื่องจากเส้นโค้งขีดจำกัดต่ำเกินไป
5.2.6 การประเมินในปริภูมิ FFLSD (ปริภูมิความเค้น)	เส้นทางความเค้น (Stress Path) ของแต่ละเกณฑ์การคราก มีค่าความเค้นเสียหายจริง (Experimental Fracture Stress) สอดคล้องกับเส้นโค้งขีดจำกัดความเค้นที่พัฒนามาจากเกณฑ์นั้น ๆ ภายใต้แบบจำลองการแข็งตัวแบบ IH เส้น FFLSC สามารถทำนายความเสียหายได้ดี แต่ภายใต้แบบจำลอง IKH เส้นทางความเค้นขณะชิ้นงานทดสอบเกิดความเสียหายหยุดอยู่ต่ำกว่าเส้นโค้งขีดจำกัด เนื่องจากการเลื่อนของ Yield Locus จึงไม่สามารถทำนายความเสียหายได้ และเส้นขีดจำกัดไม่ได้สร้างจากพฤติกรรมของคินิมาติก
5.2.7 เปรียบเทียบประสิทธิภาพ 3 ปริภูมิ (FFLD, FFLSD, FL)	สภาวะเกิดความเสียหายจริงจากการทดลอง ผลการทำนายความเค้น-ความเครียด, ความเครียด และความเค้นเสียหายจากการทำนายจะอยู่สูงกว่าเส้นโค้งขีดจำกัดเล็กน้อยในทุกปริภูมิ เกณฑ์ความเสียหาย DF2016 มีความสอดคล้องและแม่นยำที่สุดเมื่อเทียบกับผลการทดสอบ โดย FFLSD ให้ความแม่นยำสูงสุดในบรรดาทั้งสามปริภูมิ ส่วน FFLD และ FL มีประสิทธิภาพใกล้เคียงกันสำหรับการขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลว (Sheet Hydroforming) เนื่องจากการเปลี่ยนรูปพลาสติกแอนไอโซทรอปิกเกิดจากสภาพความเค้นเบี่ยงเบน (Deviatoric stress) ไม่ใช่จากสภาพความเค้นไฮโดรสแตติก (Hydrostatic stress) ที่เกิดจากสภาพแรงดันของเหลว จึงทำให้การทำนายในปริภูมิความเค้น (FLSD) ให้ค่าที่แม่นยำเสมือนจริงมากกว่า FL,FFLD

5.4 สรุปเปรียบเทียบความแม่นยำของแบบจำลองวัสดุและเส้นโค้งขีดจำกัดในปริภูมิที่แตกต่างกัน

จากการศึกษาวิจัยและการอภิปรายผล สามารถสรุปผลของแบบจำลองทางวัสดุและเกณฑ์ความเสียหายที่ให้ผลสอดคล้องกับการทดสอบในแต่ละด้านได้ดังนี้

ด้านเกณฑ์การคราก (Yield Criteria): Yoshida2013 และ Yld2000-2d ให้ผลการทำนายความเค้นและการเปลี่ยนรูปพลาสติกสอดคล้องกับผลการทดสอบขึ้นรูปจริงมากกว่า Hill'48 โดยเฉพาะ Yoshida2013 ซึ่งให้ผลการทำนายใกล้เคียงในสภาวะการดึงยืดสองแกนเท่ากันได้แม่นยำแม้ไม่ได้ใช้ผลการทดสอบจริงของค่าความเค้นครากและค่าสัมประสิทธิ์แอนไอโซทรอปีจากทดสอบการดึงยืดสองแกนเท่ากัน

ด้านแบบจำลองการทำให้แข็งด้วยความเครียด (Strain Hardening model): HSHS (RMS Error = 0.92 MPa) และ HSV (RMS Error = 1.14 MPa) ให้ผลการทำนายแนวโน้มเส้นโคงความเค้นและความเครียดในช่วงปลาย (Stability) ได้สอดคล้องกับผลการทดลองมากกว่าแบบจำลองการทำให้แข็งด้วยความเครียดแบบเดี่ยว

ด้านแบบจำลองการแข็งตัวและการดีดตัวกลับ (Hardening Assumption & Spring-back): แบบจำลองการแข็งตัวแบบผสม IKH (Combined Isotropic-Kinematic Hardening) ให้ผลการทำนายการดีดตัวกลับสอดคล้องใกล้เคียงกับการทดสอบขึ้นรูปจริงมากกว่าแบบจำลอง IH และเมื่อใช้ Yoshida2013 ร่วมกับ IKH ให้ผลใกล้เคียงการทดสอบขึ้นรูปมากที่สุดสำหรับในกรณีของการทำนายการดีดตัวกลับ แต่ในกรณีการทำนายการเปลี่ยนรูปพลาสติกแอนไอโซทรอปิก แบบจำลอง IKH และ Yld2000-2d ให้ผลที่แม่นยำที่สุด

ด้านเกณฑ์ความเสียหาย (Damage Criteria): DF2016 ให้ผลสอดคล้องกับการทดสอบขึ้นรูปจริงและการประเมินขีดจำกัดความเสียหายในสภาวะความเค้นที่ศึกษา โดยเฉพาะสภาวะดึงสองแกน ขณะที่ Hosford-Coulomb มีข้อจำกัดในการทำนายขีดจำกัดในสภาวะดังกล่าว

ด้านปริภูมิการประเมินความเสียหาย (Damage Domain): ปริภูมิความเค้น FFLSD ให้ความแม่นยำ สูงสุดในการประเมินจุดเกิดความเสียหายจริงจากการทดลองขึ้นรูป ส่วนการทำนายในปริภูมิ FFLD และ FL ให้ประสิทธิภาพการทำนายความสามารถในการขึ้นรูปสอดคล้องใกล้เคียงกันสำหรับการขึ้นรูปด้วยแรงดันของเหลว

5.5 ข้อเสนอแนะ

สำหรับเหล็กกล้าละมุน SPC270 ที่มีการยืดตัวสูงร่วมกับรูปร่างชิ้นงานที่ต้องการการยืดตัวมากๆ การจำลองขึ้นรูปภายใต้พารามิเตอร์เกณฑ์การครากที่ใช้สมบัติทางกลจุดครากแรกตลอดการจำลองขึ้นรูปอาจทำให้พฤติกรรมแอนไอโซทรอปิกไม่เสมือนจริง การจำลองขึ้นรูปในงานลักษณะนี้อาจต้องมีการพิจารณาพารามิเตอร์ดังกล่าวใหม่

การใช้พารามิเตอร์ Y-U model จากการทดสอบดึงแกนเดียว (Monotonic) นั้นยังเป็นข้อจำกัดด้านทรัพยากรการวิจัย การศึกษาต่อยอดในครั้งต่อไปควรจะมีการทดสอบและนำมาใช้ในการจำลองและเปรียบเทียบกันเพื่อประเมินถึงความน่าเชื่อถือว่ามีมากน้อยเพียงใด

มหาวิทยาลัยเทคโนโลยีพระจอมเกล้าพระนครเหนือ

บรรณานุกรม

1 Ahamed, J. F. A., & Chinnaiyan, P. (2023). Studies on finite element analysis in hydroforming of nimonic 90 sheet. *Mathematics*, *11*(11), Article 2437.

2 Ahamed, J. F. A., Chinnaiyan, P., & Vashishta, R. M. (2024). Hydroforming of nimonic 80 A sheet: A novel optimization based numerical simulation. *International Journal on Interactive Design and Manufacturing (IJIDeM)*, 1–13.

3 Akay, S. B., Halkacı, H. S., Öztürk, E., et al. (2022). Numerical and experimental investigation of the effect of double-sided hydroforming process on wrinkling damage by optimizing loading curves with adaptive control. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, *121*, 2149–2168. doi.org

4 Amree, C., Jantarasricha, T., & Panich, S. (2025). Formability and fracture prediction using polar effective plastic strains and fracture loci with application in multi-step forming processes. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, *140*(5), 3099–3141.

5 ASTM International. (n.d.). *ASTM E8: Standard test methods for tension testing of metallic materials*.

6 Bai, Y., & Wierzbicki, T. (2008). A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence. *International Journal of Plasticity*, *24*(6), 1071–1096.

7 Bai, Y., & Wierzbicki, T. (2010). Application of extended Mohr–Coulomb criterion to ductile fracture. *International Journal of Fracture*, *161*(1), 1–20.

8 Barlat, F., et al. (2003). Plane stress yield function for aluminum alloy sheets—part 1: theory. *International Journal of Plasticity*, *19*(9), 1297–1319.

9 Basak, S., Panda, S. K., & Lee, M.-G. (2020). Formability and fracture in deep drawing sheet metals: Extended studies for pre-strained anisotropic thin sheets. *International Journal of Mechanical Sciences*, *170*, Article 105346. https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2019.105346.

10 Bell, C., Corney, J., Zuelli, N., & Savings, D. (2020). A state of the art review of hydroforming technology: Its applications, research areas, history, and future in manufacturing. *International Journal of Material Forming*, *13*(5), 789–828.

11 Blala, H., et al. (2020). Investigation on the effect of blank holder gap in the hydroforming of cylindrical cups, made of fiber metal laminate. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, *108*, 2727–2740.

12 Bringas, J. E. (2004). *Handbook of comparative world steel standards*.

13 Butuc, M. C., et al. (2011). Analysis of sheet metal formability through isotropic and kinematic hardening models. *European Journal of Mechanics-A/Solids*, *30*(4), 532–546.

14 Cai, G., et al. (2018). Research on Al-alloy sheet forming formability during warm/hot sheet hydroforming based on elliptical warm bulging test. *AIP Advances*, *8*(5), Article 055113.

15 Chen, D.-Y., et al. (2021). A novel method to evaluate the high strain rate formability of sheet metals under impact hydroforming. *Journal of Materials Processing Technology*, *287*, Article 116553.

16 Chaimongkon, T., Panich, S., & Uthaisangsuk, V. (2021). Anisotropic fracture forming limit curve and its applications for sheet metal forming with complex strain paths of aluminum sheet. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, *115*(11), 3553–3577.

17 Chongthairungruang, B., et al. (2013). Springback prediction in sheet metal forming of high strength steels. *Materials & Design*, *50*, 253–266. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2013.02.060

18 Dou, W., et al. (2023). A ductile fracture model incorporating stress state effect. *International Journal of Mechanical Sciences*, *241*, Article 107965.

19 Feyissa, F. T., & Kumar, D. R. (2019). Enhancement of drawability of cryorolled AA5083 alloy sheets by hydroforming. *Journal of Materials Research and Technology*, *8*(1), 411–423.

20 Fu, J., et al. (2020). A method for the simultaneous identification of anisotropic yield and hardening constitutive parameters for sheet metal forming. *International Journal of Mechanical Sciences*, *181*, Article 105756.

21 Gao, B., et al. (2025). Uncoupled ductile fracture criterion motivated by micromechanisms: Modeling and experiments. *Engineering Fracture Mechanics*, *313*, Article 110659.

22 Gu, B., et al. (2020). Anisotropic fracture modeling of sheet metals: From in-plane to out-of-plane. *International Journal of Solids and Structures*, *182*, 112–140.

23 Gu, G., & Mohr, D. (2015). Anisotropic Hosford–Coulomb fracture initiation model: Theory and application. *Engineering Fracture Mechanics*, *147*, 480–497.

24 Gurson, A. L. (1977). Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: Part I—Yield criteria and flow rules for porous ductile media. *Journal of Engineering Materials and Technology*, *99*(1), 2–15

25 Herbertz, R., Hermanns, H., & Labs, R. (2013). *Massivumformung kurz und bündig*. Industrieverband Massivumformung.

26 Hill, R. (1948). A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*, *193*(1033), 281–297.

27 Hockett, J. E., & Sherby, O. D. (1975). Large strain deformation of polycrystalline metals at low homologous temperatures. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, *23*(2), 87–98.

28 Hu, Q., Chen, J., & Yoon, J. W. (2025). Anisotropic distortional hardening based on deviatoric stress invariants under non-associated flow rule. Part-II: Generalization combined with non-quadratic yield function under associated flow rule. *International Journal of Plasticity*, Article 104256.

29 Hu, Q., & Yoon, J. W. (2022). Anisotropic distortional hardening based on deviatoric stress invariants under non-associated flow rule. *International Journal of Plasticity*, *151*, Article 103214.

30 Hu, Q., et al. (2017). A new shear and tension based ductile fracture criterion: Modeling and validation. *European Journal of Mechanics-A/Solids*, *66*, 370–386.

31 Huang, H.-L., & Kuo, C.-C. (2025). Formability of sheet metal formed using rubber pad die with lateral forming force mechanism. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, *136*(3), 1009–1024.

32 International Organization for Standardization. (2021). *Metallic materials — Determination of forming-limit curves for sheet and strip — Part 2: Determination of forming-limit curves in the laboratory* (ISO Standard No. 12004-2:2021).

33 Jantarasricha, T., Chongbunwatana, K., & Panich, S. (2022). Comparative study of fracture criteria through bona fide experimental–numerical examinations on AA2024-T3. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, *119*(11), 7685–7710.

34 Jantarasricha, T., Chongbunwatana, K., & Panich, S. (2023). Fracture analysis of sheet aluminum alloy AA2024-T3 through a complex-loading cross-die test. *International Journal of Applied Mechanics*, *15*(01), Article 2250093.

35 Jantarasricha, T., Panich, S., & Chongbunwatana, K. (2020). Development of stress- and strain-based fracture forming limit curves of sheet aluminium-alloy AA2024-T3 through various approaches. *Key Engineering Materials*, *856*, 57–65.

36 Kim, S. B., et al. (2011). Forming limit diagram of auto-body steel sheets for high-speed sheet metal forming. *Journal of Materials Processing Technology*, *211*(5), 851–862.

37 Koç, M. (Ed.). (2008). *Hydroforming for advanced manufacturing*. Elsevier.

38 Kumar, D. R. (2002). Formability analysis of extra-deep drawing steel. *Journal of Materials Processing Technology*, *130*, 31–41. https://doi.org/10.1016/S0924-0136(02)00789-6

39 Li, X., et al. (2021). A new ductile fracture criterion considering both shear and tension mechanisms on void coalescence. *International Journal of Damage Mechanics*, *30*(3), 374–398.

40 Liu, X. J., et al. (2022). Study on hydroforming of AA6061-T6 aluminum alloy sheet based on upper sheet. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, *123*(11), 4447–4464.

41 Liu, X. J., et al. (2024). Study on hydroforming of aluminum alloy thin-wall curved parts based on upper layer sheet and numerical simulation. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, *132*(11), 5733–5752.

42 Logan, D. L. (2012). *A first course in the finite element method* (5th ed.). Cengage Learning.

43 Lou, Y., & Huh, H. (2013). Extension of a shear-controlled ductile fracture model considering the stress triaxiality and the Lode parameter. *International Journal of Solids and Structures*, *50*(2), 447–455.

44 Lou, Y., Yoon, J. W., & Huh, H. (2014). Modeling of shear ductile fracture considering a changeable cut-off value for stress triaxiality. *International Journal of Plasticity*, *54*, 56–80.

45 Lou, Y., et al. (2012). New ductile fracture criterion for prediction of fracture forming limit diagrams of sheet metals. *International Journal of Solids and Structures*, *49*(25), 3605–3615.

46 Lou, Y., et al. (2017). Modeling of ductile fracture from shear to balanced biaxial tension for sheet metals. *International Journal of Solids and Structures*, *112*, 169–184.

47 Lou, Y., et al. (2022). A stress-based shear fracture criterion considering the effect of stress triaxiality and Lode parameter. *International Journal of Solids and Structures*, *256*, Article 111993.

48 Ma, Y., et al. (2018). Investigation on formability enhancement of 5A06 aluminium sheet by impact hydroforming. *CIRP Annals*, *67*(1), 281–284.

49 Ma, Y., et al. (2021). Determination of the forming limit of impact hydroforming by frictionless full zone hydraulic forming test. *International Journal of Material Forming*, *14*(5), 1221–1232.

50 Mendiguren, J., Rolfe, B., & Weiss, M. (2015). On the definition of an kinematic hardening effect graph for sheet metal forming process simulations. *International Journal of Mechanical Sciences*, *92*, 109–120.

51 Mohr, D., & Marcadet, S. J. (2015). Micromechanically-motivated

52 phenomenological Hosford–Coulomb model for predicting ductile fracture initiation at low stress triaxialities. *International Journal of Solids and Structures*, *67*, 40–55.

53 Modanloo, V., et al. (2023). Investigation of the effect of process parameters in sheet hydroforming process. *International Journal on Interactive Design and Manufacturing (IJIDeM)*, *17*(6), 3189–3198.

54 Mu, L., et al. (2018). Phenomenological uncoupled ductile fracture model considering different void deformation modes for sheet metal forming. *International Journal of Mechanical Sciences*, *141*, 408–423.

55 Nurcheshmeh, M., & Green, D. E. (2011). Prediction of sheet forming limits with Marciniak and Kuczynski analysis using combined isotropic–nonlinear kinematic hardening. *International Journal of Mechanical Sciences*, *53*(2), 145–153.

56 Panich, S., Chongbunwatana, K., & Jantarasricha, T. (2021). Formability evaluation of sheet metal forming on advanced high-strength steel via an integrative experimental-theoretical approach based on localized necking and fracture limits. *Journal of Mechanical Science and Technology*, *35*(12), 5389–5404.

57 Panich, S., Liewald, M., & Uthaisangsuk, V. (2018). Stress and strain based fracture forming limit curves for advanced high strength steel sheet. *International Journal of Material Forming*, *11*(5), 643–661.

58 Panich, S., et al. (2013). Experimental and theoretical formability analysis using strain and stress based forming limit diagram for advanced high strength steels. *Materials & Design*, *51*, 756–766.

59 Parsa, M. H., & Darbandi, P. (2008). Experimental and numerical analyses of sheet hydroforming process for production of an automobile body part. *Journal of Materials Processing Technology*, *198*(1–3), 381–390.

60 Piccininni, A., et al. (2022). Reshaping End-of-Life components by sheet hydroforming: An experimental and numerical analysis. *Journal of Materials Processing Technology*, *306*, Article 117650.

61 Polpruk, W., Chongbunwatana, K., & Panich, S. (2025). Fracture evaluation of anisotropically deformed advanced high-strength sheet steel through stress-based forming limit curves and fracture loci. *Materials Science Forum*, *1173*, 211–220.

62 Rao, S. S. (2005). *The finite element method in engineering*. Elsevier Inc.

63 Schmoeckel, D., Hielscher, C., Huber, R., & Geiger, M. (1999). Metal forming of tubes and sheets with liquid and other flexible media. *CIRP Annals*, *48*(2), 497–513.

64 Shen, F., et al. (2022). Local formability of medium-Mn steel. *Journal of Materials Processing Technology*, *299*, Article 117368. https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2021.117368

65 Siegert, K., Häussermann, M., Lösch, B., & Rieger, R. (2000). Recent developments in hydroforming technology. *Journal of Materials Processing Technology*, *98*(2), 251–258.

66 Soyarslan, C., et al. (2011). An experimental and numerical assessment of sheet-bulk formability of mild steel DC04. *Journal of Materials Engineering and Technology*, *133*(6), 061008. https://doi.org/10.1115/1.4004852

67 Strashnov, S., Alexandrov, S., & Lang, L. (2021). Finite plane strain bending under tension of isotropic and kinematic hardening sheets. *Materials*, *14*(5), Article 1166.

68 Sudarsan, C., & Panda, S. K. (2022). Punch-less and die-less sheet hydroforming process for manufacturing of serpentine-shaped micro-channels in ultra-thin sheets. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, *236*(17), 9610–962

69 Sun, X., et al. (2024). An uncoupled ductile fracture criterion for a wide range of stress states in sheet metal forming failure prediction. *Engineering Fracture Mechanics*, *310*, Article 110464.

70 Swift, H. W. (1952). Plastic instability under plane stress. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, *1*(1), 1–18.

71 Taherizadeh, A., Green, D. E., & Yoon, J. W. (2015). A non-associated plasticity model with anisotropic and nonlinear kinematic hardening for simulation of sheet metal forming. *International Journal of Solids and Structures*, *69*, 370–382.

72 Taherizadeh, A., et al. (2010). A non-associated constitutive model with mixed iso-kinematic hardening for finite element simulation of sheet metal forming. *International Journal of Plasticity*, *26*(2), 288–309.

73 Tvergaard, V. (1982). On localization in ductile materials containing spherical voids. *International Journal of Fracture*, *18*(4), 237–252.

74 Tvergaard, V., & Needleman, A. (1984). Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar. *Acta Metallurgica*, *32*(1), 157–169.

75 Voce, E. (1948). The relationship between stress and strain for homogeneous deformation. *Journal of the Institute of Metals*, *74*, 537–562.

76 Wang, Z. R., Liu, G., Yuan, S., Teng, B., & He, Z. (2005). Progress in shell hydroforming. *Journal of Materials Processing Technology*, *167*(2–3), 230–236.

77 Xia, L.-L., et al. (2023). Deformation characteristics and inertial effect of complex aluminum alloy sheet part under impact hydroforming: Experiments and numerical analysis. *Advances in Manufacturing*, *11*(2), 311–328.

78 Xu, Y., Zhang, X., Xie, W., Zhang, S., Tian, Y., & Chen, L. (2025). Optimisation of aluminium alloy variable diameter tubes hydroforming process based on machine learning. *Applied Sciences*, *15*(9), Article 5045. doi.org

79 Xu, Z., et al. (2019). An investigation on the formability of sheet metals in the micro/meso scale hydroforming process. *International Journal of Mechanical Sciences*, *150*, 265–276.

80 Yang, X., Guo, Y., & Li, Y. (2023). A new ductile failure criterion with stress triaxiality and Lode dependence. *Engineering Fracture Mechanics*, *289*, Article 109394.

81 Yapan, Y.-U. F., et al. (2024). Experimental and numerical investigation of the damage state of Ti-6Al-4V alloy sheet in the tensile test, hydraulic bulging, and hydroforming processes. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, *132*(9), 4585–4605.

82 Yoshida, F., Hamasaki, H., & Uemori, T. (2013). A user-friendly 3D yield function to describe anisotropy of steel sheets. *International Journal of Plasticity*, *45*, 119–139.

83 Yoshida, F., & Uemori, T. (2003). A model of large-strain cyclic plasticity and its application to springback simulation. *International Journal of Mechanical Sciences*, *45*(10), 1687–1702. https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2003.10.013

84 Yoshida, F., Uemori, T., & Fujiwara, K. (2002). Elastic-plastic behavior of steel sheets under in-plane cyclic tension-compression at large strain. *International Journal of Plasticity*, *18*(5), 633–659.

85 Zafar, R., Lang, L., & Zhang, R. (2016). Experimental and numerical evaluation of multilayer sheet forming process parameters for light weight structures using innovative methodology. *International Journal of Material Forming*, *9*(1), 35–47.

86 Zeng, Y. P., et al. (2016). Numerical simulation study on active and passive hydroforming process optimization of box shaped part. *Journal of Physics: Conference Series*, *734*(3), 032014.

87 Zhang, M., et al. (2024). Failure analysis and formability improvement of GLARE laminates in warm active hydroforming technology: Experimental and numerical approach. *Engineering Fracture Mechanics*, *307*, Article 110289.

.



ภาคผนวก ก

สมบัติทางกลของเหล็กกล้าละมุน SPC270

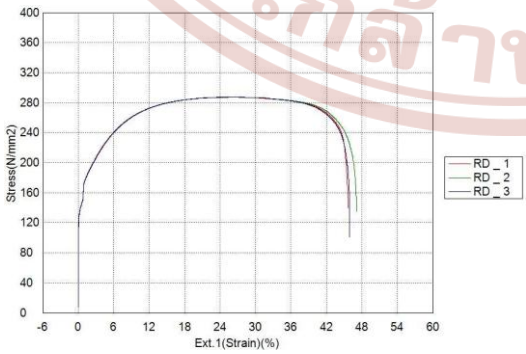
ISIT Testing Center

Product Name		**Test File Name**	671433-1.xtak
Method File Name	ASTM E8 ST Plate.xmak	**Test Date**	2/23/2024
Temperature		**Humidity:**	
Speed	1.5%/min	**Shape**	Plate

Name Parameters Unit	Elastic Stress 60 - 80 N/mm2 GPa	YS1_Stress 0.2 % N/mm2	YS1_Force 0.2 % kN	Max_Stress Calc. at Entire Areas N/mm2
RD _ 1	207.088	135.63	1.5936	287.16
RD _ 2	207.257	135.34	1.5901	287.25
RD _ 3	219.475	135.06	1.5868	287.32

Name Parameters Unit	Max_Force Calc. at Entire Areas kN	Elongation %	Final Length mm	Thickness mm
RD _ 1	3.3740	45.0	72.650	0.931
RD _ 2	3.3750	46.5	73.290	0.931
RD _ 3	3.3757	45.8	73.120	0.931

Name Parameters Unit	Width mm	n_value 10% - 20% Intervals:20
RD _ 1	12.62	0.24574
RD _ 2	12.62	0.24725
RD _ 3	12.62	0.24678



ISIT Testing Center

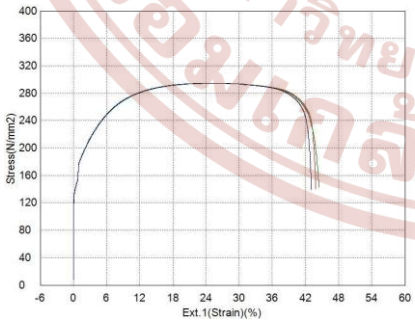
Product Name		**Test File Name**	671433-2.xtak
Method File Name	ASTM E8 ST Plate.xmak	**Test Date**	2/23/2024

Temperature		**Humidity:**	
Speed	1.5%/min	**Shape**	Plate

Name Parameters Unit	Elastic Stress 60 - 85 N/mm2 GPa	YS1_Stress 0.2 % N/mm2	YS1_Force 0.2 % kN	Max_Stress Calc. at Entire Areas N/mm2
DD _ 1	213.668	137.81	1.6153	294.53
DD _ 2	206.165	137.68	1.6137	294.33
DD _ 3	206.880	137.77	1.6148	294.51

Name Parameters Unit	Max_Force Calc. at Entire Areas kN	Elongation %	Final Length mm	Thickness mm
DD _ 1	3.4520	43.6	72.020	0.928
DD _ 2	3.4498	44.2	72.160	0.928
DD _ 3	3.4518	43.0	71.650	0.928

Name Parameters Unit	Width mm	n_value 10% - 20% Intervals:20	r_value 20 %
DD _ 1	12.63	0.23975	1.89017
DD _ 2	12.63	0.23892	1.86849
DD _ 3	12.63	0.23714	1.84231



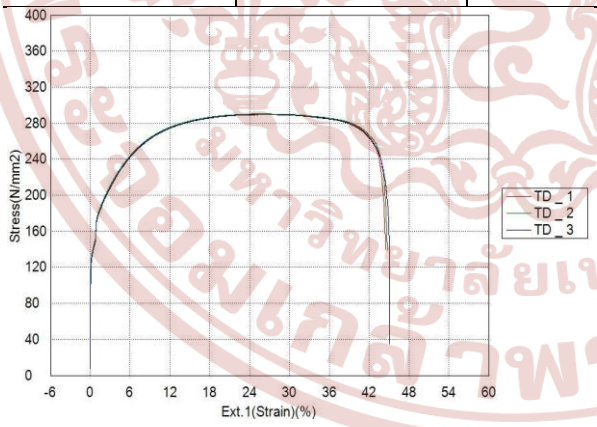
ISIT Testing Center

Product Name		**Test File Name**	671433-3.xtak
Method File Name	ASTM E8 ST Plate.xmak	**Test Date**	2/23/2024
Temperature		**Humidity:**	
Speed	1.5%/min	**Shape**	Plate

Name Parameters Unit	Elastic Stress 50 - 80 N/mm2 GPa	YS1_Stress 0.2 % N/mm2	YS1_Force 0.2 % kN	Max_Stress Calc. at Entire Areas N/mm2
TD _ 1	202.082	133.09	1.5650	290.27
TD _ 2	202.734	134.11	1.5769	290.25
TD _ 3	208.992	132.14	1.5538	289.61

Name Parameters Unit	Max_Force Calc. at Entire Areas kN	Elongation %	Final Length mm	Thickness mm
TD _ 1	3.4132	44.5	72.400	0.931
TD _ 2	3.4129	44.4	72.470	0.931
TD _ 3	3.4054	44.9	72.780	0.931

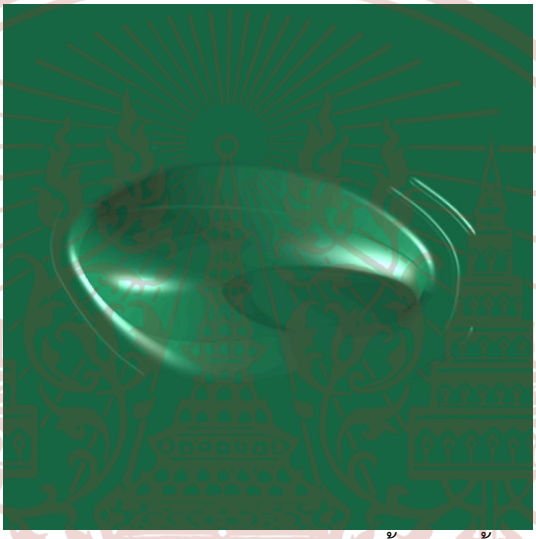
Name Parameters Unit	Width mm	n_value 10% - 20% Intervals:20	r_value 20 %
TD _ 1	12.63	0.24534	2.12743
TD _ 2	12.63	0.24518	2.10321
TD _ 3	12.63	0.24654	2.11630



ภาคผนวก ข

การจำลองขึ้นรูปชิ้นส่วนถังน้ำมันขนาดใหญ่ด้วยระเบียบวิธีไฟไนต์เอลิเมนต์บนโปรแกรมเชิงพานิช J-STAMP®

1 สร้างผิวชุดแม่พิมพ์บนดังแสดงในภาพที่ ข- 1 โดยที่มีรูปร่างรูปทรงตามแบบของผิวแม่พิมพ์จริงที่ใช้ขึ้นรูป สำหรับตัวหนีบ (Binder) จะสร้างเป็นรูปทรงสี่เหลี่ยมที่มีบีดซึ่งสามารถทำได้โดยการคัดลอกผิวของแม่พิมพ์บนและจะได้ผิวดังแสดงในภาพที่ ข- 2 จากนั้นสร้างชิ้นงาน (Sheet) ดังแสดงในภาพที่ ข- 3 ที่มีร่องบีดและมีขนาด 650×825 mm2 โดยในการกำหนด Upper die และ Binder จะเป็นการกำหนดให้เป็นวัตถุแข็งเกร็ง Rigid body และชิ้นงานจะเป็นวัตถุที่เปลี่ยนรูปได้ (Deformable)



ภาพที่ ข- 1 ภาพสามมิติผิวแม่พิมพ์บน (upper die) ของการขึ้นรูปถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่

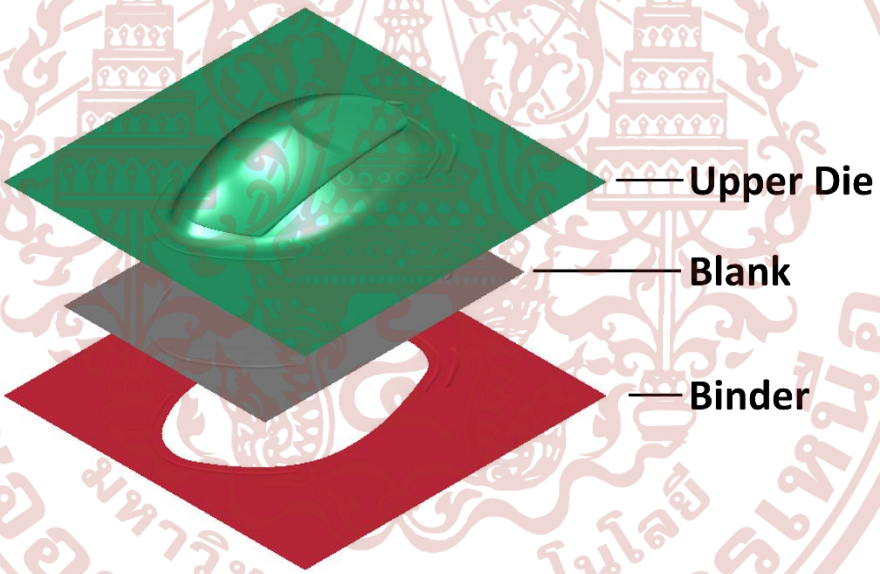


ภาพที่ ข- 2 ภาพสามมิติของชุดหนีบ Binder



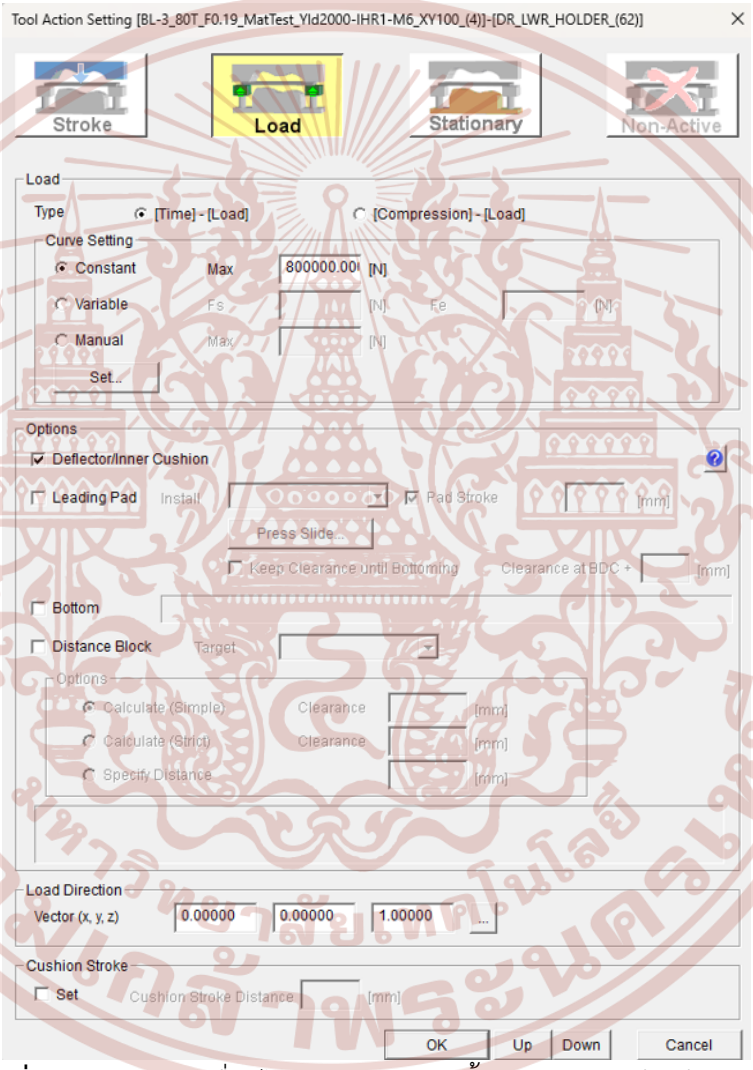
ภาพที่ ข- 3 แผ่นชิ้นงานสี่เหลี่ยมผืนผ้าสำหรับการจำลองขึ้นรูป

2 ประกอบแม่พิมพ์บน Binder และชิ้นงานเริ่มต้น เข้าด้วยกัน (Assembly) สำหรับจำลองขึ้นรูปดังมีลำดับแสดงในภาพ

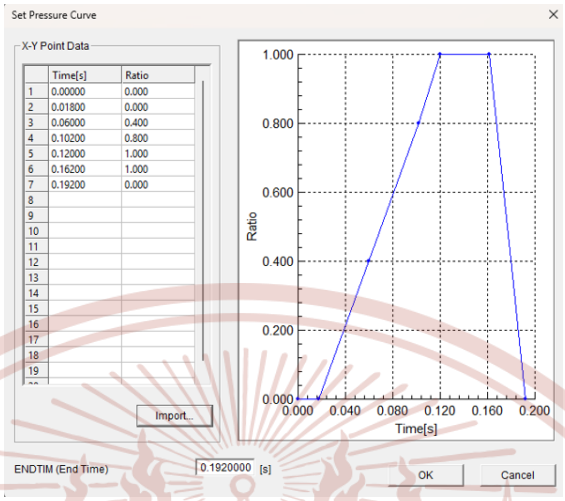


ภาพที่ ข- 4 แบบจำลองขึ้นรูปชิ้นส่วนถังน้ำมัน

3 กำหนดเงื่อนไขขอบเขตในการขึ้นรูปที่สำคัญ ได้แก่ แรงของเครื่องปั๊ม, แรงจับยึดชิ้นส่วน, ความเร็วในการ เคลื่อนที่ของแม่พิมพ์, ลำดับการทำงานขององค์ประกอบแม่พิมพ์ รวมทั้งค่าความเสียดทาน (friction) เป็นต้น ส่วนในการกำหนดวัสดุซอฟท์แวร์ JSTAMP® จะมีฐานข้อมูลสำหรับวัสดุหลายชนิดด้วยกัน อีกทั้งยังสามารถเพิ่มวัสดุที่อยู่นอกเหนือจากฐานข้อมูลได้ โดยรูปที่ ข-5 ถึงรูปที่ ข-6 จะเป็นตัวอย่างในการใส่เงื่อนไขขอบเขต และการกำหนดวัสดุ บนซอฟท์แวร์ JSTAMP

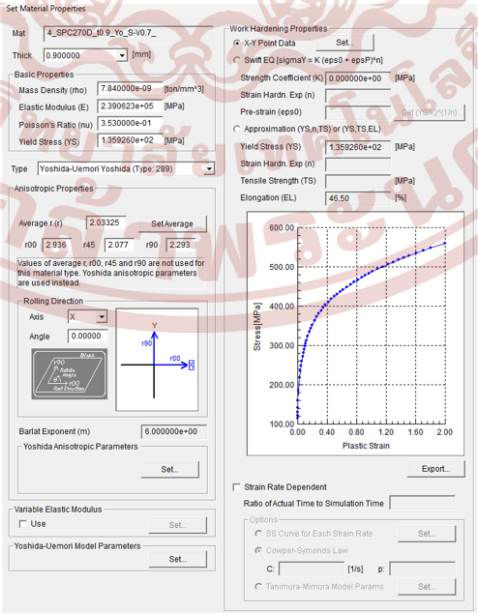


ภาพที่ ข- 5 การป้อนเงื่อนไขขอบเขตแผ่นยึดชิ้นงานบนซอฟท์แวร์ JSTAMP



ภาพที่ ข- 6 การป้อนเงื่อนไขขอบเขตแรงดันของเหลวบนซอฟท์แวร์ JSTAMP

4 กำหนดสมบัติทางกลของดเหล็กกล้า SPC270 เช่น ความหนาแผ่น ค่ามอดูลัสยืดหยุ่น ความหนาแน่น อัตราส่วนปัวซง ความเค้นคราก สมบัติการเป็นแอนไอโซทรอปิก ในกรณีเกณฑ์การคราก Hill'48 จะเป็นการกำหนดโดยใช้ค่าสัมประสิทธิ์แอนไอโซทรอปิก ในกรณีเกณฑ์การคราก Yld2000-2d และ Yoshida2013 จะเป็นการกำนดโดยค่าคงที่เฉพาะวัสดุ $\alpha_1,\alpha_2,...,\alpha_8$ และ $c_1,c_2,...,c_{16}$ ตามลำดับ นอกจากนี้ ในหน้าต่างการกำหนดสมบัติทางกลของโลหะแผ่นจะต้องมีการให้ข้อมูลเส้นโค้งความเค้นไหล โดยในงานวิจัยนี้จะเป็นการใส่คูอันดับความเค้น-ความเครียดที่ได้จากสมการแบบจำลองการทำให้แข็งด้วยความเครียดแบบผสม Hybrid Swift-Voce; HSV และ Hybrid Swift-Hocket-Sherby; HSHS ดังหน้าต่างใน **Error! Reference source not found.**



ภาพที่ ข- 7 การกำหนดวัสดุและคุณสมบัติของวัสดุบนซอฟท์แวร์ JSTAMP

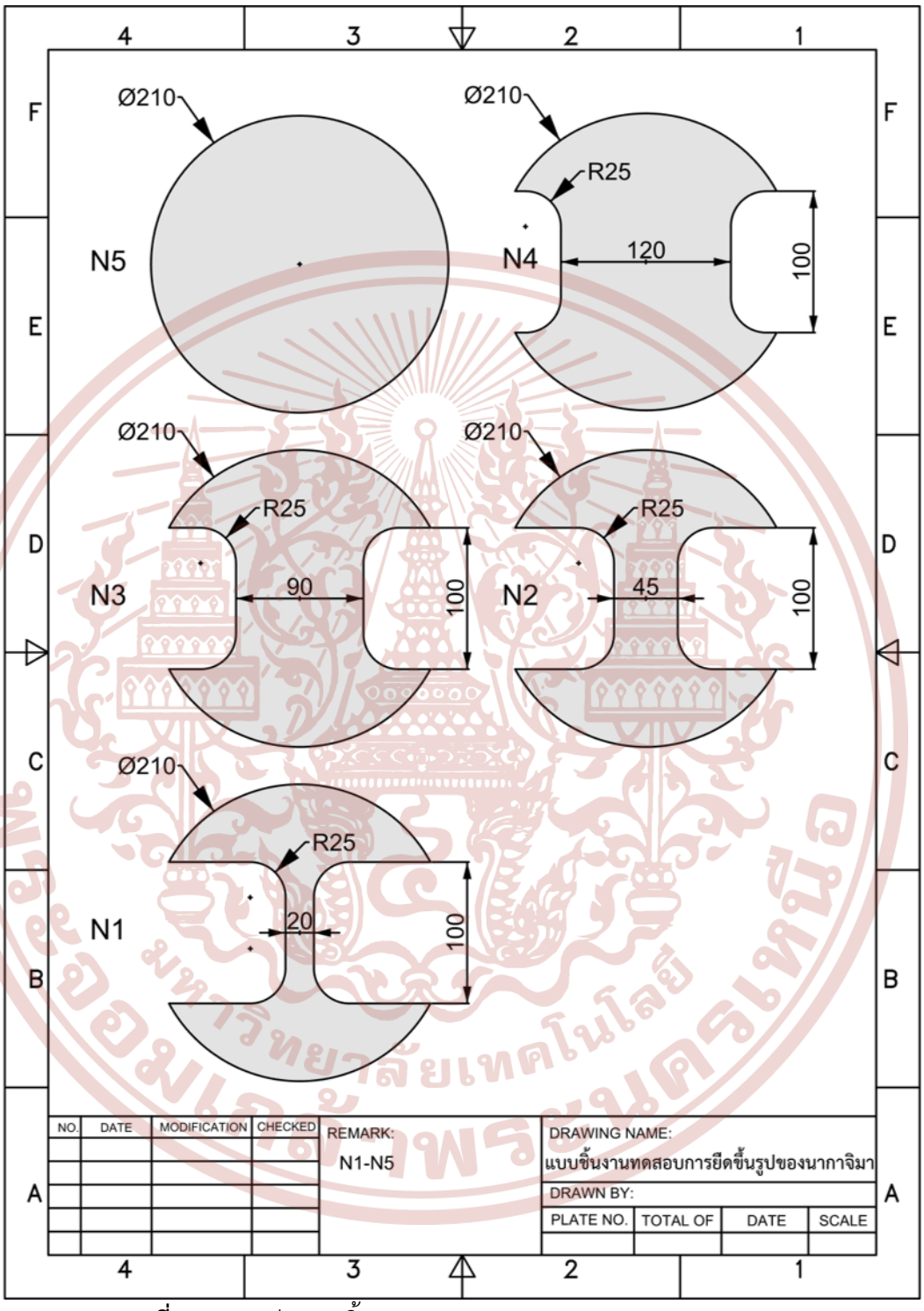
5 เมื่อสร้างแบบจำลองไฟไนต์เอลิเมนต์ และใส่เงื่อนไขขอบเขตเรียบร้อยแล้ว จะสามารถเรียกดูสถานะเริ่มต้นในการขึ้นรูปได้โดยการใช้คำสั่ง Buildup ซึ่งจะเป็นการนำเงื่อนไขขอบเขตที่ป้อนค่าไว้ไปกำหนดการทำงานของแบบจำลองไฟไนต์เอลิเมนต์นั้นเอง หลังจากนั้นสามารถสั่งคำนวณได้โดยการกด Execution และเลือกกระบวนการที่ต้องการคำนวณ แล้วจึงกด Start เพื่อเริ่มการคำนวณ ดังรูปที่ ข.5 โดย JSTAMP® จะส่งข้อมูลที่ทำการตั้งค่าไว้ไปคำนวณบน LS-Dyna ซึ่งเป็นตัววิเคราะห์ของซอฟท์แวร์ JSTAMP®



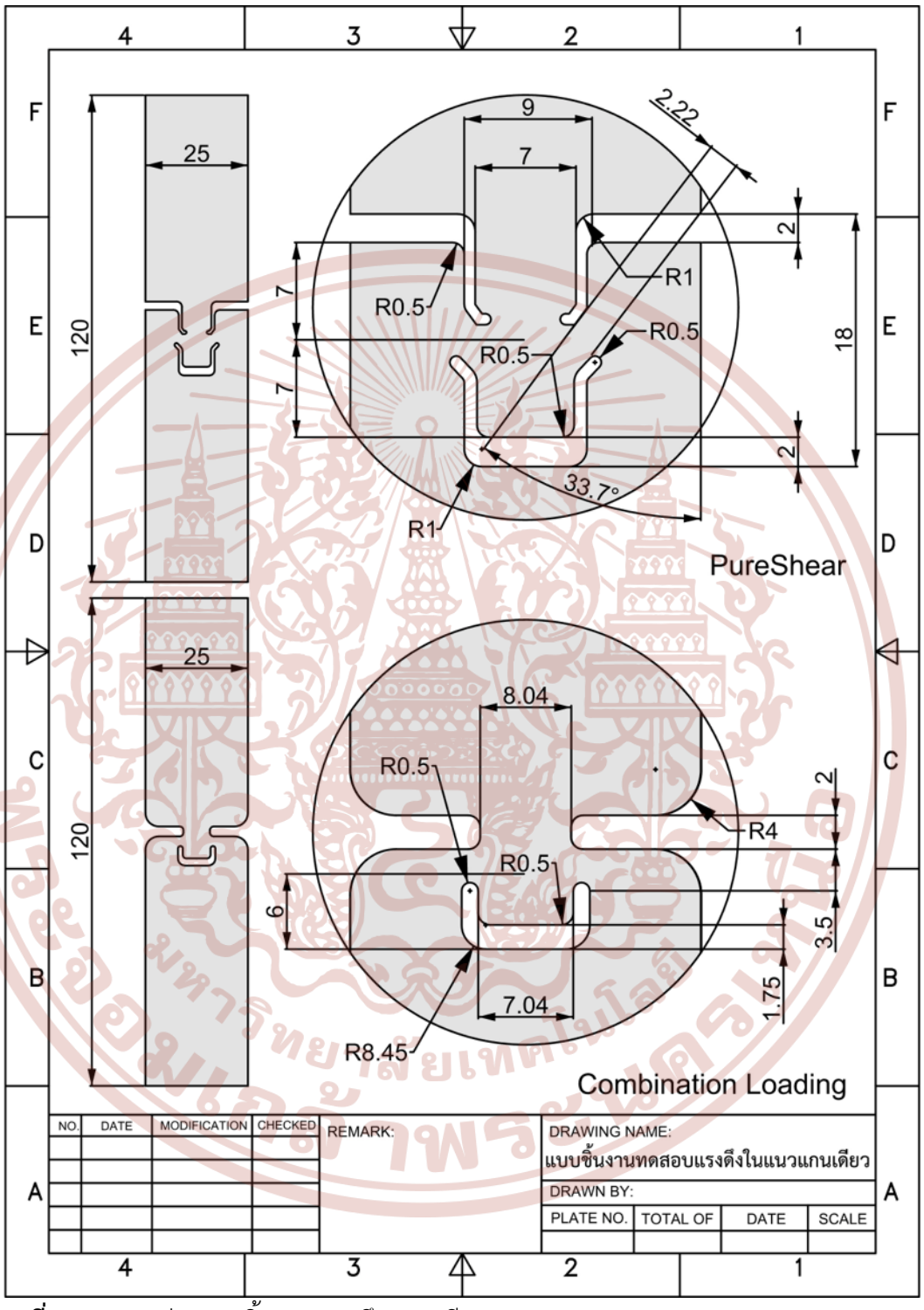


ภาคผนวก ค

ชิ้นทดสอบขึ้นรูปเพื่อสร้างเส้นโค้ง FFLC



ภาพที่ ค- 1 รูปร่างของชิ้นทดสอบ Nakajima ตามมาตรฐาน ISO12004

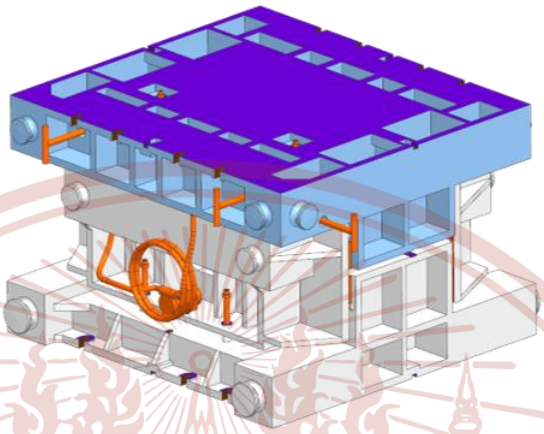


ภาพที่ ค- 2 รูปร่างของชิ้นทดสอบดึงแกนเดียว **Butterfly Pure Shear** และ **Butterfly Combined Loading** สำหรับสร้างเส้นโค้ง **FFLC**

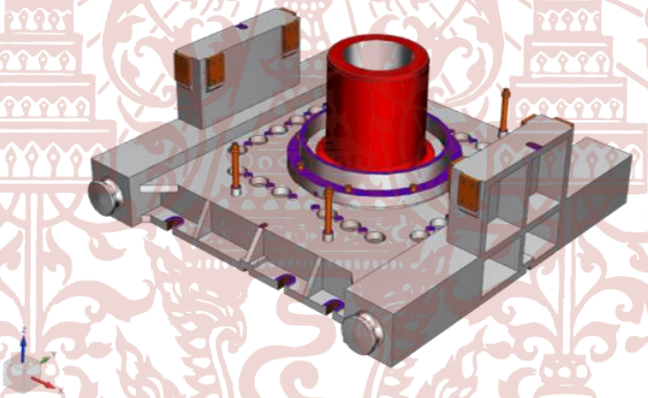
ภาคผนวก ง

ขั้นตอนการสร้างแม่พิมพ์ขึ้นรูปถังน้ำมันรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่ด้วยแรงดันของเหลว

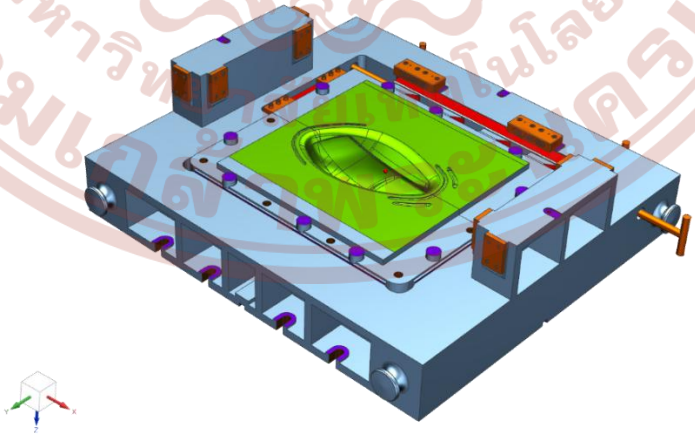
1 ออกแบบชุดแม่พิมพ์บนและล่างสำหรับติดตั้งบนเครื่องต้นกำลังโดยให้มีขนาด รูปร่าง รูปทรงดังแสดงใน ภาพที่ ง- 1ถึง ภาพที่ ง- 4



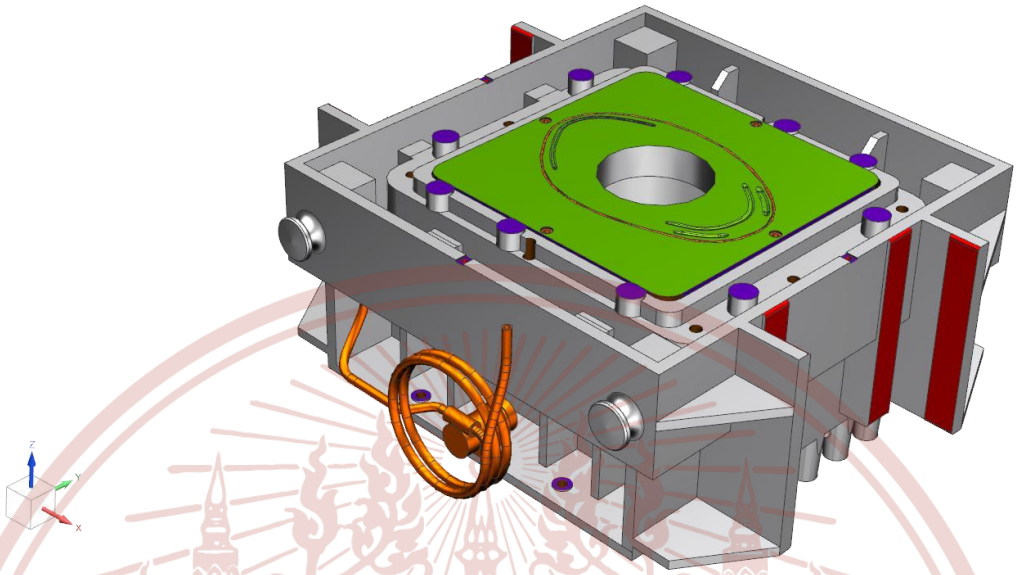
ภาพที่ ง- 1 ลักษณะการประกอบชุดแม่พิมพ์



ภาพที่ ง- 2 ชุดแม่พิมพ์ตัวล่าง



ภาพที่ ง- 3 ชุดแม่พิมพ์ตัวบน



ภาพที่ ง- 4 ชุดตัวยึดแผ่นชิ้นงาน Binder

2 ขั้นตอนต่อมา คือ การขึ้นรูปโฟมให้ได้ขนาดรูปร่างรูปทรงและขนาดตามแบบกำหนด ดังแสดงตัวอย่างในภาพที่ ง- 5



ภาพที่ ง- 5 ชุดแม่พิมพ์ที่ขึ้นรูปด้วยโฟม

3 ดำเนินการหล่อชุดแม่พิมพ์ต่างๆ จากแบบชุดแม่พิมพ์โฟมดังภาพที่ ง- 6



ภาพที่ ง- 6 การหล่อชุดแม่พิมพ์

4 เตรียมผิวชุดแม่พิมพ์โลหะที่ได้จากการหล่อ



ภาพที่ ง- 7 การเตรียมผิวชุดแม่พิมพ์ที่ได้จจากการหล่อ

5 ติดตั้งชุดอ่านค่าแรงดันของเหลว



ภาพที่ ง- 8 ชุดอุปกรณ์วัดแรงดันของเหลวในแม่พิมพ์ของ Kistler 5887A

ComoNeo – System for process monitoring and process optimization in plastic molding applications, Type 5887A...

KISTLER
measure. analyze. innovate.

The ComoNeo is used in the field of plastic injection molding for:

- Mold trials
- Process analysis and optimization
- Process and production monitoring
- Process and production documentation
- Process control (Control of hot runner and switch over)

Technical data

General		
Measuring time	min	≤40
Sampling rate	kHz	16
Bandwidth	kHz	0.3 ... 5
Number of evaluation objects		128
Dimensions excluding display LxWxH	mm	198x77x148
Operating temperature	°C	0 ... 50
Voltage supply	VDC	18 ... 30
Power consumption excluding display	W	≤15
Power consumption including display	W	≤50
Protection class (installation mold side top)	IP	53
Voltage between supply points and case	V_{rms}	<40

Mold cavity pressure sensor connections		
Number		2x4 / 1x8 / 2x8 / 4x8
Measuring ranges		
Measuring range 1	pC	±14 ... 200
Measuring range 2	pC	±200 ... 20 000
Drift		
at 25 °C	pC /s	<0.1
at 50 °C	pC/s	<0.5

Thermocouple amplifier Type 2205... connections for cavity wall		
Temperature sensors		
Number		1x8 / 2x8
Measuring range	V	0 ... ±10
Common-mode voltage range	V	±40
Input impedance	kΩ	100

Voltage inputs for machine signals		
Number		1x4
Measuring range	V	0 ... ±10
Common-mode voltage range	V	±40
Input impedance	kΩ	100

Digital inputs (D-Sub 9 pin)		
Number		2x2
Type		AC optocoupler
Voltage range	V	0 ... 30
Logical input level high	V	≥10
Logical input level low	V	≤5
Input current at 24 VDC	mA	<5

Digital inputs (D-Sub 15 pin)		
Number		2x4
Type		resistance/ Z diode
Voltage range	V	0 ... 30
Logical input level high	V	≥10
Logical input level low	V	≤5
Input impedance	kΩ	≥8

Supported browsers for visualization
Google Chrome (recommended)
Internet Explorer (version 11 or later)

ภาพที่ ง- 9 รายละเอียดสมบัติของเซนเซอร์วัดความดัน Kistler 5887A



ภาคผนวก จ

ผลงานทางวิชาการ

Kumpunya, Dujthep, et al. "Simulative Study on Anisotropic Deformation of a Large Sheet-Hydroformed Motorcycle Fuel Tank." Materials Science Forum. Vol. 1177. Trans Tech Publications Ltd, 2026

Materials Science Forum
ISSN: 1662-9752, Vol. 1177, pp 3-10
doi:10.4028/p-C6rQMC
© 2026 Trans Tech Publications Ltd, All Rights Reserved
Submitted: 2025-06-15
Revised: 2025-07-19
Accepted: 2025-11-04
Online: 2026-02-02

Simulative Study on Anisotropic Deformation of a Large Sheet-Hydroformed Motorcycle Fuel Tank

Dujthep Kumpunya[1,a], Komkamol Chongbunwatana[1,b], Wasu Polpruk[1,c], Sansot Panich[1,d*]

[1]Department of Production and Robotics Engineering, Faculty of Engineering, King Mongkut's University of Technology North Bangkok, 1518 Pracharat 1 Road, Wongsawang, Bangsue, Bangkok, 10800, Thailand

[a]s6601021956515@email.kmutnb.ac.th, [b]komkamol.c@eng.kmutnb.ac.th, [c]s6601021810073@email.kmutnb.ac.th, [d*]sansot.p@eng.kmutnb.ac.th

Keywords: large fuel tank, sheet hydroforming, anisotropic yield criterion, yld2000-2d yield model, hybrid swift voce strain hardening law.

Abstract. In regard to shaping up a complex-shaped, largely strained industrial forming part, sheet hydroforming (SHF) is one of the primary processes utilized to address these challenges. Before actual tooling fabrication, the finite element (FE) simulation is, nowadays, commonly employed to assess the feasibility of the process and tooling design. Therein, material modelling, especially of the distinguishing deformation anisotropy unavoidable in cold rolled sheet metal, plays a vital role. This study, therefore, seeks to enhance the capability of the FE simulation on sheet hydroforming of an SPC270 mild steel sheet comparatively through the von Mises, Hill'48, and Yld2000-2d yield criteria. Additionally, the hybrid Swift-Voce (HSV) model is applied to refine and extend the experimentally determined uniaxial flow stress curve. The prediction accuracy is evaluated on the basis of two geometrical deviations such as the sheet thickness distribution and tank surface profile. The results show that the Yld2000-2d yield model obviously leads to the most accurate geometric estimation for both evaluation criteria.

Introduction

To produce a complex shaped sheet-metal part, multiple blanks of different shapes are usually formed and subsequently stitched together. A large fuel tank is one of them, probably composed of six welded forming pieces. Multiple forming and welding operations successively executed definitely cause high manufacturing cost and time. Process optimization down to a few or even a single sheet fabrication process could noticeably benefit all parties involved. Sheet hydroforming (SHF), developed and deployed for years as proposed in [1-3], appears highly promising in this regard, capable of stretching out a huge, complicated part in a single attempt. Apart from manufacturing technologies, sheet metal must be vastly plastically deformable to satisfy the strong demand of great deformation. SPC270 is generally favored in that facet in the sheet forming industry [4].

Nowadays, the finite element analysis (FEA) plays a significant role during the early tooling design stage before process commissioning. Therewith, all process-influencing parameters can be studied and interrelated [5-6]. To gain trustworthy outcomes, SHF process simulations require enormous attention to material modelling. Since orientation-dependent mechanical properties of any sheet metal are inevitable owing to the cold rolling process, careful selection of anisotropic yield criteria is absolutely decisive [7-9]. To the authors' knowledge, there has unfortunately been no research, particularly focusing on applicability of available anisotropic yield criteria to hydroforming simulation of substantially deformed metal sheets. This study actively compares suitability of varying yield criteria such as the von Mises, Hill'48 and Yld2000-2d yield criteria to the sheet hydroforming process simulation of a large fuel tank made out of the SPC270 mild steel.

Material Characterization

SPC270 Mild Steel Sheet.

In this study, the 0.9-mm thick SPC270 mild sheet steel is investigated as it is a common material used for considerably strained products. Tensile properties such as the yield stress, ultimate tensile stress, total elongation and material anisotropy must precisely be determined for the sake of deformation modelling accuracy. Typically, they are experimentally obtained through a standard tensile test. Nonetheless, two standard tests like the hydraulic bulge and disk compression tests are additionally carried out to specifically gain the flow curve and material anisotropy, respectively, in the balanced biaxial state to achieve a more realistic deformation model.

Uniaxial Tensile Test.

Test specimens in accordance with the ASTM E8 standard, taken along the rolling direction (RD) or 0°, diagonal direction (DD) or 45° and transverse direction (TD) or 90° of the steel sheet, are uniaxially pulled apart by a 100-tonne universal tensile testing machine (UTM). The machine slowly stretches the samples with a small constant strain rate of 0.01 s^{-1}. As a result, three stress-strain curves and r-values, $r_{0°}$, $r_{45°}$ and $r_{90°}$, are obtained. Table 1 contains the mechanical properties extracted from the aforementioned curves and those three r-values.

Hydraulic Bulge Test.

To obtain the balanced biaxial flow behavior of the SPC270 steel sheet, a hydraulic bulge test is performed on a 200-tonne hydraulic press. The detailed experimental procedure and tooling setup can be found in [10]. The die diameter is 200 mm. The test specimen is a 280-mm-wide square blank. The hydraulic pressure is gradually escalated until the maximally stretched specimen cracks. The pressure, dome height, membrane stress and thickness strain are all online recorded and combined to calculate the balanced biaxial yield stress (σ_b) as shown in Table 1.

Disk Compression Test.

A through-thickness, single-layer disk compression test is executed to reveal the balanced biaxial r-value (r_b). More details on the experimental procedure can be found in [11-12]. An SPC270 disk sample has a diameter of 10 mm. Increased stepwisely by a small increment of 0.5 kN from 7 up to 11 kN, a uniformly distributed compressive load is applied to the disk. The balanced biaxial r-value is linearly approximated as a ratio between the two perpendicular planar strain components. The result is shown in Table 1.

Table 1. Mechanical properties and r-values of the 0.9-mm thick SPC270 mild steel sheet along different sheet directions.

Angle	Yield stress [MPa]	UTS [MPa]	Total elongation [%]	r-value [-]
0°	$\sigma_{0°} = 135$	287	46	$r_{0°} = 2.48$
45°	$\sigma_{45°} = 137$	294	44	$r_{45°} = 1.81$
90°	$\sigma_{90°} = 133$	290	45	$r_{90°} = 2.05$
Balanced biaxial	$\sigma_b = 151$	-	-	$r_b = 1.19$

Modelling of Anisotropic Plastic Deformation

Anisotropic Yield Criteria.

In this study, two different anisotropic yield criteria are applied to describe the anisotropic deformation behavior of the SPC270 steel sheet. One is the Hill'48 yield criterion and the other is the Yld2000-2d yield criterion [14]. The former is a quadratic function with four constants, F, G, H and N as shown in Eq. 1, whereas the latter consists of the principal components, X'_1 and X'_2 as well as

X_1'' and X_2'', of the two linearly transformed stress tensor, $\underline{\underline{L}}' \cdot \underline{\underline{\sigma}}$ and $\underline{\underline{L}}'' \cdot \underline{\underline{\sigma}}$, respectively, and the crystal structure dependent exponent m as shown in Eq. 2.

$$\bar{\sigma}_{Hill}^2 = (G + H)\sigma_{11}^2 + (F + H)\sigma_{22}^2 + 2N\sigma_{12}^2 - 2H\sigma_{11}\sigma_{22}\,, \tag{1}$$

$$\bar{\sigma}_{Yld}^m = \frac{1}{2}\left[\left|X_1' - X_2'\right|^m + \left|2X_1'' + X_2''\right|^m + \left|X_1'' + 2X_2''\right|^m\right]. \tag{2}$$

The σ_{ij} is a stress component of the stress tensor $\underline{\underline{\sigma}}$. All Hill'48 material constants, F, G, H and N, are derived from the r-values, $r_{0°}$, $r_{45°}$ and $r_{90°}$, from Table 1. Detailed calculations can be found in [13]. The values of those constants for the investigated steel are illustrated in Table 2. Regarding the Yld2000-2d model, the two linear transformation tensors, $\underline{\underline{L}}'$ and $\underline{\underline{L}}''$, are obtained from all eight alpha parameters, $\alpha_1 - \alpha_8$, shown in Table 2, nonlinearly calibrated against four yield stresses, $\sigma_{0°}$, $\sigma_{45°}$, $\sigma_{90°}$ and σ_b, and four r-values, $r_{0°}$, $r_{45°}$, $r_{90°}$ and r_b, from Table 1. The exponent m is equal to 6 for any mild steel with the body-centered-cubic (BCC) structure.

Table 2. Hill'48 and Yld2000-2d yield parameters of the 0.9-mm thick SPC270 mild steel sheet.

Yield model	Parameter								
Hill'48	F	G	H	N	-	-	-	-	-
	0.35	0.29	0.71	1.46					
Yld2000-2d	α_1	α_2	α_3	α_4	α_5	α_6	α_7	α_8	m
	1.05	1.08	0.87	0.93	0.90	0.85	1.02	0.97	6

Fig. 1a compares the computed Hill'48 and Yld2000-2d yield loci with the three experimental yield stresses from Table 1, $\sigma_{0°}$, $\sigma_{90°}$ and σ_b, normalized to $\sigma_{0°}$. Both Hill'48 and Yld2000-2d criteria are equivalently excellent when predicting the orthogonal uniaxial yield stresses. Yet, Hill'48 clearly overvalues σ_b while Yld2000-2d perfectly values it. Similarly, Hill'48 also mistakenly overestimates $\sigma_{45°}$ as shown in Fig. 1b. Nevertheless, both yield criteria well perform in approximating r-values across all sheet orientations. The Yld2000-2d can accurately predict the normalized stresses and r-values in all directions because it has obtained parameters ($\alpha_1 - \alpha_8$), which are the mechanical properties needed to describe anisotropic plastic deformation related to the material's direction.

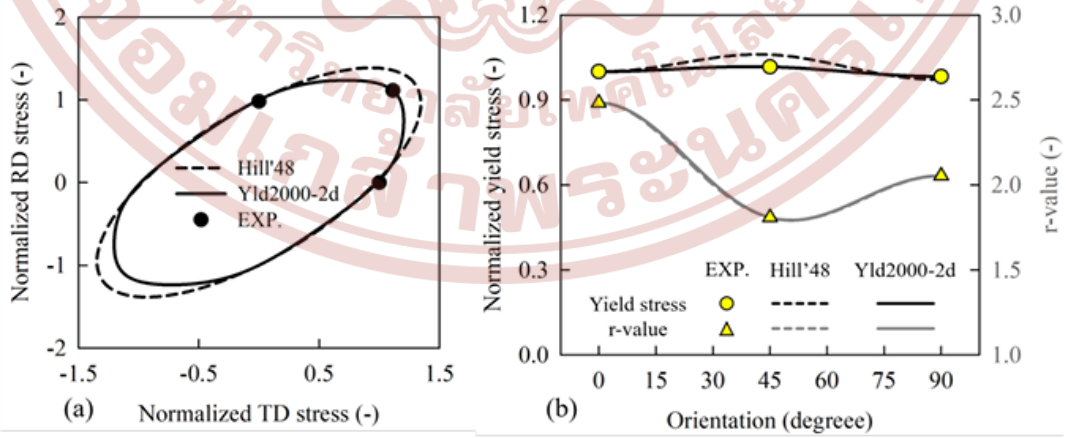


Fig. 1. Comparison of the Hill'48 and Yld2000-2d yield criteria for prediction of the (a) yield loci and (b) normalized yield stresses and r-values, in contrast to the measured data.

Plastic Flow Behavior.

The material flow behavior, expressed in terms of a flow stress curve, is extremely essential in plasticity study of any forming process. The stress-strain curve obtained from the uniaxial tensile test on the RD specimen is traditionally considered to fit a flow stress curve. The hybrid Swift and Voce

(HSV) strain hardening law, taking advantage of both Swift and Voce models, is employed here as illustrated in Eqs. 3, 4 and 5.

$$\bar{\sigma}_{swift} = K(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon})^n , \quad (3)$$

$$\bar{\sigma}_{voce} = A - Be^{-C\bar{\varepsilon}} , \quad (4)$$

$$\bar{\sigma}_{HSV} = w\bar{\sigma}_{swift} + (1 - w)\bar{\sigma}_{voce} , \quad (5)$$

The values of all HSV strain hardening parameters from the above three equations, fit to the experimental RD stress-strain curve, are demonstrated in Table 3.

Table 3. Hybrid Swift-Voce strain hardening parameters of the SPC270 mild steel sheet along RD.

Swift hardening law			Voce hardening law			HSV
K	ε_0	N	A	B	C	w
540	0.007	0.27	382	222	9.6	0.7

Fig. 2a shows all experimental RD, DD and TD flow stress curves. All three curves are almost perfectly aligned. Fig. 2b shows three predicted flow curves based on three different hardening laws as mentioned above. These calculated curves favorably extend the experimental one to cover a much greater deformation range, probably taking place during forming operations. The Swift law overall produces the largest level of flow stress whereas the Voce one earns the lowest level. The HSV law, averaging both equations with a weighting factor of 0.7, seems the best option as the HSV curve is distinguishingly in a flawless agreement with the experimental data as shown in Fig. 2b.

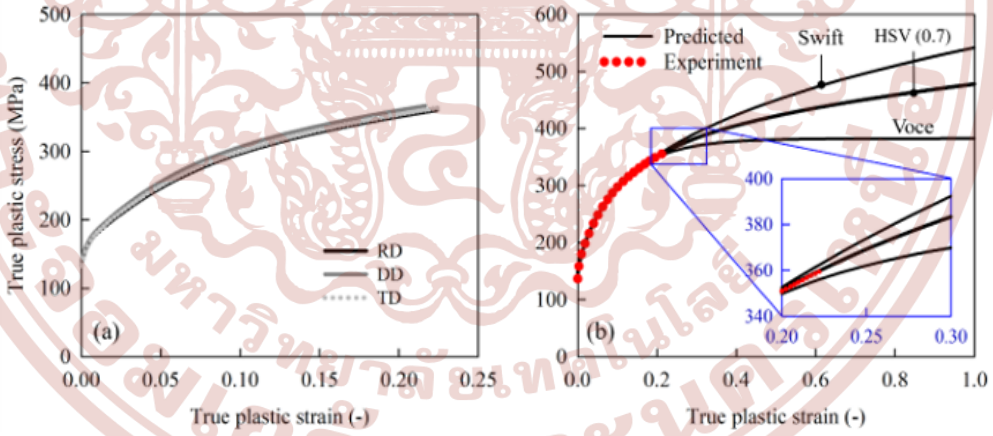


Fig. 2. (a) Flow stress curves of the SPC270 mild steel sheet uniaxially tensioned along the RD, DD and TD and (b) the computed Swift, Voce and HSV flow stress curves fit against the RD flow curve.

Setup of the Sheet Hydroforming (SHF) Experiment and Simulation

The sheet hydroforming process is carried out by a modified single-action press, pushing down the oil to flow from a liquid chamber upwards through a lower flat, hollowed blank holder to bulge up an SPC270 blank against an upper tank-shaped die as shown in Fig. 3a. The rectangular blank is 650 mm wide and 825 mm long. A maximum force of 70 tons from the press ram triggers a large hydrostatic oil pressure of up to 30 MPa, constantly stretching out the steel blank with very tiny friction. All SHF simulations are conducted on the commercial finite element platform J-STAMP. Both lower blank holder and upper die are considered rigid. Only the blank is elasto-plastically deformable. Three yield criteria, namely, isotropic von Mises, anisotropic Hill'48 and anisotropic Yld2000-2d, are employed to identify the ending point of elasticity. For the meantime, the plastic

deformation behavior is defined by the HSV hardening model shown in Fig. 2b. The huge rectangular sheet is turned into a mesh uniformly distributed with 2-mm-wide, square shell elements. Dissimilar friction coefficients are assigned to different contact points. On one hand, a friction coefficient of 0.15 is applied to the blank/die and blank/blank holder solid contacts. On the other hand, a small friction coefficient of only 0.055 is applied to the blank/oil contact. A constant pressure of 30 MPa is assumed to act uniformly on the bottom surface of the blank. Fig. 3b depicts the final shape of the fuel tank simulated with three yield models mentioned earlier. They look alike geometrically.

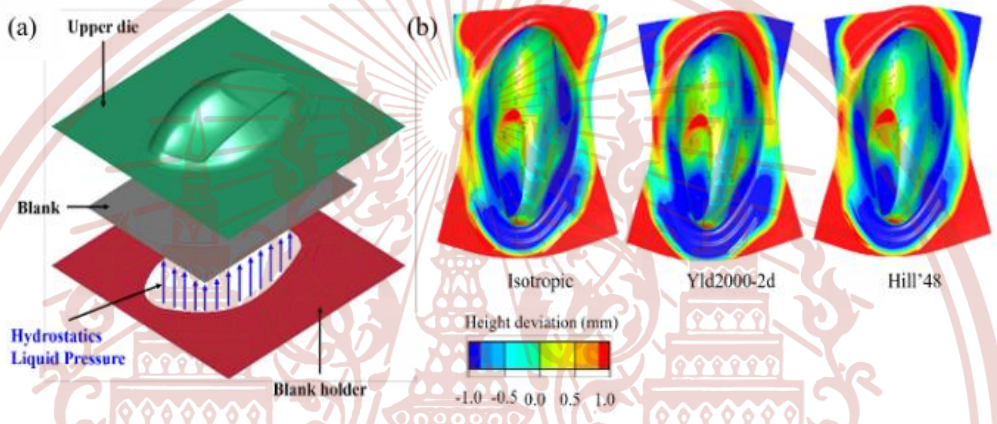


Fig. 3. (a) blank and tooling finite element models and (b) simulation results of the sheet hydroforming process of a large fuel tank made out of the SPC270 mild sheet steel.

Simulation Results

Geometric Prediction Accuracy Investigating Features.

To prove the realisticity of each SHF process simulation result, the simulated final sheet thickness distribution and cross-section profiles are verified. Thickness alteration implies the degree of sheet thinning and thickening after deformation, usually controlled by forming part manufacturers. The computed sheet thickness on twenty two points scattered all over the workpiece as shown in Fig. 4a is individually measured and compared point by point to the experimental one. For the second shape control feature, the tank outer surface profile on four equally distanced cross-sections, A, B, C and D, as displayed in Figs. 4b is monitored. The part geometrical error with respect to the CAD product specification must certainly be minimized to fulfil the quality standard agreed upon among all parties involved.

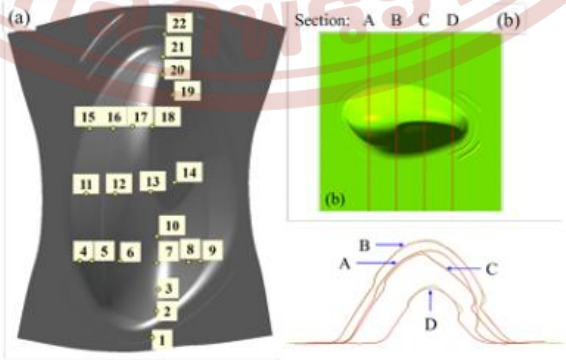


Fig. 4. Two geometric quality control features such as (a) the sheet thickness on twenty two points allocated across the whole workpiece and (b) the workpiece surface profile at four cross-sections equally distanced apart.

Sheet Thickness Distribution Over Specific Twenty Two Points.

Fig. 5a point-wisely compares the final sheet thickness obtained from the von-Mises-, Hill'48- and Yld2000-2d-based simulations and the experiment at the defined twenty two points spread over the entire workpiece. There are clearly three thickening points 1, 4 and 22, whose thickness is greater than the initial blank thickness of 0.9 mm. The points are, to a certain extent, compressed as they stay on the surrounding edges where the material flows to and accumulates. Over those three thickening points, all three yield criteria produce relatively identical sheet thickness values without noticeable deviation. On the contrary, at four severely thinning points 3, 7, 10 and 13 located on top of the fuel tank, Yld2000-2d questionably outperforms the other two criteria. The loading type of biaxial tension, sustained by those four points and taken into account exclusively by the Yld2000-2d model as shown in Fig. 1a, could likely be the cause of its superiority over the other two models. Furthermore, the overall thickness error in terms of the root mean square (rms) over all twenty two points committed by each yield criterion is evaluated. Fig. 5b graphically demonstrates a bar chart, explicitly comparing the rms error made by all three models. It is obvious that Yld2000-2d is the best among all when it comes to thickness prediction. The isotropic von Mises yield criterion contrarywise brings about the biggest error as expected.

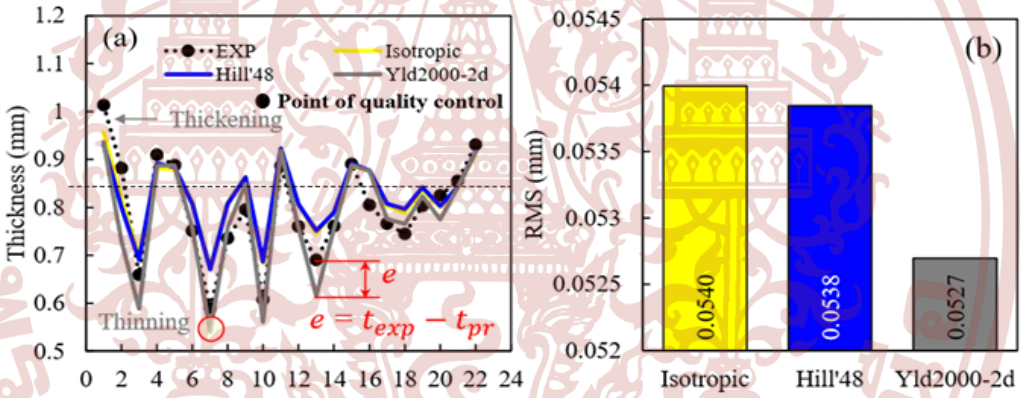


Fig. 5. Comparison of the simulated final sheet thickness after deformation, resulting from the von Mises, Hill'48 and Yld2000-2d yield models, with the experimental one (a) on the specified twenty two points throughout the workpiece and (b) in terms of the root mean square (rms) error.

Tank Surface Profile at Four Cross-Sections.

Geometrical errors with respect to the required fuel tank surface geometry extracted from the CAD product specification are examined in this subsection. Fig. 6a compares four profiles at the A, B, C and D cross-sections, schematically delineated in Fig. 4b, gained from the scanned surface of the real fuel tank and from the CAD product specification. Overall, the real surface closely overlaps with the required CAD surface on all four sections. However, in the sharp corner regions with small radii on the B, C and D cross-sections, the SPC270 steel does not fully flow into those cavities. This could possibly be caused by too small hydrostatic pressure supplied to the forming oil or too small stretchability of the material itself. Further process parameter optimization or tooling redesign might help improve this geometric deviation. Anyway, this result confirms the big advantage of the hydroforming process with the fluid punch, capable of forming a part with a highly complex shape even with negative angles, which are not reachable by solid punches of any conventional forming process. Pertaining to the simulation side, only the Yld2000-2d based simulation result, supposed to be the best among all as validated in the previous subsection, is investigated here for clearer visualization. Fig. 6b compares the simulation result with the experimental result. It is fairly evident that all four simulated profiles are closer to the CAD ones than the experimental ones. A nonuniform hydrostatic pressure due to an oil flow or friction inconsistency over the contact area between the

blank and upper die, likely to happen during real experiments, could lead to this unanticipated discrepancy.

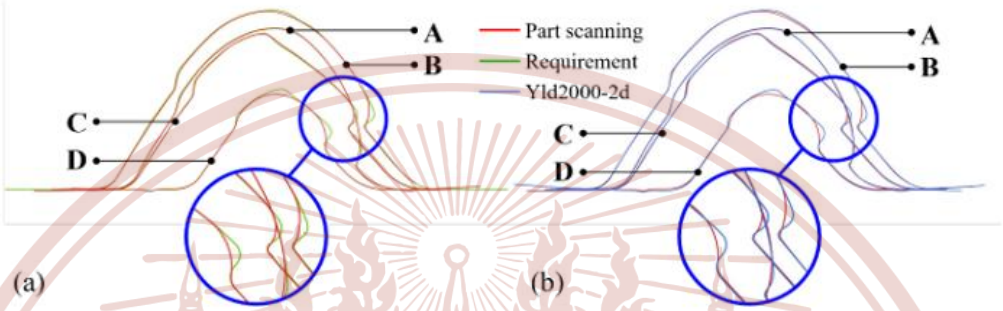


Fig. 6 Comparison of the tank outer surface profiles at four equally distanced cross-sections A, B, C and D obtained from (a) the scanned surface of the real fuel tank versus the CAD product specification data and (b) the scanned surface of the real fuel tank versus the Yld2000-2d based simulation.

Conclusion

In this research, a large motorcycle fuel tank is used to study a single-action sheet hydroforming process experimentally and simulatively. The findings of this study can be summarized as follows:

- Regarding the sheet thickness distribution over the specified twenty two points, the point-wise thickness evaluation obviously indicates that, in the biaxially stretched regions on top of the fuel tank, only the Yld2000-2d based simulation can produce closely aligned results with the experimental ones. Furthermore, in terms of the overall root mean square (rms) error, Yld2000-2d is once again proven to be by far the best among all. This could be because of the more data inclusiveness of the Yld2000-2d yield criterion, involving up to eight stress and strain test data into its parameter calibration process.
- Considering the accuracy study on the tank outer surface geometry, the required CAD, experimental and Yld2000-2d based simulated surface profiles at four equally distanced cross-sections are compared. The real hydroformed SPC270 steel cannot flow into the narrow sharp corner regions as indicated in the CAD file, whereas the simulated steel sheet can. This nonconformity between the experimental and simulated results could result from timely and spatially uncontrollable fluctuation of the hydrostatic oil pressure or contact friction between the blank and the upper die.

Acknowledgement

The authors would like to express their appreciation to Thai Rung Tools and Dies Co., Ltd. for supporting the steel sheets, Sheet-Hydroformed motorcycle fuel tank die for experiments. In addition, the authors are also grateful to the Department of Production and Robotics Engineering (PRE), King Mongkut's University of Technology North Bangkok (KMUTNB), for access to some significant equipment and facilities. Last but not lease, the authors are highly grateful to the Thai-German Graduate School of Engineering (TGGS), KMUTNB, for the strain-measurement system AutoGrid.

References

[1] K. Siegert, et al., SAE Technical Paper, 1999.

[2] L.H. Lang, et al.,Hydroforming highlights: sheet hydroforming and tube hydroforming, J. Mater. Proc. Tech. 151 (2004) 165-177.

[3] M. H. Parsa, and P. Darbandi, J. Mater. Proc. Tech. 198 (2008) 381-390.

[4] A. F. Budai, et al.,Experimental and numerical analyses of sheet hydroforming process for production of an automobile body part, J. Manu. Sci. Eng. 135 (2013) 021014.

[5] V. Modanloo et al.,Investigation of the effect of process parameters in sheet hydroforming process, Int. J. Interac. Des. Manu. 17 (2023) 3189-3198.

[6] A. Piccininni et al., Reshaping End-of-Life components by sheet hydroforming: An experimental and numerical analysis, J. Mater. Proc. Tech. 306 (2022) 117650.

[7] M. Zampaloni, N. Abedrabbo, and F. Pourboghrat,Experimental and numerical study of stamp hydroforming of sheet metals, Int. J. Mech. Sci. 45 (2003) 1815-1848.

[8] Y. P. Korkolis, and S. Kyriakides,Hydroforming of anisotropic aluminum tubes: Part II analysis, Int. J. Mech. Sci. 53 (2011) 83-90.

[9] F. Pourboghrat, S. Venkatesan, and J. E.LDR and hydroforming limit for deep drawing of AA5754 aluminum sheet, Carsley, J. Manu. Proc. 15 (2013) 600-615.

[10] R. F. Young, J. E. Bird and J. L. Duncan, J. Appl. Met. Working.1 (1981)11–18.

[11] F. Barlat, H. Aretz, J. Yoon, M. Karabin, R. Dick,Linear transfomation-based anisotropic yield functions, Int. J. Plast. 21(2005)1009–1039.

[12] S. Panich, F. Barlat, V. Uthaisangsuk, S. Suranuntchai,Experimental and theoretical formability analysis using strain and stress based forming limit diagram for advanced high strength steels, Mater. Des. 51 (2013) 756–766.

[13] R. Hill, in: Proceedings of Royal Society, London. 193(1948) 281-297.

[14] F. Barlat, et al.Plane stress yield function for aluminum alloy sheets-part 1: theory, Int. J. Plast. 19 (2003) 1297–1319.

Kumpunya, D., Chongbunwattana, K., Polpruk, W., & Panich, S. (2026). Comparative study on anisotropic plastic deformation with consideration of various constitutive models of a large sheet hydroforming for a motorcycle fuel tank. Mechanics of Advanced Materials and Structures, 33(1), 2703280.

MECHANICS OF ADVANCED MATERIALS AND STRUCTURES
2026, VOL. 33, NO. 1, 2703280
https://doi.org/10.1080/15376494.2026.2703280

Taylor & Francis
by informa

ORIGINAL ARTICLE

Check for updates

Comparative study on anisotropic plastic deformation with consideration of various constitutive models of a large sheet hydroforming for a motorcycle fuel tank

Dujthep Kumpunya[a,b], Komkamol Chongbunwattana[a], Wasu Polpruk[a], and Sansot Panich[a]

[a]Department of Production and Robotics Engineering, Faculty of Engineering, King Mongkut's University of Technology North Bangkok, Bangkok, Thailand; [b]JSIM CO., LTD, Bangkok, Thailand

ABSTRACT

This study aims to compare the predictive accuracy of various advanced constitutive material models. Initially, a finite element (FE) model of large sheet hydroforming (SHF) for a motorcycle fuel tank was carried out using isotropic hardening (IH) and combined isotropic-kinematic hardening (IKH) models, characterizing plastic deformation through Hybrid Swift-Voce (HSV) and Hybrid Swift-Hocket Sherby (HSHS) hardening frameworks, integrating anisotropic yield criteria, Hill'48, Yld2000-2d, and Yoshida2013. Subsequently, the simulated results were validated with the corresponding experimental SHF of the SPC270 sheet. Therefore, the predictive accuracy of various constitutive models was evaluated by comparing thickness, profile draw-in, springback angle, and height deviation along the hydroformed sheet profile to evaluate their performance. The research finding was observed that predictions derived from the combined IKH model yielded more accurate predictions than those provided by the IH model. The incorporation of Yld2000-2d produced the most accurate predictions. Additionally, no significant differences were observed between the two-hybrid strain hardening models employed based on the IKH model. The Yoshida2013 demonstrated a slightly less accurate prediction than the Yld2000-2d. The Yoshida2013 model is more suitable for industrial applications because it requires less material testing. This novel procedural approach is valuable for automotive part manufacturing sectors.

ARTICLE HISTORY
Received 16 April 2026
Accepted 2 July 2026

KEYWORDS
Combined isotropic-kinematic hardening; Y-U model; Yoshida2013; Yld2000-2d; sheet hydroforming process

HIGHLIGHTS

- The combined isotropic-kinematic hardening (IKH) model offers a more accurate prediction than the isotropic hardening (IH) model, demonstrating the best performance. The enhancement is related to predicting anisotropic plastic deformation on a large motorcycle fuel tank. This advancement underscores the advantages of employing the combined IKH model in scenarios involving large strain deformation and springback effects.
- For anisotropic plastic deformation, the Yld2000-2d criterion demonstrates the highest predictive accuracy. The sixth-order Yoshida (2013) and Hill ('48) criteria follow in terms of performance, respectively. This novel finding is valuable for automotive and industrial sectors, facilitating a more straightforward application of FE simulation when considering anisotropic deformation with the Yoshida2013 criterion.
- The novelty of the Hybrid Swift-Voce (HSV) and Hybrid Swift-Hocket Sherby (HSHS) models is evident in their ability to describe the consistent extension flow stress at the end of the hydroforming state of large-strain deformation in large fuel tanks.
- The innovative accomplishments of the constructive experimental approach for a large motorcycle fuel tank, utilizing the sheet hydroforming process, do not rely on a liquid pressure system produced by heavy machinery.

1. Introduction

The Sheet Hydroforming (SHF) process is a manufacturing technique that improves the formability of material sheets. Hydrostatic pressure, when uniformly distributed, maintains balanced stress in a plane as the sheet undergoes continuous deformation due to frictionlessness. This superior rationale necessitates the consistent use of this forming process for components requiring intricate shapes and significant deformation. According to a large motorcycle fuel tank, these part components must be divided into multiple segments and subsequently reassembled after undergoing a stamping process. Consequently, sheet hydroforming has been continuously developed to simplify this complex process. Prior to the establishment of the SHF process, its design must be examined first. To minimize the trial-and-error approach in die design, finite element (FE) simulation is one of the most

CONTACT Sansot Panich sansot.p@eng.kmutnb.ac.th Department of Production and Robotics Engineering, Faculty of Engineering, King Mongkut's University of Technology North Bangkok, Bangkok, Thailand.
© 2026 Taylor & Francis Group, LLC

effective methods employed prior to the die fabrication process. The simulation of the SHF process requires enhancement for improved accuracy by employing material models that precisely characterize material deformation behavior. This is the justification articulated in this study.

Sheet hydroforming is a manufacturing technique designed for forming complex parts that necessitate substantial deformations, utilizing highly malleable mild steel sheets in the process [1]. The reduced springback deflection compared to high-strength steel sheet is a primary reason for the adoption of this material grade [2]. This mild steel material provides the highest formability compared to other steel sheets [3]. Manufacturers consistently use this deformable advantage for an increased deep drawing component [4]. Additionally, the mild steel is utilized in other components with complex shapes [5]. Numerous research studies have examined the formability of this steel type *via* experimental and numerical finite element (FE) simulations. In this research work, the investigated mild steel sheet grade SPC270 provided the enhanced formability; meanwhile, SHF further improved the sheet's formability. The frictionless nature generated at the contact surface between the sheet and liquid pressure serves as the primary motivation for developing a hydroforming technique. The first alternative hydrostatic pressure form was introduced in the work of Zhang and Danckert [6] in 1998. They described a hydromechanical deep drawing process through a cylindrical deep drawing investigation. The concept of closed-chamber liquid increasing pressure as the cavity size decreases has been extended to other forming processes. An application, design concept, and evolution of this process can be found in the conclusion of Bell et al. [7]. However, the main aim is to demonstrate how the consideration of material sheets influences various anisotropic yield criteria and strain hardening models in FE simulations. A comparative study should focus on the performance of predictions. Over the past decade, many researchers have conducted investigations using experimental, analytical and numerical simulations to explore sheet hydroforming. Initially, Zhou et al. [8] examined the multi-layer sheet hydroforming of semi-ellipsoid punch drawing through both numerical simulations and experimental investigations. The FE simulation was based on isotropic elliptical yielding and isotropic hardening assumptions. The comparison of thinning sheets indicated that the FE results overestimated the experimental findings. Subsequently, Lui et al. [9] investigated under using temperature and strain rate conditions, a backpropagation neural network was employed to predict the flow behavior of the sheet for FE simulation. This hybrid approach successfully predicted part thinning in the double-layer sheet hydroforming process. In a separate examination of process parameters, Chen et al. [10] analyzed the formability of SHF under varying strain rates and deep drawing ratios. Diverse strain rates yield distinct behaviors in flow stress curves. This study utilized the Johnson-Cook (JC) model to detect strain hardening in a simulation. The thinning ratio was examined and contrasted between the experiment and the simulation. This study successfully predicted the final thickness. In a separate comparative study, Sudarsan and Panda [11] conducted both experimental and numerical simulation of superheated fluid in an ultra-thin sheet of AA1050, C101, and SS304 material grades. This study characterized the sheet's anisotropic behavior using the Barat 89 yield criterion. Furthermore, the flow stress curve was calibrated using the Hollomon isotropic strain hardening model. Xia et al. [12] utilized impact hydroforming (IHF) for a complex part for an aluminum alloy sheet. The JC model delineated strain-hardening behavior for finite element simulation. This research endeavored to predict thinning in a sample utilizing the JC model. Yapan et al. [13] predicted damage in hydroforming. They employed the JC model in the FE simulation of the hydraulic bulge test sample and IHF sample across various strain rates. A damage parameter was incorporated into the simulation, whereas the anisotropic parameter was excluded. This study is comprehensive in predicting fractures in hydroforming. Huang and Kuo [14] proposed the FE simulation serves as the primary instrument for elucidating the impact of design and associated parameters. The simulation evidently demonstrates insufficient consideration for the sheet's characteristics, including anisotropic behavior. Apparently, the assumption of the isotropic kinematic hardening model has not been incorporated. Increased consideration of its characteristics should yield greater predictive accuracy. The simulation evidently demonstrates insufficient consideration for the sheet's characteristics, including anisotropic behavior.

Apparently, the assumption of the isotropic kinematic hardening model has not been incorporated. Increased consideration of its characteristics should yield greater predictive accuracy. A key factor enhancing the accuracy of predicting outcomes in sheet metal forming simulations is the material model that accurately characterizes the anisotropic plastic deformation associated with sheet metal forming and sheet hydroforming processes. Over the past two decades, numerous researchers have proposed various isotropic, kinematic, and combined isotropic hardening models, including anisotropic yield criteria, to achieve realistic predictions in experimental forming processes. Nursesmeh and Green [15] obtained the forming limit curve (FLC) using the theoretical Marciniak and Kuczynski (MK) model, coupling it with isotropic and combined isotropic-kinematic hardening (IKH) in conjunction with the Hill'48 yield criterion for an aluminum alloy sheet. In comparison to the conventional isotropic hardening (IH) law, the calculated limit curve of combined isotropic kinematic hardening (IKH) overestimated the one based on the IH model. In comparison to the experimental results, this hybrid assumption accurately predicts the right-hand side but overestimates the left-hand side limit curve. This study illustrated the alternative adaptability of plasticity analysis for predicting sheet metal forming. Butuc et al. [16] induced a theoretical MK model to predict the forming limit under the anisotropic conditions of the Yld2000-2d yield criterion. The developed limit curves based on isotropic and kinematic hardening were examined and compared. This research demonstrates the adaptability of modeling to improve predictive capability. The FE simulation encountered

challenges in accuracy prediction for sheet metal forming due to isotropic and kinematic hardening. Taherizadeh et al. [17] examined anisotropic plastic deformation utilizing the non-associated plasticity model with anisotropic and kinematic hardening in simulations of sheet metal forming. The FE simulation was conducted using a plasticity return mapping formulation. This non-associated anisotropic hardening facilitates the prediction of the curl in a drawing channel. Furthermore, Mendiguren et al. [18] introduced a kinematic hardening model to predict the springback of a U-shaped forming part. The simulation results indicated that the U-shaped profiles differed between the IH model and the combined IKH model. Strahnov et al. [19] modeled tension bending that integrated both isotropic and kinematic hardening laws, employing Prager's law to describe plastic deformation behavior. The simulation results clearly demonstrated the importance of kinematic hardening parameters on bending moments and loading stress distribution, although unloading was only slightly affected. Fu et al. [20] proposed a novel simulation of anisotropic plastic deformation using a single testing machine. The Hill'48 yield criterion and a nonlinear kinematic hardening model were utilized to determine an inverse solution. Both kinematic and isotropic assumptions were applied to predict the force-displacement curve during cyclic testing. This outcome showed that kinematic hardening aligned more closely with experimental results than isotropic hardening. Hu and Yoon [21] developed an anisotropic distortional hardening (ADH) model based on a non-associated flow rule with respect to the Yoon2014 yield criterion. In this study, two different material grades, mild steel and advanced high-strength steel sheets, were investigated. A comparison was made between the flow stress curves with various pre-strains derived from experimental investigations and the ADH model. Subsequently, Hu et al. [22] extended this research. Yield loci and anisotropy values were predicted using the Poly6-18p and Yld2000-2d yield criteria, in conjunction with generalized anisotropic distortional hardening. The results indicated that the predictive ability for the Bauschinger effect remained consistent, regardless of whether different non-associated or associated flow rules were employed. In conventional stamping FE simulations, kinematic hardening is also applied, particularly in the context of springback prediction. For instance, Chongthairungruang et al. [2]. In the SHF process, the material model is based on either kinematic or combined IKH. Taherizadeh et al. [23] developed a user material-defined (UMAT) subroutine for mixed isotropic-kinematic hardening, which was implemented in the FE model using ABAQUS software. The study clearly demonstrated that the mixed model provided higher accuracy in predictions compared to IH models. Furthermore, Williams et al. [24] numerically integrated the combined IKH model in conjunction with Yld2000-2d to test the accuracy of tube hydroforming simulations. Churiaque et al. [25] performed sheet hydroforming using both experimental and numerical methods under various hardening models on aluminum alloy sheets to estimate springback, achieving predictions that were accurately validated by experimental tests. Lui et al. [26] investigated the failure of a parabolic aluminum alloy sheet rubber bladder hydroforming using both experimental and numerical simulations, contrasting the application of monotonic and cyclic loading flow stress curves. The influence of kinematics on the material is considerable, despite its low strength.

Over the past decade, numerous researchers have emphasized their efforts on investigating the applicability of anisotropic yield criteria to characterize anisotropic plastic deformation in SHF simulations. Zampaloni et al. [27] examined anisotropic behavior in sheet hydroforming by employing the Yld89 yield criterion in the simulation of a bulge test specimen. Cherouat et al. [28] subsequently employed the Hill'48 yield criterion to investigate plastic deformation during a hydro-bulging test. The predicted thickness result can be accepted with the experimental findings. Furthermore, the associated constitutive anisotropic modeling was implemented to enhance the precision of formability predictions in the forming model [29–32]. Koubaa et al. [33] evaluated constitutive modeling, integrating material anisotropy into the FE simulation of the sheet bulge test *via* rubber pad forming. The effect of material anisotropy, critical to consider during the utilization process, was found to be variable. Zhang et al. [34] compared three anisotropic yield criteria, Hill'48, Yld89, and Yld2000-2d, to describe the anisotropic plasticity of aluminum tube hydroforming. The discovery emphasized the efficacy of utilizing three yield criteria to characterize plastic flow behavior in contrast to experimental analysis. The subsequent study conducted under the Yld2000-2d criterion can be further examined in the following work [35]. Wang et al. [36] evaluated three distinct anisotropic yield criteria—Hill'48, Yld2000-2d, and BBC2005-within finite element simulations of hydroforming deep drawing using aluminum alloy grades 2024 and 5754 sheets. The results presented that the Yld2000-2d and BBC2005 criteria exhibit superior predictive performance compared to the quadratic Hill'48 yield criterion.

The formability prediction is one of the main procedures of sheet metal forming process design, in which the constitutive models have been employed to assess the formability of sheet metal forming through the use of the Forming Limit Curve (FLC), which is derived from these models. This investigation improves the quality of the workpiece by preventing fractures during the process. Moreover, it can emphasize the reliability of the part's usage. Over the three decades, the formability assessment of sheet metal forming has been known to take place on the forming limit diagram (FLD). In this diagram, the limit curve (FLC) represents the threshold for instability in deformation. This diagram is based on bona fide testing, such as the Nakajima stretching test under the ISO 12004 standard or notched samples [37,38]. Even the limit curve is investigated by means of experimental testing; in previous research [38–43] it was clearly found that conventional limit curves did not capture the failure behavior of sheet forming. This means that the conventional FLC provides insufficient fracture prediction. The FLC limit curves, obtained by applying the ductile fracture criterion (DFC) to the FE modeling, allowed for the identification of fractures in the sheet material. This result is

robust to the mathematical fracture model that has broader applicability for sheet metal forming. Therefore, some researchers focus their work on developing ductile fracture criteria (DFC) based on various assumptions about material behavior. It is known that metal sheets can fail under ductile fracture phenomena. Meanwhile, a material anisotropy model has been implemented into the fracture model, as presented in references [37–46]. Lou et al. [47] proposed a new DFC called "DF2012" for material sheets, which is based on three micromechanically damaging mechanisms and includes three specific material parameters. Subsequently, the DFC has been continuously developed and improved through various classifications, as shown in DF2014 [48] and DF2016 [49]. Notably, the DFC incorporates material flow behavior according to the fracture model proposed by Bia and Wierzbicki [50], which includes a coupling strength coefficient and strain hardening parameters of the sheet in the mathematical function. Additionally, Morh and Marcadet [51] developed the Hosford-Coulomb damage model, taking into account the hardening parameters of the sheet. Furthermore, many researchers have contributed to enhancing the DFC, as documented in references [52–58]. As noted in the DFC development process, it can be concluded that fracture assessment must be conducted more rigorously to evaluate the formability of deformed sheets. This criterion is particularly relevant in the context of sheet hydroforming for the investigated fuel tank part, which transitions from a uniaxial to a plane strain state due to stretching. The ductile fracture criterion highlights this stress state, specifically identified as DF2016. Therefore, this study utilized the DF2012, DF2014, and DF2016 criteria for constructing the forming limit curve (FFLC) in comparison to the investigated experimental FFLC. Subsequently, these two FFLCs approaches were employed to establish the limit curve for the sheet of the hydroformed fuel tank.

From the literature reviews, it is definitely evident that the various constitutive models, such as isotropic, kinematic, and combined IKH models utilized in sheet metal forming simulations, have been thoroughly examined over the past decades regarding their characteristics and formability. Nonetheless, this deformation defect necessitates further comprehensive investigations and predictions in the future, as their works predominantly center on springback prediction in advanced high-strength steel (AHSS) of sheet metal stamping, utilizing finite element simulations to assess laboratory-scale specimens with basic S-rail and U-shaped geometries. Demonstrations of utilizing advanced formability predictions for sheet hydroforming industrial components have been relatively scarce, especially regarding large-strain hydroformed mild steel sheets with complex geometries. Limited studies have examined thickness reduction, highlighting a research gap that necessitates further investigation. While certain researchers employed diverse constitutive models, including isotropic and combined IKH models with anisotropic yield criteria, to predict thinning and springback in sheet metal forming processes [2,18–26], their studies have not been compared in accuracy prediction in sheet thinning and shape geometries, such as height deviation and draw-in on flange sheets. Furthermore, the proposed models described anisotropic plastic deformation through newly developed advanced strain hardening and anisotropic yield criteria, specifically applied to the sheet hydroforming of a large mild steel sheet for accuracy evaluation, have not been found. Eventually, a comprehensive comparative analysis on the predicted formability results from the aforementioned various constitutive models was not presented and identified. The novelty of this research work lies in improving and developing the previously mentioned research gap, as past studies only focused on AHSS in simple sheet metal stamping, which included FE simulations using original hardening laws and anisotropic yield criteria to examine their contributions to formability and springback. Conversely, the novelty development of this work is dedicated to using the uniaxial tensile stress curve to obtain the Y-U parameters for springback prediction. Additionally, the new research finding of a comparative study of accuracy predictions in sheet hydroforming for a large motorcycle fuel tank of SPC 270 mild steel sheets, applying the IH and combined IKH models. Then, plastic deformation was described using the advanced Hybrid Swift-Voce (HSV) and Hybrid Swift-Hocket Sherby (HSHS) hardening law models, combining with the Hill'48 quadratic [59], Yld2000-2d non-quadratic [60], and sixth-order polynomial anisotropic yield criteria as proposed by Yoshida et al. [61]. The predictive accuracy was newly evaluated regarding the thickness, profile draw-in, springback angle, and surface profile height deviation of the SHF fuel tank part, which has elongated plastic deformation properties. The comparative study ultimately revealed that the integration of the combined IKH and Yld2000-2d models provided a more precise prediction than the other criteria. Ultimately, the sixth-order polynomial proposed by Yoshida et al. [61] could be more appropriately applied for industrial applications due to its requirement for fewer mechanical property variables. This novel procedural approach is valuable for automotive part manufacturing sectors.

2. Material characterization of SPC270 mild steel sheet

In this research, an SPC270 mild steel sheet is the material investigated with a thickness of 0.9 mm. Due to its superior deformability and lower strength, which require minimal generated force, this material is commonly used to produce parts that undergo significant deformation, particularly in large fuel tank components that necessitate highly deformable sheets. Consequently, this material is formulated to include a low-carbon additive. The main chemical compositions of the mild steel sheet employed are presented in Table 1. The data clearly indicate that the carbon content is less than 0.1%, while other elements are also present in slightly lower percentages. The accumulation of inclusion elements is approximately 0.57%, with iron (Fe) being the primary element, accounting for about 99.43%. In this study, the distribution of the added elements and iron is

homogeneous, which does not enhance anisotropic characteristics. However, anisotropy is primarily assumed to have arisen from the cold-rolled thickness reduction process. A more detailed investigation of these characteristics is provided in Sections 2.1 and 2.4. Additionally, to illustrate the anisotropy of the sheet, different mechanical properties examined in various orientations relative to the rolling direction are discussed in Section 2.4.

2.1. Uniaxial tensile test

A uniaxial tensile test is an experimental procedure that yields essential authentic mechanical properties and anisotropy values for finite element simulation. The calibration of hybrid flow stress Furthermore, the calibration of anisotropic yield criteria in the subsequent Section 4, also employs yield stress and anisotropy values derived from uniaxial tensile testing. Consequently, in conjunction with the tensile testing, the deformation of the used samples was systematically measured and recorded to assess the essential properties. This study utilizes the ASTM E8 [62] standard, specifying a sample shape with a width of 12.5 mm for uniaxial tensile testing. The specimen was conducted in the same dimension and under various loading orientations: rolling direction (RD), diagonal direction (DD), and transverse direction (TD) of the sheet. In combination with the test, longitudinal extension and width reduction were measured independently, and as the load increased, stress and strain were also assessed. Obviously, the determination procedure and the investigation of properties are described in Section 2.4.

2.2. Hydraulics bulge test

The yield stress under a balanced biaxial tension stress state for a non-quadratic yield criterion calibration was determined through a hydraulic bulge test. A 300 mm square sheet was located in the bulging die set depicted in Figure 1(a). Hydrostatic pressure was exerted on the sample, progressively increasing until an oil leak failure transpired in a lower die channel. During testing, the upper die was closed on a sample featuring a bead lock and subjected to static pressure. Further details of this experimental procedure are available in the framework established by Young et al. [63] and applied in Jantarasricha et al. [41]. As pressure was applied, the sample underwent deformation, resembling the semi-spherical dome depicted in Figure 1(b); the dome's height (h_i) was measured to assess the thickness (t_i) of the sheet at the apex of the dome region. According to the membrane theory, the balanced biaxial true plastic stress ($\overline{\sigma}_b$) can be ascertained using the analytical formula presented in Eq. (1). Conversely, true plastic strain at balance biaxial ($\overline{\varepsilon}_b$) is characterized by thickness deformation ($\overline{\varepsilon}_b^t$) true plastic strain. Equation (2) is established for the strain-examined formula.

$$\overline{\sigma}_b = \frac{P_i}{2}\left(\frac{R_i}{t_i} + 1\right) \tag{1}$$

$$\overline{\varepsilon}_b = -\overline{\varepsilon}_b^t = \ln\left(\frac{t_0}{t_i}\right) \tag{2}$$

Hydrostatic pressure at any state (P_i) can be analyzed using the measured value of a pressure unit, as indicated by Eq. (1). Both equations require the dome's radius (R_i) and the sheet's thickness (t_i) at any point during testing, with the initial thickness of the sheet (t_0) set at 0.9 mm. The radius and thickness of the top dome at any given time can be analyzed using membrane theory through the analytical formula provided in Eq. (3) below.

$$R_i = \frac{\left(d_c/_2 + R_c\right)^2 + h_i^2 - 2R_c h_i}{2h_i} \tag{3.1}$$

$$t_i = t_0\left(\frac{1}{1 + (2h_i/d_c)^2}\right)^2 \tag{3.2}$$

where, R_c, d_c respectively, specify the radius of the die and the diameter of the cylindrical die, which is a constant value. Consequently, solely the dome's height was measured to

Table 1. Chemical composition of SPC270 mild steel sheet reported in weight percentage.

Elements	C	Mn	P	S	Fe
Wt. (%)	0.095	0.412	0.034	0.03	Balanced

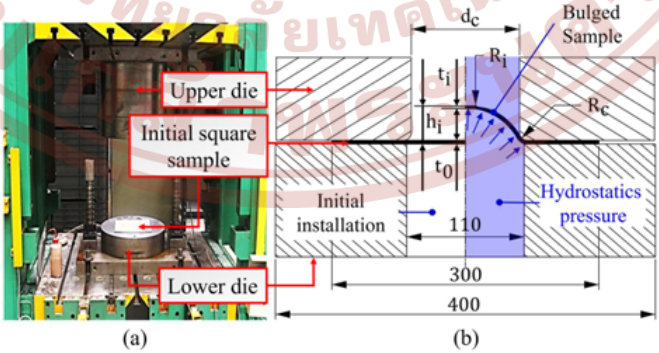


Figure 1. Illustration of the hydraulic bulge test, including (a) the die set and sample installation, and (b) schematic diagram comparing geometric parameters measured between the initial unloading and final loading states.

Table 2. Mechanical properties of SPC270 mild steel sheet examined in various orientations.

Properties	RD	DD	TD	Biaxial
Yield strength, 0.2% proof strength (MPa)	135.346	137.857	132.644	137.092[1]
Ultimate tensile strength (MPa)	287.245	294.455	290.045	–
Uniform elongation (%)	25.199	24.340	25.724	–
Total elongation (%)	45.774	43.603	44.601	–
Anisotropy coefficient, 17.5% (-)	2.936	2.077	2.293	1.194[2]

[1]Hydraulics bulge test.
[2]Disk compression test.

analyze stress and strain during bulging. By the investigation, the curvature of this experiment resembles uniaxial tension. The yield stress was analyzed using the 0.2% proof stress method. The yield stress is presented in Table 2.

2.3. Disk compression test

The calibration parameters of the anisotropic Yld2000-2d yield criterion necessitate the balanced biaxial anisotropy coefficient value (r_b). The balanced anisotropy should be derived from a disk compression test conducted under balanced biaxial compression stress. The experimental disk compression test procedure was thoroughly delineated by Chaimongkon et al. [38], Amree et al. [40] and Panich et al. [64]. The die set was installed on a universal testing machine with a capacity of 80 tons. Additionally, the circular disk sample, prepared at 8 mm in diameter and precisely prepared *via* the wire-cutting method, underwent stepwise balanced biaxial in-plane stress through applied compressive forces. The incremental stepwise forces were organized within a range from yield strength to ultimate tensile strength, comprising nine stepwise from 11 kN to 19 kN, increasing stepwise by 1 kN. Three repeated tests were carried out for each load condition; the number of tests was totally conducted 27 times. The sample disk was meticulously lubricated with oil while a crosshead speed of 5 mm/min was constantly applied. Following the application of load, deformed samples were analyzed to measure the resultant diameter in the rolling direction (RD) (D_i^{RD}) and the transverse direction (TD) (D_i^{TD}). The computed plastic true strain is expressed in Eq. (4). According to the definition of (r_b) in Eq. (5), the plastic true strain in the transverse direction (ε^{TD}) divided by the rolling direction (ε^{RD}), should be determined from all examined disk samples. Consequently, the balanced biaxial anisotropy coefficient can be obtained by using the linear least squares regression method, as described in Refs. [38,40,64]. The slope of the solution is precisely defined to be the anisotropy coefficient (Rb) as 1.194 with the correlation value (R^2), as shown in Figure 2.

$$\varepsilon_i^{RD} = \ln\left(\frac{D_i^{RD}}{D_0}\right), \varepsilon_i^{TD} = \ln\left(\frac{D_i^{TD}}{D_0}\right) \tag{4}$$

$$r_b = \frac{\varepsilon^{TD}}{\varepsilon^{RD}} \tag{5}$$

2.4. Mechanical forming properties

Mechanical properties such as modulus of elasticity, yield stress, ultimate tensile stress, elongation, and anisotropy

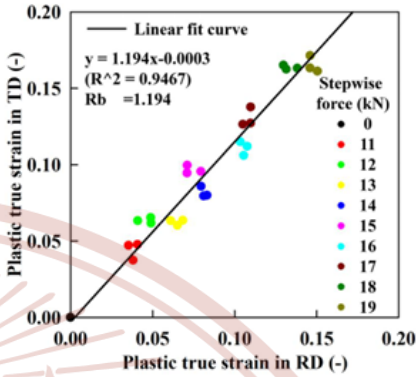


Figure 2. Relationship between plastic true strains in the RD and TD of the SPC270 sheet.

coefficient are significantly demonstrated to identify a plastic flow behavior in FE simulation. These values should be carefully examined by the bona-fide experiment. In this study, the uniaxial tension test was employed to determine mechanical properties. The previous Section 2.1 depicts experimental investigation of uniaxial tensile test, performed repeatedly three times to guarantee reliability and repeatability. while this section describes the determination of mechanical properties of mild steel sheet. Firstly, anisotropy value which identified as plastic true strain in width (φ_w) divide thickness (φ_t) in Eq. (6) can be determined along testing by the collected data. However, thickness strain is difficult to measure, by the conservation volume in true plastic strain $(\varphi_L + \varphi_w + \varphi_t = 0)$, this anisotropy value also determined by longitudinal true strain (φ_L) instead. In addition, this anisotropic value can be dependency determined in which orientation (RD, DD, TD). The selected value is in the plastic range but not over the stability limit. Therefore, anisotropic value by uniaxial tension of both three directions is in 17.5% elongation which in the plastic deformation but not over the ultimate tensile strength. Secondary, modulus of elasticity, yield stress, ultimate tensile strength, elongation are obtained both from the uniaxial tensile testing. Engineering stress and strain are respectively provided by tension load over the initial rectangular cross Section area and the longitudinal extension over the initial gauge length. The engineering curve was employed to investigate yield stress (0.2% proof stress), ultimate tensile strength, total or uniform elongation, and the modulus of elasticity.

$$r = \frac{\varphi_w}{\varphi_t} = \frac{-\varphi_w}{\varphi_L + \varphi_w} \tag{6}$$

Apparently, Table 2 demonstrates the mechanical forming properties of the SPC 270 mild steel sheet, measuring 0.9 mm in thickness with precision accuracy in 3 digits, indicating slight variations in properties across different orientations. The anisotropy coefficients display varying values across different directions, indicating that planar sheet deformation can be elongated with distinct capabilities in each direction. The yield stress varies slightly with orientation; however, the anisotropic value clearly indicates that the

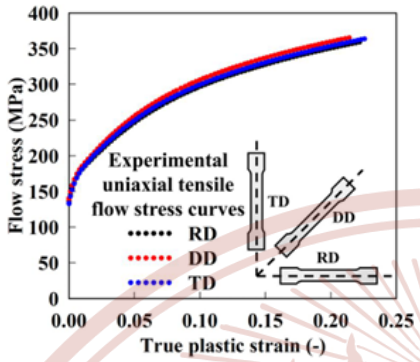


Figure 3. Comparison of experimental uniaxial tension flow stress curves along RD, DD, and TD of SPC270 mild steel sheet.

capacity for stress distribution differs in various directions. The maximum elongation with superior formability is observed in RD, accompanied by the highest anisotropy coefficient, followed by TD and DD, respectively. It is essential to utilize an anisotropic yield criterion to characterize distinct anisotropic plastic deformations in each orientation of the material sheet *via* finite element simulation. Ultimately, diverse advanced anisotropic yield criteria must be employed to accurately predict anisotropic plastic deformation, including the Hill48, Yld2000-2d, and Yoshida2013 yield criteria, which consider the directional properties of the material.

3. Strain hardening models

3.1. Experimental flow stress curve

The isotropic hardening model utilizes the uniaxial tensile results along the rolling direction (RD) to derive the flow stress curve for finite element (FE) simulation, as predicted by the strain hardening phenomenological model. In an experiment, the flow stress curve delineates the correlation between plastic true strain and plastic true stress, which can be determined from the engineering stress-strain curve within the plastic stability zone (from yielding to ultimate tensile strength). Tensile tests were conducted on all three orientations, repeated three times for consistency. Figure 3 illustrates the experimental outcomes; flow plastic behavior for RD, DD, and TD sample orientations is denoted by black, red, and blue dotted lines, respectively. A different orientation yields slightly varied flow stress curves, resulting in minor differences in mechanical properties. The highest flow stress curve exhibited is DD, while the lowest is RD, with TD positioned between the two other orientations.

For accurate prediction in the FE simulation, the flow stress curve requires further extension to accommodate large deformations. Figure 3 clearly indicates that experimental employment yields merely twenty percent of genuine plastic strain stability. An extended deformation remains necessary. This study investigates a uniaxial flow stress curve, based on the idea of isotropic hardening, and then uses strain hardening models to predict plastic deformation. To choose the best hardening model, a variety of strain hardening models will be used and compared. The strain hardening models were investigated in this study, namely, Swift [65], Voce [66], Hockett-Sherby [67], the hybrid Swift-Voce, and the hybrid Swift-Hockett-Sherby hardening models.

3.2. Calibration of strain hardening models

The uniaxial tensile test along the rolling direction was conducted to establish the flow stress curve for finite element simulation. Figure 3 indicates that the end part of the experimental flow stress curve occurs at a true plastic strain of approximately 0.2. For accurate predictions of material behavior under large strain deformation, it is essential to extend the flow stress to encompass large strain conditions. To attain the objective, the hybrid hardening model was implemented to improve the accuracy of predictions on the end part of the experimental flow stress curve regarding plastic deformation. The flow stress curve derived from a balanced biaxial bulge test is known to be more reliable for the strain hardening curve during large strain deformations. This issue is addressed by the practical approach proposed by Gonnoring et al. [68]. They introduced a calculation procedure to transform the biaxial flow stress curve, utilizing effective stress-plastic strain data from the bulge test, to characterize the uniaxial flow stress curve behavior at intermediate and large straining levels typically encountered in the sheet hydroforming process. This method is advantageous, as traditional uniaxial tensile tests are confined to a low uniform-straining range [68]. In this work, this approach was directly applied to convert the biaxial flow stress curve to a uniaxial flow stress curve. The transformed curve demonstrated high accuracy, aligning well with the experimental uniaxial curve, and exhibited greater plastic strain than the original curve. Finally, in this issue, the experimental uniaxial flow stress curve effectively describes the plastic deformation involved in the large straining of the sheet hydroforming process, replacing the biaxial flow stress from the bulge test. Importantly, the uniaxial tensile test is a conventional method that proves to be more effective in industrial applications compared to the bulge test. The calibration of strain hardening models investigated in this study is based on the proposed hardening equations in references [65–67], and the established Hybrid Swift-Voce and Hybrid Swift-Hockett-Sherby equations. By utilizing the experimental flow stress curve along the rolling direction (RD), this work determines the material parameters for the strain hardening listed in Table 3. The stiffness of this mild steel sheet is approximately 540 MPa for the strength coefficient (K) in the Swift model, with a strain hardening coefficient (n) of 0.2711. The n-value exhibits the strain hardening rate, indicating enhanced formability. Conversely, the saturated models, Voce and Hockett-Sherby, establish distinct specific parameters (A and B) for each model, while the strain hardening parameter C is exactly dissimilar. The n-value of the Hocket-Sherby equation, analogous to the Swift model, is 0.7831. The values are subject to enhancement; the flow

stress curve indicates elevated stress at increased strain. In the hybrid models, HSV and HSHS, the weight parameters, which correspond to the increasing Swift hardening and the saturated models of Voce or Hocket-Sherby, are denoted by x and α, respectively. It clearly exhibits that the two weight values differ. This value is multiplied by Swift, whereas the 1 minus with weight parameter is multiplied in the Voce or Hocket-Sherby model; thus, this indicator can elucidate the characteristics of sheet metal relevant to the respective model. In HSV, the weight is 0.7; in HSHS, it is 0.25. The varying values indicate that HSV requires a greater flow stress to enhance its optimal value, whereas HSHS necessitates only a modest increase in large strain.

The predicted flow stress, based on the calibration parameters in Table 3, is illustrated and compared with the experimental flow stress curve along the RD in Figure 4(a). The experimental flow stress on RD is depicted as a black dotted line, whereas the Swift, Voce, and Hockett-Sherby models are illustrated by solid red, pink, and black lines, respectively. The hybrid predicted curves of HSV and HSHS are represented by dashed blue and green lines, respectively. In Figure 4(a), the various models yield distinct flow stress levels at elevated strains. The Swift model produces the highest flow stress, whereas the Voce pink line generates the lowest stress. The Voce and Hocket-Sherby models present considerable similarity in their equations and parameters. The observed curves exhibit a similar pattern, though the specific parameter values differ. The Hockett-Sherby model, which includes the power law and the strain hardening coefficient (n), predicts higher stress levels than a model that doesn't use the Voce equation. The flow stresses of the HSV and HSHS curves are situated between the generated Swift and Voce curves. The HSV model induces weight parameter (x) on the effective stress of Swift model, distributes a higher flow stress than the HSHS model. The HSHS model predicts a lower flow stress. This is done by multiplying high values with the Hockett-Sherby flow stress. The final part of the experimental flow stress curve was estimated using the hybrid hardening model, HSV, and HSHS models; these models, with their different weights and equations, create different hybrid curves.

To evaluate the accuracy of these predictions, the difference between the predicted effective flow stress from each hardening model and the experimental effective flow stress was calculated and expressed as the root mean square error. Therefore, the prediction error can be determined by subtracting the predicted effective flow stress ($\overline{\sigma}_{pred}^{hard}$) for each hardening from the effective flow stress found through experiments ($\overline{\sigma}_{\exp}$). This study uses the root mean square error (RMS_{hard}), including hardening, as the main way to assess the accuracy predictions, as shown in Eq. (12). In this equation, the subscript "i" denotes the experimental data point for $i = 1, 2, \ldots, n$. The accumulation error result encompassed all experimental data points, depicted in Figure 4(b) as the comparative red bar chart presented. The analyzed results indicate that Hocket-Sherby yields the most accurate prediction, exhibiting the lowest error of 0.78 MPa from the experiments. The greatest deviation appears in the isolated models of Swift or Voce, whereas the HSV and HSHS models exhibit high accuracy in error. Furthermore, HSHS provides higher predictive accuracy compared to HSV.

Table 3. Strain hardening parameters of SPC270 sheet calibrated by uniaxial tension along RD.

Hardening models	Specific material parameters				R^2
Swift	K (MPa)	ε_0 (-)	n		
	540.5320	0.0067	0.2711		0.9986
Voce	A (MPa)	B (MPa)	C		
	382.1488	221.6432	9.6111		0.9998
Hocket-Sherby	A (MPa)	B (MPa)	C	n	
	421.2708	276.6748	4.8240	0.7831	0.9987
HSV	x (0.7)				0.9377
HSHS	α (0.25)				0.9351

$$RMS_{hard} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{n}\left(\overline{\sigma}_{\exp}^{i} - \overline{\sigma}_{pr}^{har,i}\right)^2}{n}} \quad (7)$$

The end segment of the experimental flow stress curve indicated the direction of extended flow stress at a large strain. Therefore, the experimental end curve is also employed to evaluate the accuracy prediction. Figure 5(a) illustrates the terminal segment of the experimental flow

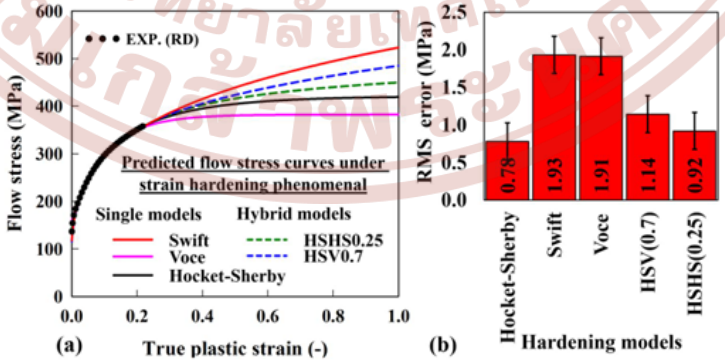


Figure 4. Predicted flow stress curves compare with the experimental curve along RD by (a) various strain hardening models and the (b) root mean square error for predictions and experiments.

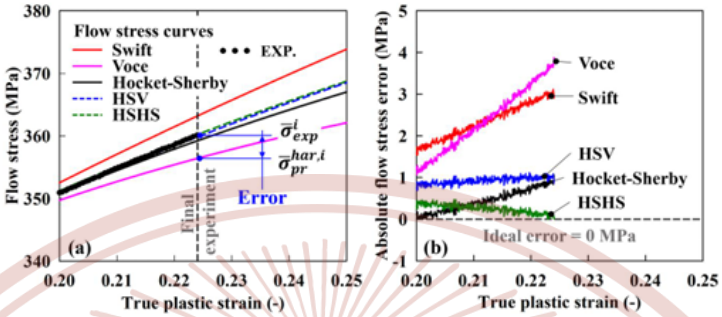


Figure 5. Comparison of experimental and prediction of flow stress curves along the final strain region (a) a closed-up flow stress curves and (b) absolute error from experiment of each employed strain hardening models.

stress curve in comparison to the predicted flow stress curves. The nearest predicted curves are derived from two hybrid models, whereas the predicted curve from the Hockett-Sherby model slightly underestimates the experimental data. Moreover, the Voce curve underestimated at a distance far from the experiment, while the Swift curve exhibits the most significant overestimation. The absolute deviation values from data points are determined, and the deviation end-curve error of each model is depicted and compared in Figure 5(b). The best ideal absolute flow stress error is a zero at the solid black dashed line. The absolute flow stress error values for the Voce, Swift, HSV, Hockett-Sherby, and HSHS hardening models are illustrated by pink, red, blue, black, and green lines, respectively, as illustrated in Figure 5(b). Apparently, Voce exhibits the greatest deviation with a progressively high slope, whereas HSHS demonstrates the minimal error at the end segment of the experimental curve. The results correlate with the RMS error depicted in Figure 4(b), where the Hocket-Sherby, HSV, and HSHS models are identified as appropriate hardening models for predicting flow stress in large-strain deformation. To investigate the effect of strain hardening models, both HSV and HSHS are employed for isotropic strain hardening in finite element simulation and are subsequently compared.

4. Anisotropic yield criteria

This section theoretically describes an application of anisotropic yield criteria to finite element simulation to characterize the anisotropic plastic deformation or yielding behavior of materials under plane stress conditions. To examine the effect of anisotropic yield criteria, three distinct criteria, characterized by varying functions and material parameter calibrations, were employed and simulated. These anisotropic yield criteria are integrated with isotropic and combined IKH models. The employment details are as follows.

4.1. Quadratic Hill'48 yield criterion

The quadratic yield criterion is referred to as Hill'48 [59]. This anisotropic yielding was expressed as a quadratic function of the stress component dependency. This criterion incorporates specific material parameters to characterize the anisotropic behavior of the material. The yield function defined in Eq. (8).

$$2\phi_{Hill} \equiv F(\sigma_{yy}-\sigma_{zz})^2 + G(\sigma_{zz}-\sigma_{xx})^2 + H(\sigma_{xx}-\sigma_{yy})^2 + 2L\sigma_{yz}^2 + 2L\sigma_{zx}^2 + 2N\sigma_{xy}^2 = 2\overline{\sigma}_y^2 \tag{8}$$

where, ϕ_{Hill} is quadratic yield function of Hill'48, $\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}$ are respectively the axiality stress tensor component with respect to the *xx, yy, zz* directions, $\sigma_{yz}, \sigma_{zx}, \sigma_{xy}$ are shear stress tensor component on *yz, zx, xy* plane, respectively, and $\overline{\sigma}_y$ is effective yield stress. In this, criterion, there are six anisotropic material parameters of *F, G, H, L, M,* and *N* which multiplied by the quadratic component. They can be determined by the anisotropy coefficient values as displayed in Table 2 as calculated follow in Eq. (9).

$$F = \frac{r_0}{r_{90}(1+r_{90})}, G = \frac{1}{1+r_0}, H = \frac{r_0}{1+r_0}, \quad N = \frac{(r_0+r_{90})(2r_{45}+1)}{2r_{90}(1+r_0)}, L = M = \frac{3}{2} \tag{9}$$

where, r_0, r_{45}, r_{90} are respectively anisotropy coefficients along RD, DD, TD. For plane stress conditions, a normal perpendicular stress and the related shear stress are assumed in zero ($\sigma_{zz} = \sigma_{yz} = \sigma_{zx} = 0$). Anisotropic Hill'48 criterion in Eq. (8) is transformed to Eq. (10).

$$(G+H)\sigma_{xx}^2 + (F+H)\sigma_{yy}^2 - 2H\sigma_{xx}\sigma_{yy} + 2N\sigma_{xy}^2 = 2\overline{\sigma}_y^2 \tag{10}$$

4.2. Non-quadratic Yld2000-2d yield criterion

The non-quadratic yield function Yld2000-2d is utilized in finite element simulation and compared with alternative criteria. This yield criterion was introduced by Barat et al. [60] as the crystal exponent "a" in the deviatoric stress component space. For steel, the crystal exponent of 6 is recommended, while for aluminum alloys, the exponent of 8 is suggested. The anisotropic yield criterion is defined as shown in Eq. (11).

$$\phi_{YLD} = \phi' + \phi'' = |X'_1 - X'_2|^a + |2X''_2 + X''_1|^a + |2X''_1 + X''_2|^a = 2\overline{\sigma}_y^a \tag{11}$$

where, ϕ_{YLD} is Yld2000-2d yield function, X'_1, X''_1, X'_2, X''_2 are principal linear transformation stress component in *X* tensor, and $\overline{\sigma}_y$ is effective yield stress. These two principal

values of indent 1 and 2 are calculated by the concept of principal Eq. (12).

$$X'_{1,2} = \frac{X'_{xx} + X'_{yy}}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{X'_{xx} - X'_{yy}}{2}\right)^2 + 2X'^2_{xy}}$$
$$X''_{1,2} = \frac{X''_{xx} + X''_{yy}}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{X''_{xx} - X''_{yy}}{2}\right)^2 + 2X''^2_{xy}} \quad (12)$$

By the concept of linear transformation, the principal values are delivered to principal stress tensor σ by the relationship proposed in Eq. (13).

$$X' = C's = L'\sigma$$
$$X'' = C''s = L''\sigma \quad (13)$$

When, C', C'' are tensor matrix of anisotropic yield criterion parameters, L', L'' are linear transformation matrix which can be determined by the transformation of eight specific material parameters of $\alpha_1, \alpha_2, \ldots, \alpha_8$ as derived in Eq. (14). These eight parameters can be determined by a non-linear regression *via* Newton and Raphson approach by using normalized yield stresses and anisotropy values along RD, DD, TD, and balanced biaxial tension. The calculation procedure can be found in Barat et al. [60].

$$\begin{bmatrix} L'_{11} \\ L'_{12} \\ L'_{21} \\ L'_{22} \\ L'_{66} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 2/3 & 0 & 0 \\ -1/3 & 0 & 0 \\ 0 & -1/3 & 0 \\ 0 & 2/3 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ \alpha_7 \end{bmatrix}$$
$$\begin{bmatrix} L''_{11} \\ L''_{12} \\ L''_{21} \\ L''_{22} \\ L''_{66} \end{bmatrix} = \frac{1}{9} \begin{bmatrix} -2 & 2 & 8 & -2 & 0 \\ 1 & -4 & -4 & 4 & 0 \\ 4 & -4 & -4 & 1 & 0 \\ -2 & 8 & 2 & -2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 9 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \alpha_3 \\ \alpha_4 \\ \alpha_5 \\ \alpha_6 \\ \alpha_8 \end{bmatrix} \quad (14)$$

4.3. Sixth-order polynomial Yoshida2013 yield criterion

A sixth-order polynomial anisotropic yield criterion was developed by Yoshida et al. [61], namely Yoshida 2013. This criterion is established by many stress components, which are derived from Drucker's J2-J3 extension. The polynomial function of this criterion under plane stress conditions is expressed by the following Eq. (15).

$$\begin{aligned} \phi_{Yoshida} = {} & C_1\sigma_{xx}^6 - 3C_2\sigma_{xx}^5\sigma_{yy} + 6C_3\sigma_{xx}^4\sigma_{yy}^2 - 7C_4\sigma_{xx}^3\sigma_{yy}^3 \\ & + 6C_5\sigma_{xx}^2\sigma_{yy}^4 - 3C_6\sigma_{xx}\sigma_{yy}^5 + C_7\sigma_{yy}^6 \\ & + 9\left(C_8\sigma_{xx}^4 - 2C_9\sigma_{xx}^3\sigma_{yy} + 3C_{10}\sigma_{xx}^2\sigma_{yy}^2 - 2C_{11}\sigma_{xx}\sigma_{yy}^3 + C_{12}\sigma_{yy}^4\right)\sigma_{xy}^2 \\ & + 27\left(C_{13}\sigma_{xx}^2 - C_{14}\sigma_{xx}\sigma_{yy} + C_{15}\sigma_{yy}^2\right)\sigma_{xy}^4 \\ & + 27C_{16}\sigma_{xy}^6 = \overline{\sigma}_y^6 \end{aligned} \quad (15)$$

where, $\phi_{Yoshida}$ is Yoshida2013 anisotropic yield function, $C_1, C_2, \ldots, C_{16}$ are anisotropic material parameters, and $\overline{\sigma}_y$ is effective yield stress. Then, these sixteen anisotropic parameters of this yield criterion are defined by an optimized $a_m, b_m, c_m, g_m (m = 1, 2)$ which calibrated to minimum error of Eq. (16). More detail of the relationship of the constant can be found in an appendix of the reported work [39].

Table 4. Anisotropic parameters of Hill'48 anisotropic yield criterion of SPC270steel sheet.

F	G	H	N
0.3253	0.2541	0.7459	1.4931

Table 5. Anisotropic parameters of Yld2000-2d anisotropic yield criterion of the SPC270 steel sheet.

α_1	α_3	α_5	α_7
α_2	α_4	α_6	α_8
1.119052	1.013844	0.930484	1.037497
1.010016	0.940724	1.166785	0.80713

Table 6. Anisotropic parameters of Yoshida2013 anisotropic yield criterion of SPC270 steel sheet.

Specific material parameters			
C_1	C_2	C_3	C_4
1	1.491825	1.746841	1.811924
C_5	C_6	C_7	C_8
1.605796	1.327341	0.953123	1.116801
C_9	C_{10}	C_{11}	C_{12}
1.647687	1.584735	1.496063	0.985951
C_{13}	C_{14}	C_{15}	C_{16}
1.165637	1.871791	1.243316	1.330482

$$\begin{aligned} \mathrm{Min}_{error}(a_m, b_m, c_m, g_m) = {} & w_\sigma \sum_{i=1}^{M} \left(\overline{\sigma}_\theta^{pr} - \overline{\sigma}_\theta^{\exp}\right)^2 \\ & + w_r \sum_{i=1}^{N} \left(r_\theta^{pr} - r_\theta^{\exp}\right)^2 \end{aligned} \quad (16)$$

where, w_σ, w_r are respectively weight function based on yield stresses and anisotropy coefficients, $\overline{\sigma}_\theta, r_\theta$ are yield stress and anisotropy value of each orientation, RD, DD and TD. The optimization in Eq. (16), subscript of "*pr*" and "*exp*" are respectively represented prediction value and experimental value.

4.4. Calibration of anisotropic yield criteria for SPC270 steel sheet

The experimental analysis of various uniaxial yield stresses and anisotropy coefficients along the rolling direction (RD), diagonal direction (DD), and transverse direction (TD), as presented in Table 2, utilized the determination of anisotropic parameters according to each yield criterion. They were numerically calculated to obtain anisotropic parameters by requirement of each anisotropic yield criterion. Table 4 presents four plane stress parameters, F, G, H, and N, derived from Hill'48, which are based on anisotropic values. Furthermore, the non-quadratic yield criterion, Yld2000-2d, is characterized by eight anisotropic parameters $(\alpha_1 - \alpha_8)$, which are demonstrate in Table 5. Also, the specified material parameters from Yoshida2013 are presented under the notation of C_i $(i = 1, 2, \ldots, 16)$ as illustrated in Table 6.

It is important to consider the anisotropic parameters that were obtained at a lower plastic strain, or 0.2% offset plastic strain for yield stress; this is a conventional approach that was employed in this research. In reality, the intermediate plastic strain level has been consistently justified in the context of large-strain deformation to achieve the precise

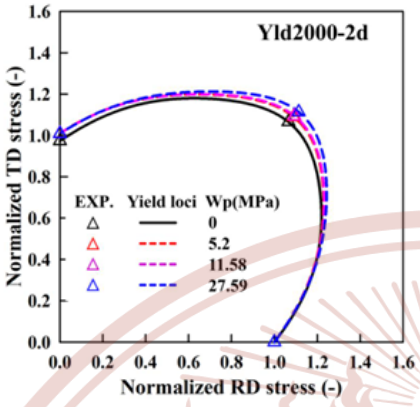


Figure 6. Comparative predictions of the normalized yield loci of the SPC270 mild steel sheet determined with the Yld-2000-2d anisotropic parameters at various plastic-work levels.

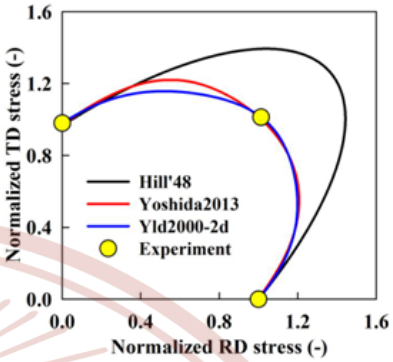


Figure 7. Comparison of anisotropic yield loci between Hill'48, Yld2000-2d, Yoshida2013, and the experimental verification of SPC270 mild steel sheet.

behavior of the fuel tank for large SHFs. Consequently, the alternative approach has been implemented to explain the aforementioned reason. The anisotropic parameter calculation was proposed by Lemos Ferreira et al. [69] using two distinct amounts of plastic work per unit volume (Wp). One was referred to as the yield proof stress at 0.2% plastic strain, while the other was at an intermediate plastic strain level. The limit strain results were more accurately predicted by the latter description. This research demonstrates that the yield-surface shape in the critical stress range is responsible for the improvement, as reported in Refs. [69–72].

In this study, the anisotropic parameters for Yld2000-2d were identified through the calculation of these parameters with different plastic strain levels (plastic work per volume), including 0, 5.2, 11.58, and 27.59 MPa. The experimental values were then compared with the predicted yield loci for the Yld-2000-2d material, which were obtained from four sets of anisotropic parameters as presented in Figure 6. The lowest plastic work per unit volume (Wp = 0 MPa) and higher levels (Wp = 5.2, 11.58 and 27.59) have been employed to calibrate the yield loci for the Yld-2000-2d locus in the transverse direction (90°). There were a few inconsistencies. Apparently, Figure 6 shows the yield loci in the biaxial tension stress state at the lowest plastic work level, which shows a small but notable difference with all the higher plastic work levels. The yield loci for all levels of plastic work appear to be well predicted in the rolling direction (RD, 0°). The shapes of yield surfaces at different levels have a significant influence on plastic work levels in a biaxial stress state. As illustrated in Figures 20 and 21, the formability prediction through FFLC in this investigation, most of the simulated strains are distributed in the uniaxial stress state and directly reach the pure shear region of the FFLC. It can be concluded that the level of plastic work along large strain deformation at a biaxial stress state has not affected the accurate formability prediction of SHF fuel tanks since their strain deformations are distributed during plane strain and pure shear states on the left side of FFLC as observed in Figures 20 and 21. The accurate yield surface description in the stress range of interest is crucial in the numerical analysis of sheet metal forming operations, such as the hemispherical punch stretching and deep-drawing processes, as a biaxial state of stress [68]. Finally, the anisotropic parameters were calculated and obtained at an initial 0.2% offset plastic strain yield stress (Wp = 0 MPa) for utilization in this work.

By incorporating the specific material anisotropy parameters from Tables 4, 5, and 6 into the yield function, a yield locus can be established, enabling the comparison of criteria based on major and minor principal stresses. Figure 7 illustrates the comparison of normalized yield loci in normalized RD and TD space. The normalized values of all three criteria are divided by the yield stress along RD. In this figure, solid black, red, and blue lines represent Hill'48, Yoshida2013, and Yld 2000-2d, respectively, under plane stress conditions without shear stress. Solid yellow dots indicate the normalized experimental values obtained from uniaxial tension in RD, TD, and balanced biaxial tension. In the comparative yield loci for RD, all three criteria are agreed and align well with the experimental data. Conversely, in TD, the non-quadratic Yld2000-2d and sixth-order Yoshida2013 provide the best predictions, while Hill'48 underestimates the results. This predictive accuracy is attributed to both criteria being calibrated using uniaxial yield stress along RD and TD, whereas Hill'48 relied solely on all anisotropy coefficient values. For balanced biaxial tension, the normalized value divided by the RD yield stress is equal for both RD and TD. Comparing the predicted loci clearly shows that the Yld2000-2d model aligns well with the experimental data, while Yoshida2013 slightly underestimates the results and Hill'48 overestimates them significantly compared to both the experiment and predictions. The reason for these predictions is that the quadratic Hill'48 and Yoshida2013 yield criteria were not calibrated with respect to balanced biaxial yield stress. Notably, the Yoshida2013 criterion's predictions were close to the experimental results and to those of the Yld2000-2d model in a balanced biaxial tension state, as its yield function can

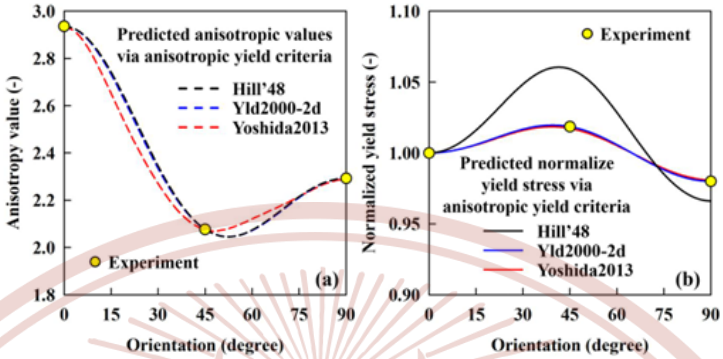


Figure 8. Verification of accuracy prediction on anisotropic yield criteria with bona-fide experiment *via* (a) anisotropy value (b) normalized yield stress in a first quarter orientation from rolling direction of SPC270 mild steel sheet.

describe anisotropic behavior similarly to the Yld2000-2d model.

To verify the accuracy of predictions regarding both yield stress and anisotropy coefficient values, these two parameters can be examined in relation to specific criteria and compared with experimental results. The comparison of anisotropy values between predictions and experiments is illustrated in Figure 8(a). The predictions from the Hill'48, Yld2000-2d, and Yoshida2013 models are represented by dashed black, blue, and red lines, respectively. Three yellow dots indicate the experimental r-values obtained in the rolling direction (RD), diagonal direction (DD), and transverse direction (TD). Notably, all three criteria align closely with the experimental results for the predicted anisotropy coefficients. This agreement arises because these three criteria integrate the three experimental r-values for anisotropy coefficients. However, the predicted curvature characteristics in other orientations differ. For the Yoshida2013 criterion, there is a valley in the DD region that then increases. In contrast, the Hill'48 and Yld2000-2d models display the same curvature in their r-value predictions, which decreases through DD, reaches a valley around 50 degrees, and then increases again. For yield stress predictions for various orientations, this value is also analyzed and compared. The verification of normalized yield stress predictions is depicted in Figure 8(b). In this figure, solid black, blue, and red lines represent the normalized yield stress predicted by the Hill'48, Yld2000-2d, and Yoshida2013 criteria, respectively. The yellow dots correspond to experimental findings in RD, DD, and TD uniaxial tension. It is evident that the yield stress predictions from the Yld2000-2d and Yoshida2013 criteria align well with the experimental data in all three directions, while the Hill'48 criterion agrees only with the RD values. Although the quadratic yield criterion does not incorporate all three stresses to calibrate the model, its predictive accuracy for yield stress is limited to the RD orientation. In conclusion, both the Yld2000-2d and Yoshida2013 criteria are accurately predicted in r-values and yield stress. Conversely, the quadratic Hill'48 criterion performs adequately only for anisotropy values and RD yield stress.

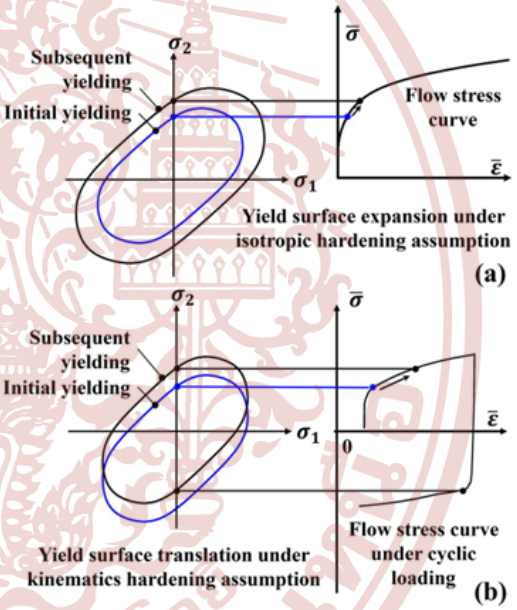


Figure 9. Schematic diagram depicts relationship between flow stress and yield surface under (a) isotropic hardening (b) kinematics hardening.

5. Yoshida-Uemori kinematics hardening model

In an isotropic hardening framework, flow plastic behavior does not incorporate the Bauschinger effect in material modeling. This yielding behavior is characterized by expansion along the yield locus during plastic flow stress, as illustrated in Figure 9(a). This figure depicts both the initial yielding and the subsequent yielding in plane stress and effective stress under IH behavior. The initial yield in the plane stress space is represented by a blue locus, while the subsequent yield is shown by a black locus. The effective stress on the flow stress curve results in flows that reflect the characteristics of the hardening model used. In this context, subsequently yields in the principal stress space increase across all stress states.

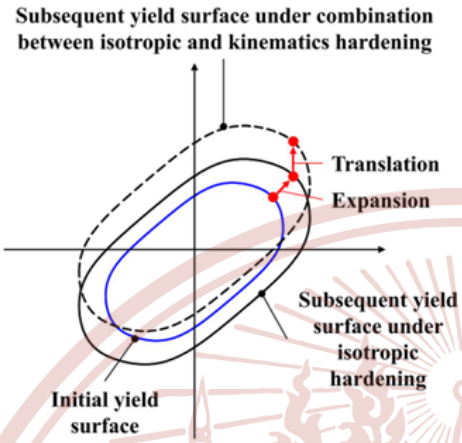


Figure 10. Schematic illustration of anisotropic yield surface under combined isotropic-kinematic hardening model.

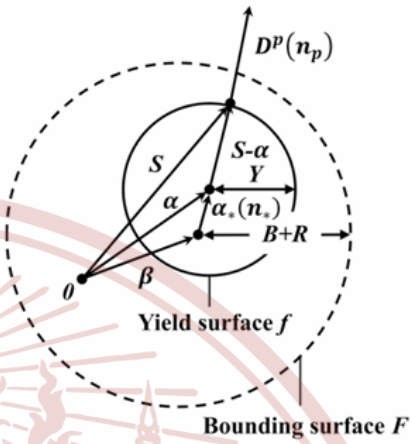


Figure 11. Demonstration on two-surface yielding of Y-U model.

The characteristics of the kinematic hardening model are illustrated in Figure 9(b). The initial yield locus is represented by the blue line, whereas the subsequent locus is depicted by the black line. In effective plastic stress, yielding resembles isotropic behavior but is influenced by the Bauschinger effect under cyclic loading. This subsequent yielding assumption resides in the same characteristic locus as the initial locus, albeit in a translated state. The yielding behavior of effective stress for isotropic and kinematic models can be expressed as Eqs. (17) and (18), respectively.

$$f(s) - \overline{\sigma}(\overline{\varepsilon}) = 0, \tag{17}$$

$$f(s-\alpha) - Y^2 = 0, \tag{18}$$

where, $f(s)$ is yield surface, $\overline{\sigma}(\overline{\varepsilon})$ is flow stress based on strain hardening model, $f(s-\alpha)$ is yield surface under back stress, and Y is yield stress value.

5.1. Combined Isotropic-kinematic hardening

The characteristic behavior of combined isotropic-kinematic yielding is illustrated in Figure 10. The yield locus exhibits both expansion and translation states in relation to the flow stress curve. In the diagram depicts in Figure 11, the initial blue yield locus accurately expands to form the solid black line at the first step; subsequently, the expanded locus is translated to become the dashed black line. The red dots with line arrows indicate the sequence of yielding in the biaxial tension yielding stress state. The correlation between the yield surface and effective plastic stress for this hybrid phenomenon can be expressed as Eq. (19).

$$f(s-\alpha) - \overline{\sigma}(\overline{\varepsilon}) = 0 \tag{19}$$

In the combined IKH model, the transformation of the subsequent locus is governed by a cyclic hardening approach. This study utilizes the Yoshida-Uemori (Y-U) model [73] to characterize the Bauschinger effect on material sheets. This model is constructed using two-surface modeling, as illustrated in Figure 11. The yield surface is theoretically characterized by kinematic hardening behavior, whereas the combined IKH model is delineated along the bounding surface. According to the von Mises yield criterion, the yield function (f) is formulated by Eq. (20), while the bounding surface (F) is described by Eq. (21).

$$f = \frac{3}{2}(s-\alpha) : (s-\alpha) - Y^2 = 0, \tag{20}$$

$$F = \frac{3}{2}(s-\beta) : (s-\beta) - (B+R)^2 = 0, \tag{21}$$

where, s and α are respectively Cauchy and the back stress deviators, and Y is the radius of the yield surface. In this yield surface (f), the rate of plastic deformation (D^p) can be described by a concept of associated flow rule $D^p = d\lambda(\partial f/\partial s)$. The bounding surface (F), β is the center while B and R are both the initial size and isotropic component.

According to von-Mises yield locus depicts in Figure 11, the center of yielding (f) is translated with respect to the center of F as the described in Eq. (22). Meanwhile, the scalar of translation can be derived as defined in Eq. (23):

$$\alpha = \alpha_* + \beta, \tag{22}$$

$$\dot{\alpha}_* = C\left[\frac{2}{3}aD^p - \alpha_*\dot{p}\right] = \sqrt{\frac{2}{3}}Ca\dot{p}\left[n_p - \left(\frac{\overline{\alpha}_*}{a}n_*\right)\right], \tag{23}$$

where, α_* is translation scalar, $\dot{p}$ is effective plastic strain rate. In this model, C is a material parameter utilized to regulate the kinematic hardening approach. According to the parameter demonstration in Figure 11, both n_p and n_* are unit vectors oriented in D^p and α_*, respectively. Additionally, the strain rate $\dot{p}$ and $\overline{\alpha}_*$ can be investigated using Eq. (24) while its analytical value (a) can be determined by Eq. (25).

$$\dot{p} = \sqrt{\frac{2}{3}D^p : D^p}, \overline{\alpha}_* = \sqrt{\frac{3}{2}\alpha_* : \alpha_*} \tag{24}$$

$$a = B + R - Y \tag{25}$$

For the isotropic-kinematic hardening characterization according to bounding surface, the evaluation is expressed in Eq. (26).

$$\dot{R} = m\dot{p}(R_{sat} - R), \tag{26}$$

where, R is isotropic hardening, R_{sat} is saturated stress value of the hardening, and m is specific material isotropic hardening controlled. On the other hand, kinematics hardening of bounding surface, the evolution value was defined by Eq. (27) expressed:

$$\dot{\beta} = m\left[\frac{2}{3}bD^p - \beta\dot{p}\right], \tag{27}$$

where, b is also material parameter. In conclusion, the bounding flow stress ($\overline{\sigma}_{bound}$) is expressed as the following Eq. (28) given.

$$\overline{\sigma}_{bound} = B + R + \beta = B + (R_{sat} + b)\left(1 - e^{-m\overline{\varepsilon}}\right) \tag{28}$$

Furthermore, Yoshida et al. [61,74] purposed the non-isotropic hardening to control work hardening stagnation in the back stress as g_σ surface which can be expressed by Eq. (29) given:

$$g_\sigma = f(\beta - q) - r^2, \tag{29}$$

where, q is center of g_σ, and r is radius of the surface. Additionally, the evolution of center ($\dot{q}$) also expressed by the following Eq. (30) which has the specific material parameter of h.

$$\dot{q} = \mu(\beta - q) \quad \text{when } \mu = \frac{1 - h\Gamma\dot{r}}{r} : \Gamma = \frac{(\beta - q) : \dot{\beta}}{r} \tag{30}$$

To characterize the material parameters for the Yoshida–Uemori hardening model (Y-U model) for springback prediction. For achievement of this aim, the commercially specialized software "MatPara," developed and distributed by the authors of this model as referenced in Refs. [73–74], was employed to obtain the parameters. The input data for calculating the necessary parameters includes the flow stress curve from the rolling direction (RD) and the anisotropy coefficient values for the rolling direction (RD), diagonal direction (DD), and transverse direction (TD). The implementation of the effective flow stress Eq. (28) under non-isotropic hardening [74] into the experimental isotropic flow stress along the rolling direction (RD) generates the predicted cyclic curve according to the Y-U model, utilizing material parameters derived from "MatPara" as illustrated in Figure 12. The obtained SPC270 parameters are detailed in Table 7. This study identifies two distinct material parameters of C_1, C_2 for the first and second flow stress (back stress), respectively. The calibrated results are initially illustrated by the cyclic curve loading diagram in Figure 12. In cyclic loading, the red dotted line denotes the experimental uniaxial flow stress curve along the rolling direction of the investigated SPC270 sheet in the stability region, whereas the solid black line represents the predicted cyclic curve by the Y-U model. The black dot designates the provided experimental data-based cyclic test from commercial

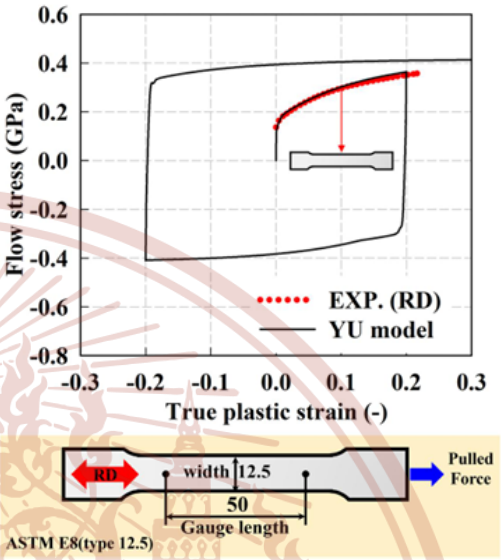


Figure 12. A cyclic flow stress curve of SPC270 mild steel sheet predicted by Yoshida-Uemori model comparing with flow stress curve on RD.

Table 7. Specific SPC270 sheet of Y-U model calibrated by RD uniaxial tensile flow stress curve.

Y (MPa)	β (MPa)	C_1	C_2	b (MPa)	m	R_{sat} (MPa)	h
116	60	400	700	44	7.8	195	0.45

software. Apparently, the predicted cyclic curve can be consistently accepted with the provided experimental cyclic curve, even if there is a slight deviation. It is a reason that the calibrated results depict in Table 7, could be accepted to predict the springback behavior for the SPC270 sheet.

5.2. Determination procedure of Y-U parameters by commercial software "MatPara"

The "MatPara" commercial software is used to obtain the Y-U parameters mentioned earlier. However, it is important to repeat the calculation procedure for these Y-U parameters to ensure the reliability and applicability of the "MatPara" software. Initially, the experimental uniaxial flow stress curve along the RD was utilized to calibrate with the Y-U equation and the provided Y-U parameters from the original experiment test for the SPC270 sheet prepared in the software. This calibration is performed through auto-adjustment using a non-linear regression method. Subsequently, manual parameter refinement is conducted along the predicted Y-U tension-compression curve, resulting in accurately obtained Y-U parameters, as schematically illustrated in Figure 13(b). By this way, the experimental tension-compression (T-C) procedure is illustrated in Figure 13(a). Notably, the Y-U parameter derived from the original experiment supported by software is not used in the calibration step; instead, only the Newton-Raphson numerical method is employed for adjustment.

To validate the applicability and reliability of the software "MatPara," both experimental data based on the T-C test and monotonic uniaxial tension test for the SPC270 mild steel sheet prepared in the software feature were utilized to demonstrate the calculation procedure for obtaining the Y-U parameters. Demonstratively, Figure 14 depicts the comparison of the predicted cyclic curve based on the Y-U model and experimental data prepared by "MatPara" Figure 14(a) T-C test and Figure 14(b) monotonic uniaxial tension test. All predicted curves can accurately predict the experiments. In Figure 14(c), the back stress region of the predicted cyclic curves is slightly deviated; this can be accepted for the applicability in the simulation. Finally, it can be concluded that the predicted Y-U parameters from the experimental uniaxial tension data can be accepted and utilized to replace the experimental cyclic data with the consistently predicted results.

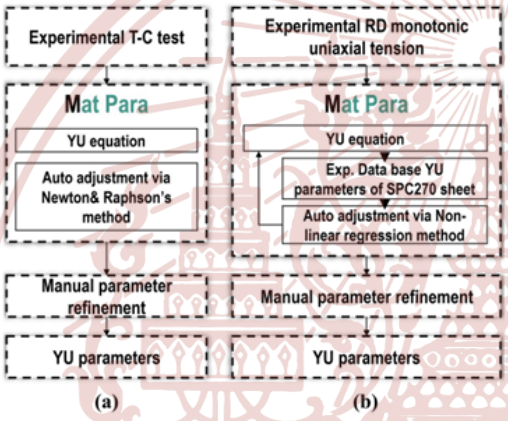


Figure 13. Schematical demonstration of Y-U parameters determination by using "MatPara" commercially specialized software by using (a) tension-compression experimental data, (b) monotonic uniaxial tension data.

6. Formability investigation

For the purpose of this research, the Fracture Forming Limit Curve (FFLC) and fracture criteria are utilized to conduct a formability evaluation on the large-sheet hydroforming process for the motorcycle fuel tank made of SPC270 mild steel sheet. Prior to developing the fracture criteria, it is necessary to first construct the FFLC from the experimental Nakajima stretch-forming test and then use the results to develop the fracture criteria. In this work, the failure analysis in SHF simulation was assessed using fracture criteria in the context of strain-based FFLC. It is evident that the fracture criteria were directly converted to strain space as FFLC for the purpose of formability evaluation.

6.1. Experimental Nakajima test

The FFLC was experimentally constructed based on the Nakajima stretching test in accordance with the ISO 12004 standard, using a 100 mm hemispherical punch diameter. This test assesses sheet stretching in the presence of biaxial tension, plane strain, and uniaxial tension stress. Furthermore, butterfly samples were used to extend the uniaxial loading to combined loading and pure shear stress

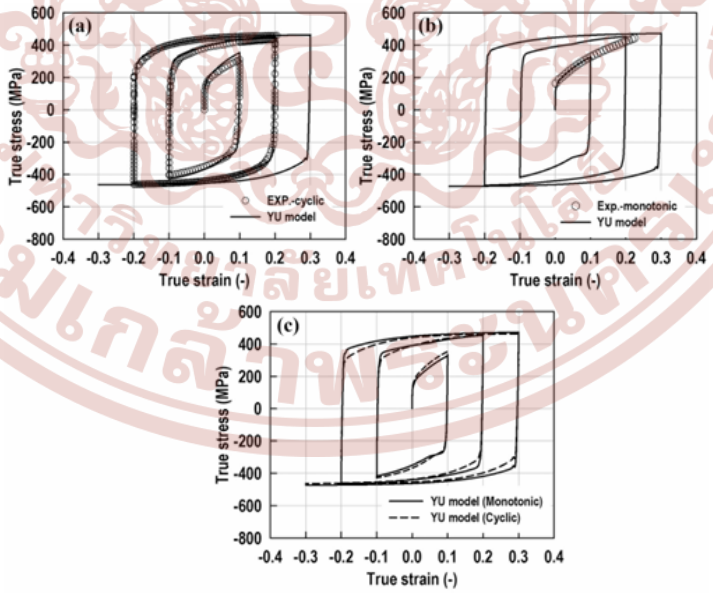


Figure 14. Comparison of the predicted cyclic curve by using Y-U material parameters established from experimental data based prepared by "MatPara" (a) tension-compression tests and (b) monotonic uniaxial tension test. (c) the predicted cyclic curves from two tests.

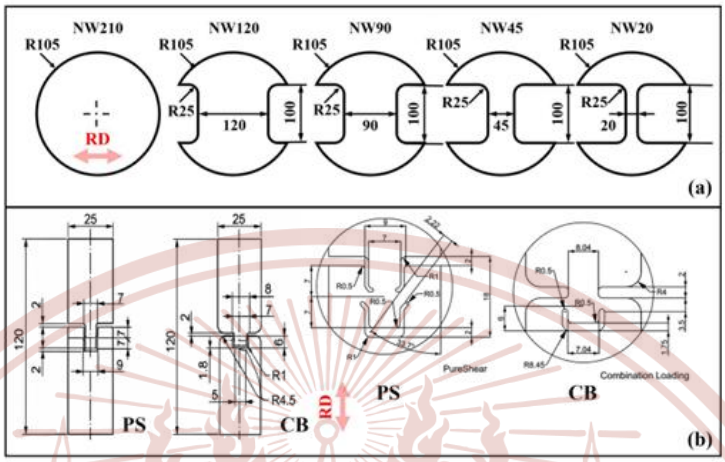


Figure 15. Dimensional geometries of experimental samples for FFLC (a) Nakajima stretching samples and (b) butterfly pure shear (PS) and combined loading (CB) samples.

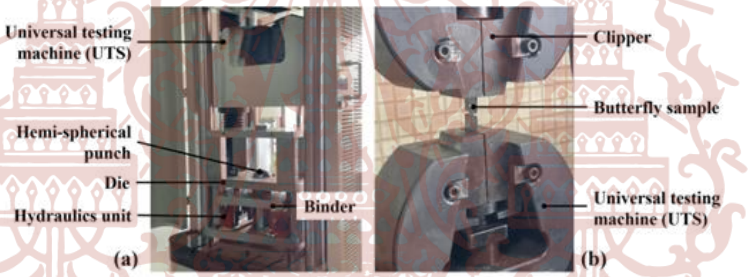


Figure 16. Installation of experimental test for FFLC (a) Nakajima die set and (b) uniaxial tension on butterfly samples.

states. Initially, a mild steel sheet sample was prepared by employing the wire cutting technique to achieve the standardized shape of the Nakajima sample, as dimensioned in Figure 15(a). The rolling direction (RD) for steel sheets is defined along their width sample. The circular sheets in these samples had a diameter of 210 mm and a neck length of 100 mm, with radius of 25 mm. The width lengths were defined as the following values: 210, 120, 90, 45, and 20 mm, in order to obtain a variety of stress states. Conversely, the RD of the sheet was meticulously cut to accommodate the uniaxial tension testing of two butterfly samples, namely butterfly pure shear (PS) and butterfly combined loading (CB), as drawn in detail in Figure 15(b).

Consequently, the experimental procedure for obtaining the FFLC involves Nakajima stretching and tensile loading with butterfly sample tests. First, a 100-ton universal testing machine (UTM) was equipped with an experimental die set of the Nakajima test with a 100 mm punch diameter, as illustrated in Figure 16(a). The binder force was provided by a hydraulics unit with four cylinders in the die set. It was positioned beneath the binder pad to secure hold the sheet during the stretching sample. Additionally, a bead lock was present to hold the flange component and subsequently safeguard the draw-in to the die of flange samples. The samples were subjected to experimental stretching at a constant rate of 3 mm/min. In order to reduce friction during the drawing process, the SAE40 lubricant oil was applied to all contact surfaces of blank specimens prior to testing. The termination of the test was defined as the point at which 30% of the force deviated from the ultimate maximum value. The samples were mounted with meticulous alignment with the pulling direction for uniaxial tension on butterfly samples, as illustrated in Figure 16(b). The upper clipper was utilized to hold the sample for pulling, while the lower clipper was employed to secure the sample and conduct a test. This installation was conducted on a UTM with a capacity of 30 tons. The cross-head speed was consistently established at 0.1 mm/min. Ultimately, a 20% force drop was taken into account when a sample crack was observed.

The principal strain values around the fracture area were subsequently obtained by conducting the strain measurement after the samples were experimentally carried out to fracture. The AutoGrid strain measurement apparatus and its software were employed to measure and calculate the Nakajima sample. The out-of-plane strain of the deformed sheet was assessed in relation to the 2 mm initial square grid using the AutoGrid camera. The four cameras were utilized to capture the deformed grid and extract strains using

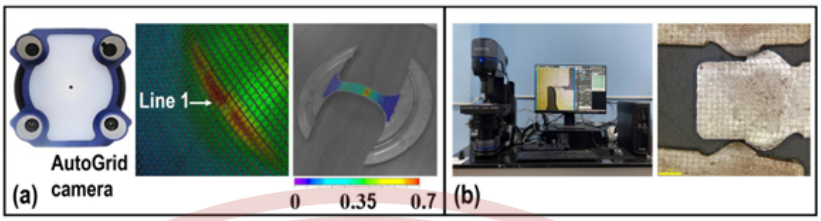


Figure 17. Strain measurement approaches (a) AutoGrid apparatus for out of plane Nakajima sample and (b) in plane grid analysis of butterfly sample.

AutoGrid software, as illustrated in Figure 17(a). Then, the contour color can be obtained by identifying the principal major and minor strains of the entire sample. As illustrated in Figure 17(a), the critical major stain values at the cracked area (Line 1) are represented by the red color. The next grid in proximity to the crack area was used to collect the major and minor strains for experimental FFLC. Conversely, the butterfly samples, including major and minor strains, were calculated by utilizing a deformed rectangular grid at the crack line that was captured by a high-resolution microscope camera as displayed in Figure 17(b). In this formulation, the true values of the maximum and minimum lengths $(L_{\max}, L_{\min})$ of the grid over the initial square grid of 2 mm (L_0) is indicative of the two principal strains, major and minor, as outlined in Eq. (31).

$$\varepsilon_1 = \ln\left(\frac{L_{\max}}{L_0}\right), \varepsilon_2 = \ln\left(\frac{L_{\min}}{L_0}\right) \tag{31}$$

6.2. Ductile fracture criteria

In this study, the ductile fracture criteria (DFC) have been utilized through the fracture forming limit curve (FFLC) to predict the formability of large SHF for motorcycle fuel tanks. These criteria have significantly contributed to the establishment of the FFLC for evaluating formability across a wide range of stress states, ranging from pure shear to biaxial tension. The DFC, represented in terms of the 3D-fracture locus (FL), captures the fracture moment across three dimensions: equivalent plastic strain $(\bar{\varepsilon})$, the Lode parameter (L), and stress triaxiality (η) as derived $\bar{\varepsilon}_f = \bar{\varepsilon}(L, \eta)$. The independent parameters are detailed in Eqs. (32) and (33).

$$\eta = \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\bar{\sigma}} \tag{32}$$

$$L = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} \tag{33}$$

where, $\bar{\sigma}, \sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ are von-Mises effective stress, three principal stresses. The DF2012 ductile fracture criterion [47] has modified the relationship between independent parameters; therefore, this DFC can be expressed through following Eq. (34) and applied for this research work.

$$\left(\frac{2}{\sqrt{L^2+3}}\right)^{C_1} \cdot \left(\frac{1+3\eta}{2}\right)^{C_2} \cdot \bar{\varepsilon}_f = C_3 \tag{34}$$

where, C_1, C_2, C_3 are specific material parameters of DF2012 criterion which represent characteristics of fracture strain $\bar{\varepsilon}_f$ in pure shear to biaxial tension stress states. Additionally, DF2014 [48] is a DFC which extend the cutoff value of stress state to plane strain compression and can be expressed as described in Eq. (35).

$$\left(\frac{2}{\sqrt{L^2+3}}\right)^{C_1} \cdot \left(\frac{f(\eta, L, C)}{f(1/3, -1, C)}\right)^{C_2} \cdot \bar{\varepsilon}_f = C_3 \tag{35}$$

$$\text{With } f(\eta, L, C) = \eta + \frac{(3-L)}{3\sqrt{L^2+3}} + C. \tag{36}$$

where, C, C_1, C_2, C_3 are the specific material parameters of DF2014 criterion. Recently, the updatest DFC of shear control fracture family has been known as DF2016 [49], derived as the form of DF2014 in Eq. (35). However, this DF2016 has more material parameter of C, C_1, C_2, C_3, C_4 which the additionally C_4 included in $f(\eta, L, C)$ as the follow Eq. (37) given.

$$f(\eta, L, C) = \eta + C_4\frac{(3-L)}{3\sqrt{L^2+3}} + C \tag{37}$$

According to the set of material parameters $\{C_i\}$, these material constants can be obtained by using Least Square Error (LSE) based on minimum error between obtained experimental fracture strain $(\bar{\varepsilon}_{\text{exp}})$ from FFLC data (as described in previous section) and the predicted fracture strain by using investigated various DFC $(\bar{\varepsilon}_{DFC})$ in excel solver feature as outlined in Eq. (38). This mathematical procedure had been proposed and utilized in Refs. [40–41].

$$\{C_i\} = \text{Min}_{C_i}^{error}\left\{\left[\sum_{i=1}^{n}(\bar{\varepsilon}_{\text{exp}} - \bar{\varepsilon}_{DFC})\right]^2\right\} \tag{38}$$

Afterward, the excel solver feature calculated the results based on LSE approach during experimented and the predicted values in Eq. (43), the computed results are outlined in the Table 8. Then, the obtained material parameters were implemented by each fracture criterion, corresponding from Eqs. (2–8) for obtaining the Fracture Loci (FLs) in the relationship with equivalent plastic strain $(\bar{\varepsilon})$, and stress triaxiality (η). Apparently, the predicted FLs based on various fracture criteria was drawn comparing with the calculated experimental data from major minor strains (FFLC data) as illustrated in Figure 18. In these DFC series, C_3 is the key parameter to represent fracture strain on the maximum uniaxial tension state, having highest value about 0.8. By the

Table 8. Calculated material parameters of DF2012, DF2014, and DF2016 criteria for SPC270 mild steel sheet.

DFCs	DFC's parameter					Min error
DF2012	C_1	C_2	C_3			
	3.3133	0.3797	0.7986			0.1059
DF2014	C	C_1	C_2	C_3		
	3	3.5394	2.9068	0.8022		0.0888
DF2016	C	C_1	C_2	C_3	C_4	
	1.5749	4.6316	3	0.8080	2.8621	0.0515

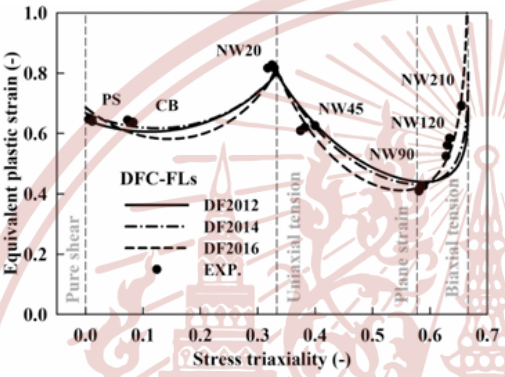


Figure 18. Comparison of the predicted facture loci (FLs) by using various fracture criteria compared with experimental data of SPC270 sheet.

error values in each model, it can be found that DF2012 has the most value at 0.1059 and subsequently exhibits by DF2014 as 0.0888, and DF2016 as 0.0515, respectively. The minimized errors present the improvement of DFC provides more accurately predict fracture state better than the original one. By observation fracture loci (FLs) in Figure 18, DF2012 criterion has least accurate prediction fracture strain while the most accurate fracture strain prediction provided by DF2016 criterion. The DF2016 criterion has the most coherent to experiment at above two other DFCs, corresponding with the reported in Table 8. Eventually, it can be concluded that the formability prediction through using fracture criteria, they have been recommended to employ the accurate DFCs for the fracture assessment and comparison of respond result.

6.3. FFLCs

Formability prediction on principal strain space is a conventional method to evaluate the FE simulation based on using fracture criteria implementation. The FLs have to be transformed to strain space by using theoretical calculations. The major strain was initially determined by utilizing the effective fracture strains along the FLs in relation to the von Mises effective plastic strain, based on the strain ratios derived in Eq. (39). The minor strain was obtained from the strain ratio described in Eq. (40). This calculation procedure had also been applied by Chaimongkon et al. [38] and Panich et al. [64]. The yellow scatter points in Figure 19 illustrate the major and minor true strains of seven samples,

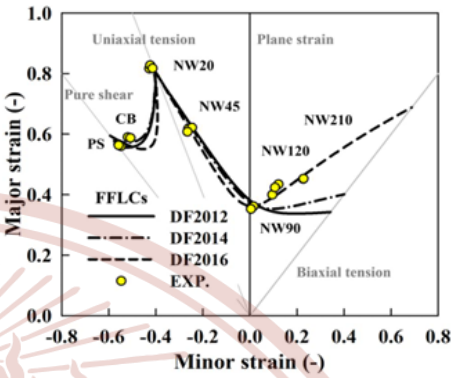


Figure 19. Comparison of experiment and predicted FFLCs using DF2012, DF2014, and DF2016 ductile fracture criteria of SPC 270 mild steel sheet.

as indicated by the experimental formability limit curve (FFLC) data presented in the previous section.

$$\bar{\varepsilon} = \varepsilon_1 \sqrt{(4/3)(1+\rho+\rho^2)} \tag{39}$$

$$\rho = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1} \tag{40}$$

Figure 19 shows the comparative experiment and the predicted FFLC results. The predicted FFLC results under pure shear and plane strain stress states from the three DFCs show slight differences. Moreover, the limit curves on the right side clearly show that these three DFCs affect the predictability of the limit curves. The predicted trends of the DF2012 and DF2014 limit curves underestimate the experimental FFLC. The result of DF2016 is accurately predicted for all the experimental FFLC data.

6.4. Formability evaluation

The finite element (FE) simulation of large sheet hydroforming for fuel tanks is necessary to evaluate formability and assess fractures during the simulation process. This is the reason that the conventional formability prediction tool, FFLC, in combination with various fracture criteria, has been employed in FE simulation. Importantly, the conventional approach is available in J-Stamp commercial FE software and is easier to be compatible with industrial applications. Consequently, all DFCs-FLs were calculatedly transformed to DFCs-FFLCs by using plasticity calculation as mentioned in Eqs. (44-45). In Figures 20 and 21, the diagrams schematically demonstrate the formability assessment through using DFCs-FFLCs with three different fracture criteria and simulated strain distribution on the sheet during the process combined with IH and IKH models, HSV-HSHS strain hardening laws, and Hill'48, Yld2000-2d, and Yoshida2013, anisotropic yield criteria. In the formability evaluation, the simulated strain distributions are underestimated with all DFCs-FFLCs, as seen in Figures 20 and 21. The calculated strains were gathered at the same final state of the experimental SHF process; they are represented as

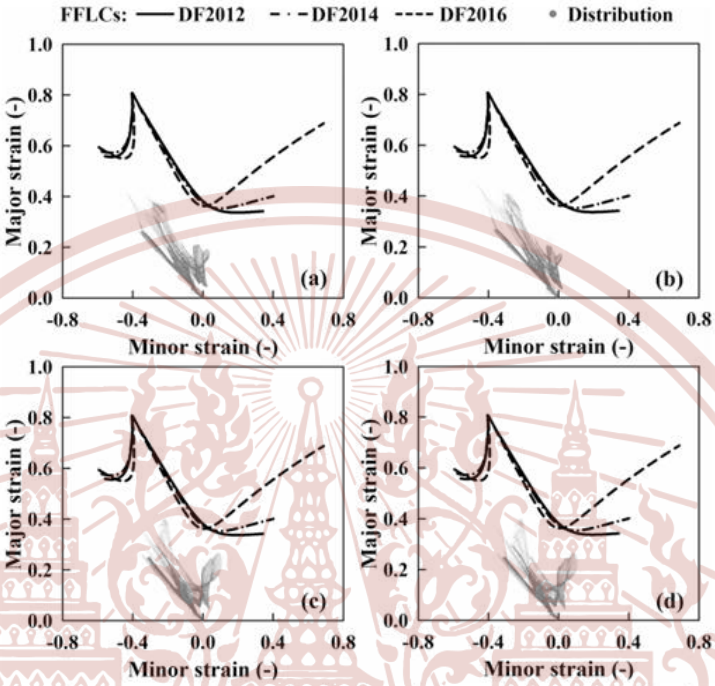


Figure 20. Comparative fracture prediction using various DFCs-FFLCs of simulated strain distribution at final state for large fuel tank part obtained using FE simulation under IH model and (a) Hill-HSV, (b) Hill-HSHS, (c) Yld2000-HSV and (d) Yld2000-HSHS.

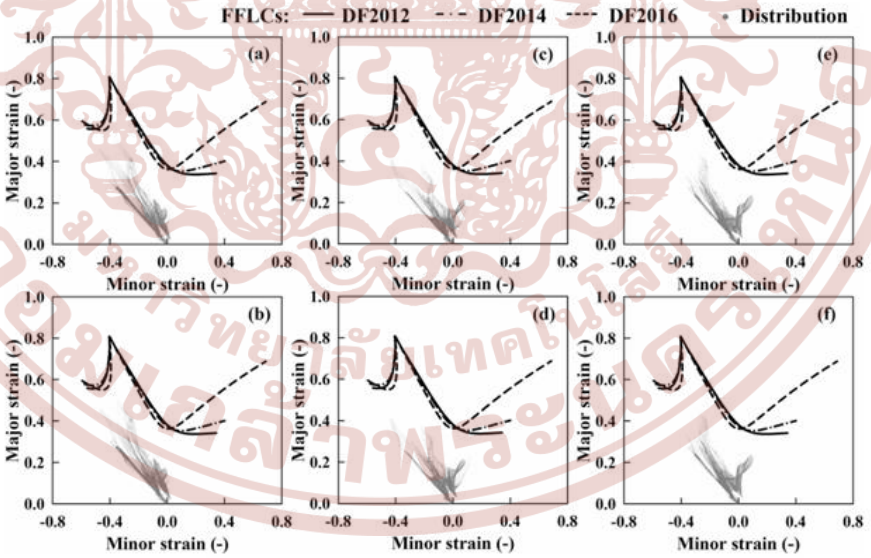


Figure 21. Comparative fracture assessment using various DFCs-FFLCs of simulated strain distribution at final state for large fuel tank part obtained using FE simulation under IKH model and (a) Hill-HSV, (b) Hill-HSHS (c) Yoshida2013-HSV, (d) Yoshida2013-HSHS and (e) Yld2000-HSV and (f) Yld2000-HSHS.

brown scatters under the FFLCs. By using the IH model, the formability prediction results can be found in Figure 20. Apparently, the simulated strains from four different models are located under three DFCs-FFLCs. It can be interpreted that there is no failure that occurred in all deformed samples. However, the tendency of strain pairs indicates that if

this SHF process is subjected to a higher binder force, it can be predicted that this part will fail due to pure shear and/or equi-biaxial tension. By using this DFC family limit curve, there will be differences only in the biaxial stress state between the DF2012, DF2014, and DF2016 limit curves. Contrastingly, there is a slight effect of the ductile fracture criteria, especially on the left-hand side, where all three limit curves are slightly different. As for the characteristics of distribution, it can be seen that the hardening law slightly affects the strains, as compared between Figure 20(a, b) and Figure 20(c, d). On the contrary, the anisotropic yield criterion obviously presents the difference in strain distribution pattern, especially in a biaxial stress state; the Hill'48 criterion provides a lower major strain level than the Yld2000-2d criterion, as shown in Figure 20. This research finding represents the yield surface, where Yld2000-2d and Hill'48 differ in the biaxial tension stress state.

Figure 21 provides a visual representation of the formability evaluation associated with the IKH model. Along the same lines as the contribution made by the IH model, the IKH model was utilized for this simulation under the same conditions as the IH model, with the addition of the Yoshida2013 yield criterion for anisotropic materials. Hill'48, Yld2000-2d, and Yoshida2013 are the three yield criteria that are included in this IKH hardening model. Additionally, two hardening laws, namely HSV and HSHS, are investigated in order to determine the effect that the material model has on the formability evaluation. It can be observed that all of the strain distributions fall within the developed limit curves, as it appears that this is the case. In the final stage, it is possible to assert that the fuel tank sheet managed to deform without experiencing any failure. There are, however, distinct differences in the characteristics of strain distribution in strain space between the three various utilizations of yield criteria. It is clear that Hill'48 is responsible for the lower strain that is observed in the region of the biaxial tension stress state as depicted in Figure 21(a-b) for Hill'48 model and in Figure 21(c-d) for Yoshida2013. Moreover, the Yld2000-2d model observed in Figure 21(e-f), on the other hand, display strain distribution that extends all the way up to the biaxial tension state. The strain distribution that is predicted along Yoshida (2013) and Yld2000-2d provides the simulated results with consistency. The findings of this research place a strong emphasis on the effect that yield surfaces have on plasticity models when they are used in simulations.

7. Experimental and numerical FE simulation of sheet hydroforming

This study involved the sheet hydroforming (SHF) of a large motorcycle fuel tank through both experimental and numerical analysis. The finite element simulation addressed the complexities of prediction accuracy by modeling the anisotropic plastic deformation and Bauschinger effect of the material sheet using diverse anisotropic yield criteria and isotropic as well as combined IKH models. The accuracy of finite element simulation is significantly influenced by experimental boundary conditions, including friction coefficient, pressure, and binder force. Consequently, this finite element model was meticulously constructed based on the experimental boundary conditions utilizing authentic process parameters from an experimental study. The schematic in Figure 22(a) depicts the installation process of the fuel tank SHF as a two-dimensional front view section. The sheet hydroforming process was experimentally executed using a modified single-action press, which descended the upper die to facilitate the upward flow of oil from a liquid chamber through a lower die functioning as a binder. This binder, featuring a hollowed design, enabled the bulging of an SPC270 mild steel blank against an upper tank-shaped die, as illustrated in Figure 22(a). In the SHF process, the rectangular blank provides of 650 mm in width and 825 mm in length, placed between a red two-sided lower die and an upper die. The SHF process was conducted at a constant speed of 1000 mm/min, with a maximum force of 70 tons from the press ram exerting downward pressure on the upper and lower dies, while the binder was uniformly held by the same force over the red binder surface, as illustrated in Figure 22(b), producing a substantial hydrostatic oil pressure of up to 30 MPa. The hydrostatic stress consistently elongated the mild steel sheet with minimal friction. The innovative design of a single-action press in a closed system generated constant hydrostatic pressure. To mitigate an overdrawn area in a specific region, bead drawing was utilized to design and fabricate on the binder surface. The characteristics of the liquid pressure load curve during the experimental SHF process are displayed in Figure 22(c). The pressure curve was employed to determine the loading protocol for finite element simulation. The pressure increases linearly to 300 MPa over 20 s, is maintained at this level for 25 s, and then decreases incrementally to 0 MPa. The termination of the SHF process was designated as 50 s. These experimental conditions were correspondingly defined to FE models. Upon completion of the SHF process, liquid oil was discharged from the sealed system. A substantial hydroformed sheet specimen, depicted in Figure 22(d), was subjected to evaluation for quality control parameters, including dimensions, profile draw-in, and thickness reduction. This sample exhibits significant deformation and a complex morphology. The challenge of accuracy prediction through finite element simulation should be examined and applied across various models.

The simulation of all SHF motorcycle fuel tank part was conducted using the commercial finite element software J-STAMP. In the constructive finite element model, the experimental boundary condition was established to ensure realistic predictions consistent with the experimental conditions, as illustrated in Figure 22(a-c). Both the lower die (binder) and the upper die were considered rigid, while only the blank demonstrated elasto-plastic deformability. The large rectangular sample, which was deformable, was meshed using 2D four-node quadrilateral shell elements with seven integration points (QUAD4), featuring an average mesh size of 2 mm. A preliminary mesh sensitivity analysis was conducted by applying various element sizes,

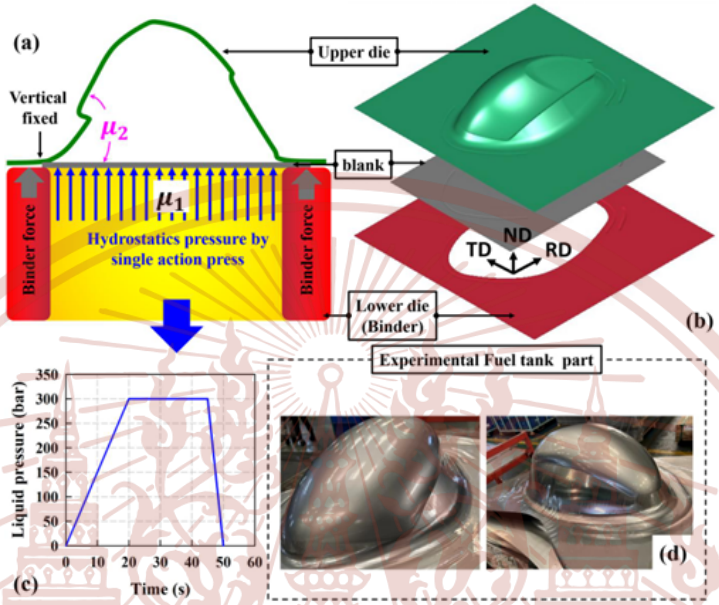


Figure 22. Illustration of single action press sheet hydroforming of a large motorcycle fuel tank (a) schematics diagram and the boundary condition, (b) FE modeling (c) pressure-time curve of hydrostatics liquid pressure (d) final shape of SHF motorcycle fuel tank.

having mesh sizes of 5, 4, 3, 2, 1.5, 1 mm, referring to Figure 23(a, b, c, d, e, f), respectively. The simulated results regarding the thinning percentage at eleven specified points along the RD of hydroformed samples are presented in Figure 23(g). It was noted that the average mesh size of 2 mm, resulting in a total of 138,135 elements, was the largest that achieved mesh convergence, as shown in Figure 23. This mesh strategy proved to be the most cost-effective, with relevant data on calculation time and the number of elements based on thinning percentage values. Moreover, adaptive meshing was not employed, as consistently using the same element size (2 mm) throughout the entire deformable body established satisfactory simulation results from the mesh sensitivity analysis. The fuel tank component was completely modeled using an explicit formulation for the computational process, with a fixed time step of 0.001 s. Consequently, mass scaling was applied with an appropriate threshold value during the simulations of the SHF large fuel tank. To ensure accurate predictions during large deformations, which could lead to excessive element distortion, hourglass control was implemented. In the finite element (FE) model, the ram speed was set to a constant of 1000 mm/min, and the liquid pressure procedure was integrated into the finite element model based on an experimental liquid pressure load curve, as shown in Figure 22(c). Different friction coefficients were assigned to various contact areas under the contact surface condition. A friction coefficient of 0.15 was designated for the blank/upper die and blank/lower die (binder) solid contacts, while a lower friction coefficient of 0.055 was assigned to the blank/oil interface, as illustrated in Figure 22(a).

Material modeling encompasses various significant deformation behaviors for prediction; the combined IKH model elucidates the Bauschinger effect of the SPC270 sheet *via* the Y-U model for springback prediction, in contrast to the original isotropic hardening approach. The hybrid isotropic hardening of the HSV and HSHS models characterizes plastic flow behavior through the flow stress curve, their parameters presented in Table 3. Concurrently, anisotropic deformation was characterized by anisotropic yield criteria, specifically Hill'48, Yld2000-2d, and Yoshida2013; their calibrated parameters are detailed in Tables 4–6, respectively. To examine the influence of anisotropic yield criteria, strain hardening models, and hardening assumptions, all models are subjected to identical boundary conditions regarding pressure, friction coefficient, and holder force. Table 9 illustrates the notation of the various material models, which are applied to examine the anisotropic plastic deformation.

8. Result and discussion

In this section, the investigation and evaluation of numerical predictions describe from twelve different material models for their accuracy in comparison to experimental SHF fuel tank part. These include assessing height deviation from experimental part profile, thickness reduction at the 22-point quality control stage, and profile drawing-in. The predictive results were extracted under the same boundary conditions by various the anisotropic yield criteria, strain hardening models, and hardening assumptions. Therefore, the efficiency of each material model is indicated by the number of accumulated errors, allowing for a comparative analysis based on the

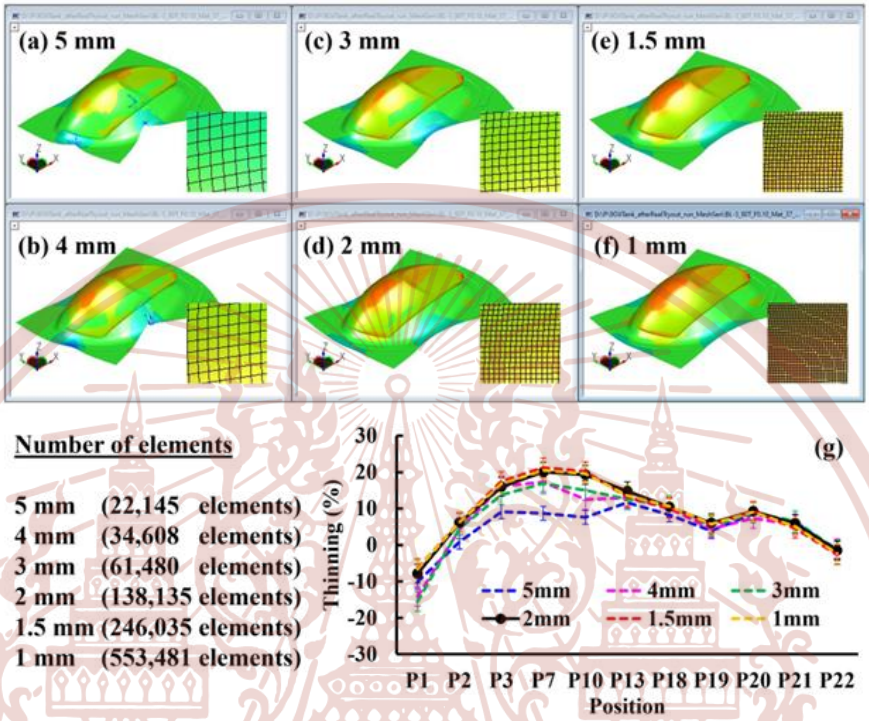


Figure 23. Mesh sensitivity analysis of FE simulation for SHF large fuel tank in term of measured thinning percentage under IH-Yld2000-2d-HSHS model and various element sizes: (a) 5 mm, (b) 4 mm, (c) 3 mm, (d) 2 mm, (e) 1.5 mm, (f) 1 mm and (g) the comparative results of 11 points thinning along RD direction.

Table 9. Notation of the employed FE simulation model in various anisotropic yield criteria and strain hardening models for sheet hydroforming of the fuel tank part.

	Isotropic hardening (IH)		Combined Isotropic-Kinematic hardening (IKH)	
Hardening	HSV	HSHS	HSV	HSHS
Hill'48	IH-Hill-HSV	IH-Hill-HSHS	IKH-Hill-HSV	IKH-Hill-HSHS
Yld2000-2d	IH-YLD-HSV	IH-YLD-HSHS	IKH-YLD-HSV	IKH-YLD-HSHS
Yoshida2013	–	–	IKH-Yoshida-HSV	IKH-Yoshida-HSHS

following details. The applicability of each SHF FE model was validated by comparing the simulated final sheet thickness distribution and cross-section surface profiles with experimental results. The sheet thickness after deformation is normally defined by manufacturers of forming components. The numerically determined sheet thickness at twenty-two locations across the hydroformed sheet, as illustrated in Figure 27(a), was independently measured and compared to the experimental values on a point-by-point basis. Regarding the second geometric control feature, the outer surface profile of the fuel tank was analyzed at four equidistant cross-sections. However, only one section demonstrated in Figure 24 is described. The simulated surface geometry of the part was geometrically compared to the experimental cross-sections to validate the applicability of the finite element model concerning investigations of two feature controls: thickness and surface profile geometry prediction accuracy.

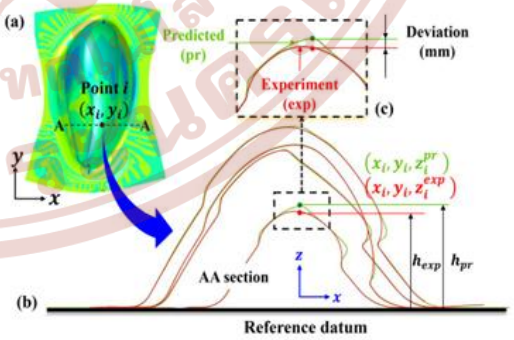


Figure 24. The illustration shows the surface profiles of fuel tank parts: (a) the simulated surface profile on the x-y plane with the A-a section line, (b) a comparison of profile heights along various section lines between experimental and predicted profiles, and (c) the profile deviations at the peak point.

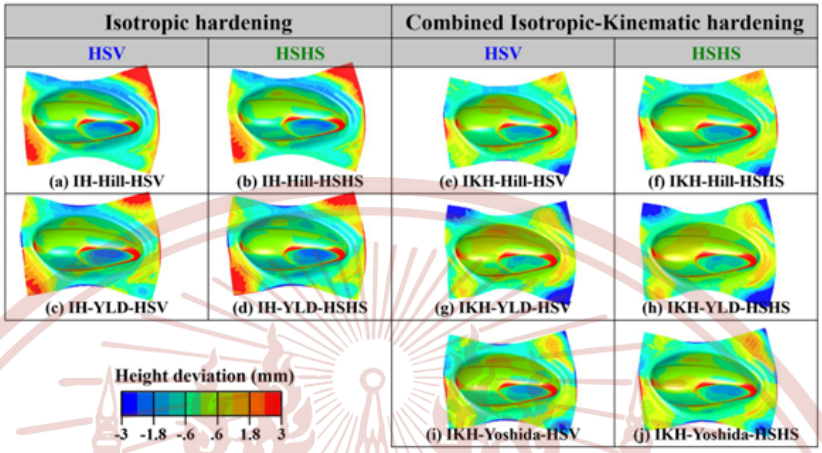


Figure 25. Comparison of predicted surface profile height deviation and experiment of SHF for motorcycle fuel tank part by various constitutive models under unloading open die.

8.1. Surface profile height deviation of fuel tank

The three-dimensional geometry of the final formed sheet at any location on the surface profile can be utilized to assess the accuracy of finite element simulation in predicting fuel tank surface profile height by comparing it with experimental data. To assess predictive accuracy, the surface profile deviation at the highest points must be minimal in both positive and negative values, as the simulated results may exceed or fall short of the experimental value. The minimal deviation value denotes the prediction that has achieved the highest accuracy in performance. The predicted profile height obtained from the finite element simulation results, as illustrated in Figure 24(a), was assessed on the deformed surface using a software feature. Figure 24(b) illustrates that the A-A section line delineates the boundary within the solid black dot, while the (x, y) coordinates were utilized to denote the experimental and predicted profile heights $(h_{\exp}, h_{pr})$, respectively, as depicted in Figure 24(b). In a specific sectional region, a red experimental dot does not coincide with the predicted green dot at the same position on the xy plane. The deviation of vertical height can be quantified and computed to derive the deviation value during the experiment and predict points, as illustrated in Figure 24(c). To ascertain the characteristics of deviation from the predicted value, this value may either overestimate or underestimate the experimental point; consequently, the deviation value is defined as $(h_{pr} - h_{\exp})$. The positive value indicates that the predicted height exceeds the experimental height, while the negative value signifies that the predicted height is underestimated.

The simulated results from the constitutive models, as indicated by the deviation value in Figure 24(c), are presented and compared in Figure 25(a-j). The contour color of the simulated profile height deviation ranges from blue at −3 mm to red at 3 mm. The simulated results reveal both positive and negative values attributable to the unloading-induced die springback and spring-go effect, respectively. The results obtained from the IH model are illustrated in Figure 25(a-d), while the outcomes from the combined IKH model are depicted in Figure 25(e-j). The deviation is evidently distributed as a positive value across the surface profile of the deformed fuel tank region and as a negative value in the trimmed-out or flange drawing area. The red color area designates that the simulated result overestimates the experimental profile, giving a springback greater than that detected in the experimental results, as identified in the corner of the profile draw-in for IH modeling, as depicted in Figure 25(a-d). The IH model failed to accurately predict the springback effect due to its tendency to overpredict. The blue color signifies that the simulated result underestimates the experimental outcome, exhibiting a spring-go value lower than that of the experiment, as illustrated in Figure 25(e-j). The combined IKH model yields more accurate predictions than the IH model. Definitely, this refers to the combination of the anisotropic Yoshida2013 yield model. Figure 25 obviously illustrates that these constitutive models efficiently predict the behavior of this fuel tank component, with the predicted results demonstrating a deformed area considered by minimal deviation. In an industrial context, these deviation values must be attended by a minimum value. Nonetheless, distinctions exist among the employed constitutive models. The comparative analysis indicates that the combined IKH yields a deviation value inferior to that of the IH model. Anisotropic yield criteria similarly influence the diverse prediction outcomes. The anisotropic Yoshida2013 yield criterion has demonstrated superior predictive accuracy compared to other yield models. This study illustrates the efficiency of diverse constitutive models through superior scientific computation performance and offers distinctive material model characteristics in J-STAMP software *via* kinematic hardening and advanced anisotropic yield models, which enhance the accuracy of predictions in various material behaviors under different loading conditions.

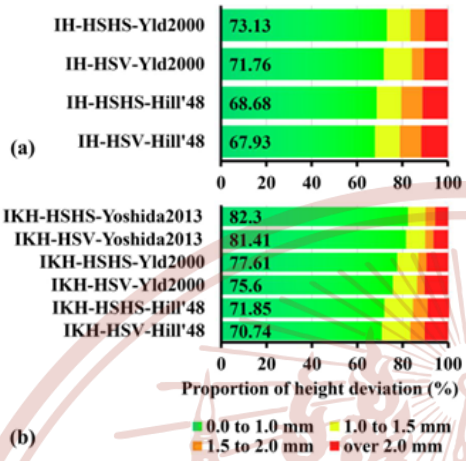


Figure 26. Comparison of proportion of height deviation in four absolute intervals as the proportion percentage material models under (a) IH model and (b) combined IKH model combination with various anisotropic yield criteria.

In the preceding demonstration depicted in Figure 25, the deviation range of −0.1 to 0.1 mm is identified as the optimal value, indicating high predictive accuracy, while the ranges of −1 to −3 mm and 1 to 3 mm are indicative of low accuracy. To ascertain the indication number, it can be reformulated as a formal representation indicator within the positive range by employing absolute value and subsequently combining it into a percentage. The indicator values can be categorized into three intervals: 0 to 1 mm, 1 to 1.5 mm, 1.5 to 2 mm, and exceeding 2 mm. The cumulative quantity is expressed as a proportional percentage pattern. The elevated accumulated percentage values suggest that this deviation range occurs in more areas than the other. The proportional percentages of predictions from all models are graphically depicted in Figure 26. The green bar denotes a proportional percentage of 0 to 1 mm, indicating the minimal profile height deviation. Subsequently, the yellow bar signifies a range of 1 to 1.5 mm; the orange bar represents 1.5 to 2 mm; and the red bar indicates deviations exceeding 2 mm, reflecting a greater deviation than the green bar, respectively. In IH model, the proportional percentage of profile height deviation is illustrated by Figure 26(a) whereas the combined IKH model demonstrated by Figure 26(b). In the simulation employing IH, optimal predictive performance is observed within the deviation range of 0 to 1 mm (denoted by the green color bar), attaining a peak accuracy of 73.13% when the HSHS hardening law model is integrated with the Yld2000-2d model; this amalgamation surpasses the predictions generated by the HSV model. The HSHS model provides superior predictive accuracy compared to the HSV model in the context of strain hardening models, encompassing all anisotropic yield criteria. In comparison to yield criteria, Yld2000-2d exhibits superior predictive performance and subsequent ratings by Hill'48 as illustrated in Figure 26(a). Figure 26(b) shows the results of the combined isotropic-kinematic analysis. These mixed hardening models are integrated with three various anisotropic yield criteria: Hill'48, Yld2000-2d, and Yoshida2013. Despite the application of various flow plastic stresses, the deviation remains minimal. Only anisotropic yield criteria influence the accuracy of predictions. The findings unequivocally indicate that the Yoshida2013 model offers the highest predictive accuracy, succeeded by the YLD2000-2D model, whereas the quadratic Hill'48 yield criterion exhibits the poorest performance. When comparing IH with combined IKH models, the mixed hardening approach outperforms the isolated isotropic hardening model, particularly when evaluating each hardening and anisotropic yield criterion. The IH model exhibits a range of 63.54% to 73.13%, whereas the combined IKH model spans from 70.74% to 82.3%. The prediction derived from the combined IKH model exhibits a greater minor deviation compared to that from the IH model, as illustrated by the height deviation of the surface profile in Figure 26. In conclusion, the sixth-order polynomial yield criterion proposed by Yoshida2013 closely aligns with the experimentally observed results for both hardening models. Ultimately, it can be inferred that the kinematic hardening model influences the predictive accuracy in the SPC270 mild steel sheet.

8.2. Sheet hydroformed thickness on the quality control area

In this section, a 22-points sheet hydroformed thickness measurement is employed to assess the quality of the formed part, as illustrated in Figure 27(a). The 22 points of experimentally measured hydroformed thickness will be compared with the results from the simulated sheet hydroforming process. Initially, the predefined sections of the deformed fuel tank, which pertain to the RD, DD, and TD, are assigned notation numbers that reflect the effects of plastic anisotropy on the areas of interest and the shape of the yield surface. In the RD section of the deformed sheet, the points of interest are identified as 1, 2, 3, 7, 10, 13, and 18–22. Next, the TD runs vertically through the middle of the deformed sheet, with point numbers 11–14. Finally, the DD crosses the RD at a 45° angle and is noted with points 5, 12, 18, and 19. These designated points specify locations for measuring thickness in both the experimental procedures and the results of the finite element (FE) simulations. For instance, the area corresponding to the 18th point is indicated within a white rectangle. During the experiment, the location points were approximated using the in-plane x-y coordinate axis. The hydroformed sheet was subjected to measurement and verification against the compensated product die surface to ensure the applicability of the experimental thickness findings. Thickness measurements were taken using an ultrasonic pencil checking tool, as shown in Figure 27(b). The measured thickness values are subsequently presented in Figure 27(c), marked by yellow circles.

The measured thickness at 22 points, based on the quality control position of the sheet hydroformed, shows a thinning or thickening value for each point. In this visualization, solid black line with yellow scatter represents the experimental thickness. While other color solid and dash lines represent

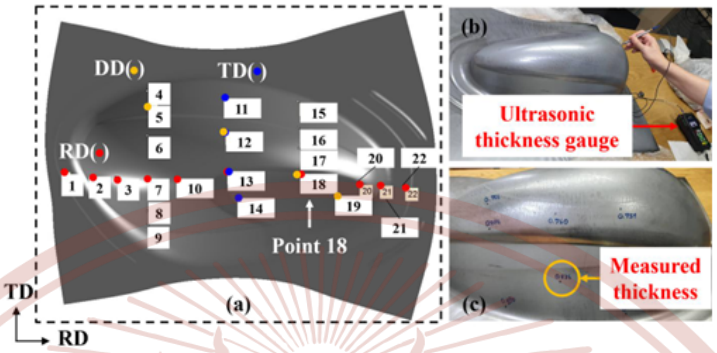


Figure 27. Sheet hydroformed thickness measurement includes (a) a 22-point quality control process, (b) an ultrasonic thickness measurement approach, and (c) the measured value at the quality control point.

the simulated results under HSV and HSHS hardening laws, respectively. Under the different of anisotropic yield criteria, red, blue, and pink lines denoted for the FE results from Hill'48, Yld2000-2d, and Yoshida2013 yield criteria, respectively. In addition, the left-hand-side figures, Figures 28(a, c, e), demonstrate the comparison between predicted and experimental thickness results under the isotropic hardening (IH) assumption. On the other hand, the comparative results under the combined isotropic-kinematic hardening (IKH) assumption are demonstrated by the right-hand side, as in Figures 28(b, d, f). Similarly, the simulated thickness from the finite element (FE) simulation-based on various strain hardening laws and assumptions, combined with diverse anisotropic yield behaviors in each numerical model-can also be examined and compared with the experimental results. All the predicted thicknesses are distinctly achieved to evaluate various types of hardening or yield criteria, which are essential for understanding material behavior under stress conditions. The thickness at each point can be accepted with the experimental results. However, the employed models provide varying degrees of accuracy in thickness prediction. Some points show simulated thicknesses close to 0.9 mm, matching the initial sheet thickness, which is consistent across different models. There are significant discrepancies at certain points with substantial thickness reductions, such as the 3rd, 7th, 10th, and 13th positions in both experiments and simulations. The predicted sheet thickness along RD, DD, and TD directions using the IH model is illustrated in Figures 28(a), (c), and (e), respectively. The predicted yielding has highly deviated from the experimental thickness along RD, with noted points as 3, 7, 10, and 13, which have large strain deformation. In the same manner, there are also deviations along DD and TD in large deformation areas, as depicted in Figures 28(c) and (e), respectively. While all predictions by Hill'48 and YLD2000-2D provide different results compared with the experiments in this area, the notable prediction by Hill'48 provides a higher deviation than the other model. There are differences between these two yield models, with Yld2000-2d demonstrating higher accuracy than Hill'48. Apparently, there is a slight deviation during thickness prediction based on the HSV and HSHS models for the IH hardening law. In contrast, the IKH models predicted by HSV and HSHS are consistently overlapped with agreement for the thickness results, as presented in Figures 28(b, d, f). In comparison, all predicted thickness trends based on the IKH hardening assumption demonstrate higher accuracy than those provided by the IH model, indicating lower deviation from the experimental results when using all yield criteria. The effect of yield surface shape on thickness prediction has been investigated and reported. The thickness prediction provided by Hill'48 shows a higher deviation from the experimental thickness along the TD and DD directions compared to the two other models, indicating the predicted yield surface shape based on Hill'48 model is inaccurate in describing these directions (DD, TD), as shown in Figures 7 and 28. Contrastingly, the Yld2000-2d model is the most accurate for predicting the yield surface shape in all directions as observed in Figure 7. The Yoshida2013 model slightly underestimates the predicted thickness. The reason is that the predicted thickness by Yld2000-2d can be absolutely accepted, and Yoshida2013 has less accuracy than the Yld2000-2d model in all directions (RD, DD, and TD), correlated with their accuracy prediction on yield surface as shown in Figures 7 and 28.

In order to identify the accuracy prediction of each model, the error of prediction can be computed and compared through root mean square (RMS) error. The accumulated error result of isotropic and combined isotropic-kinematic models is respectively obtained as depicted in Figure 29(a), (b), and (c) for RD, DD, and TD, respectively. In the conventional isotropic hardening, the various hardening models (HSV, HSHS) provided a slightly different (RMS) errors. The minimum deviation from the experiment is given by the Yld2000-2d/IH-HSHS model, and the maximum error is made by the IH-Hill-HSV model since the accuracy prediction of thickness is based on anisotropic plastic deformation, which depends on the anisotropic yield criterion. The Yld2000-2d model is already known for providing higher accuracy predictions due to its significant anisotropic parameters and accurate with yield locus, surpassing other models. The Yld2000-2d model, which combines the IKH model, also makes the most accurate predictions based on experimental data for all predicted

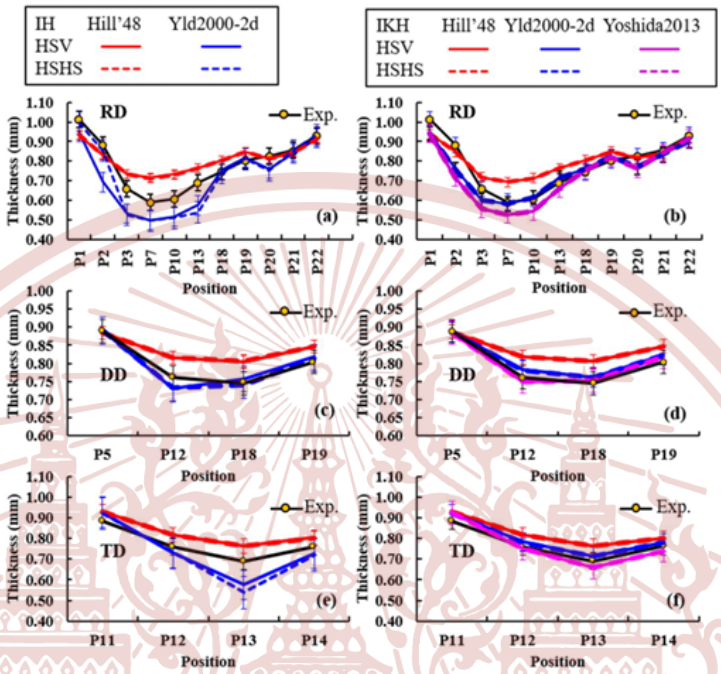


Figure 28. Comparison of predicted thickness at the 22-point quality control area along RD, DD, TD directions between experiment and FE simulation under (a) RD-IH hardening, (b) RD-IKH hardening, (c) DD-IH hardening, (d) DD-IKH hardening, (e) TD-IH hardening, and (f) TD-IKH hardening.

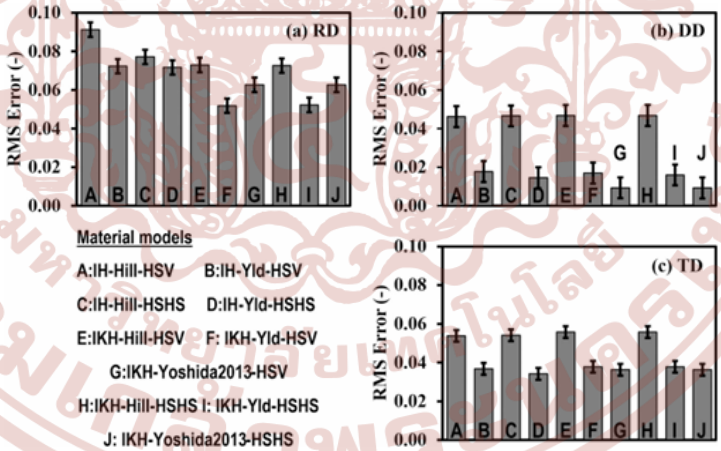


Figure 29. Root mean square (RMS) error of thickness prediction summarized from 22 points of quality control and compared between various material model (a) IH model and (b) combined IKH type.

thicknesses, as depicted in Figure 29. This conclusion arises from the requirement for specific anisotropic parameters; the Yld2000-2d model necessitates balanced biaxial stress and anisotropy values, whereas the Yoshida2013 model does not. Thus, it can be concluded that the Yld2000-2d model offers superior predictive capabilities compared to the Yoshida2013 Thus, it can be concluded that the Yld2000-2d model offers superior predictive capabilities compared to the Yoshida2013 model as the reason for yield-surface predictions. When comparing the two hardening models—HSV and HSHS—both hardenings exhibit the same trend prediction results, consistently overlapping within the combined isotropic-kinematic model. Furthermore, the IKH model demonstrates better predictive accuracy than the IH model when both are compared. Even with the mild steel SPC270 sheet as the material, the thinning results indicate that the

Bauschinger effect remains a significant factor in modeling this type of steel. Lastly, to enhance the accuracy of finite element (FE) simulation predictions, it is essential to integrate a combination of anisotropic yield criteria, hybrid strain hardening laws, hardening assumptions and other crucial material characteristics more thoroughly in material model.

8.3. Profile draw-in of sheet hydroformed part

The final indicator for predicting accuracy in finite element (FE) simulation is the flow into the die of the sheet hydroformed edge referred to as "draw-in." This aspect is investigated and compared with experimental data from sheet hydroforming. In this study, the experimental comparison involves analyzing scanned data and comparing it with the simulated surface profile of the hydroformed sheet. Figure 30 illustrates the measured draw-in 28 positions along the sheet edge. Initially, the rectangular blank is positioned within the dashed black box. For the simulated sheet hydroformed profile, which is aligned with the experimentally scanned surface profile, both are set by the best fit feature in the commercial software "J-Stamp" as illustrated in Figure 30. The simulated surface profile is represented by a pink contour, while the experimental edge profile is marked by a green line, as shown in Figure 30. Draw-in displacement can be measured for both the experimental and numerical sheet hydroformed profiles. To evaluate the performance of the numerical models, 28 section lines are identified for measurement and comparison, as indicated by the yellow lines and corresponding numbers in Figure 30.

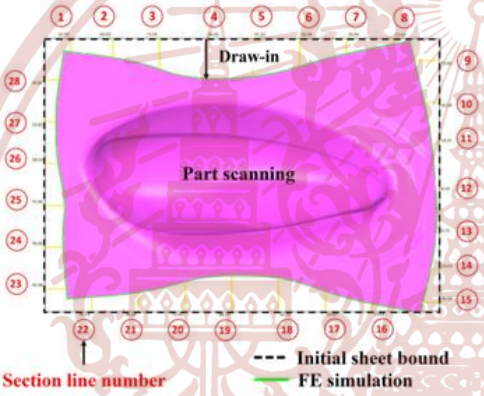


Figure 30. Comparative profile draw-in of the experimental sheet hydroformed and simulated surface profile and the notation position for thickness measurement.

The accuracy of predictions made by various material models, as well as the simulated and experimental profile draw-in, has been analyzed and presented. The numerical investigation for each model is illustrated as the grey surface profile in Figure 31, the experimental scan data is represented by the green edge line. All models successfully predict the draw-in of the large fuel tank, despite variations in the anisotropic yield criteria and hardening models. However, it is obviously found that all models predict a deeper draw-in profile, whereas the experimental profile shows a shorter draw-in displacement, as indicated in Figure 31. In the isotropic hardening (IH) model depicted in Figure 31(a-d), the predictions based on the Yld2000-2d yield criterion are more accurate than the Hill'48 model for both hardening models, HSV and HSHS. Furthermore,

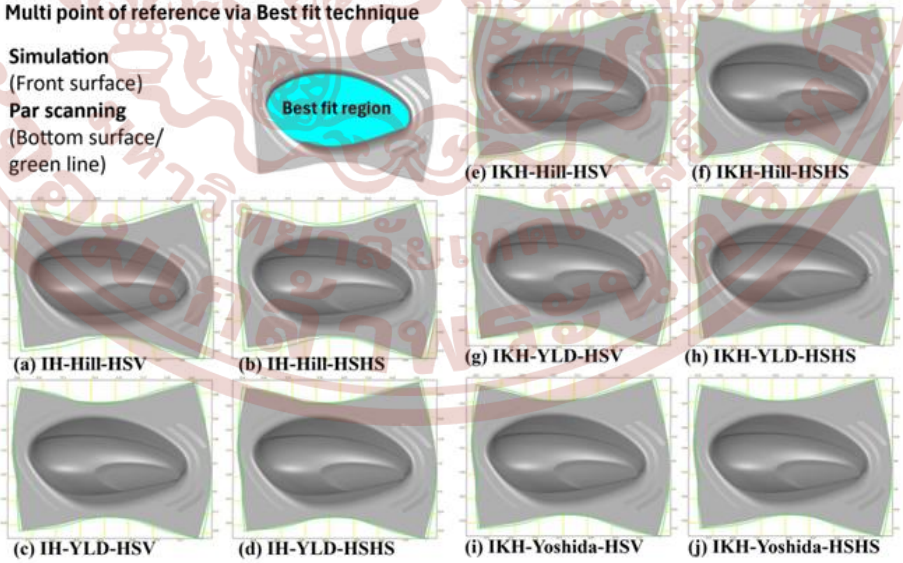


Figure 31. The comparison of profile draw-in of sheet hydroformed part between experimental surface scanned part and FE simulation under the investigated various models.

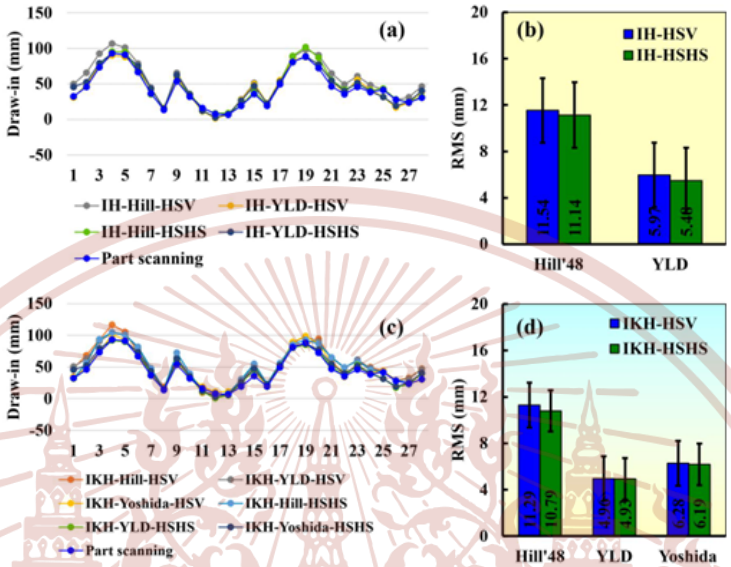


Figure 32. Illustration of comparatively measured profile draw-in of experiment and simulation: IH model (a) draw-in values along 28 defined positions, (b) RMS error calculation: combined IKH model (c) draw-in values along 28 defined positions, (d) RMS error calculation.

under the combined IKH assumption, the simulated profiles using Yld2000-2d and Yoshida2013 yield higher accurate predictions compared to those based on Hill'48 when contrasted with the experimental profile shown in Figure 31(e-j). To thoroughly evaluate the performance of all models, it is essential to compute and illustrate the numerical deviation observed during both experiments and simulations.

The results illustrated in Figure 31 indicate that all ten models demonstrate high performance in predicting draw-in. However, to clearly showcase the differences in predictions among the various plasticity models, it is essential to use an additional indicator such as RMS error. The draw-in displacement at 28 defined points under isotropic strain hardening and combined IKH conditions is plotted alongside the experimental results, as shown in Figures 32(a) and (c). In these figures, the blue line represents the experimental draw-in data extracted from the surface-scanned hydroformed part, while the other draw-in profiles are derived from the simulated finite element (FE) investigation. For the isotropic hardening condition, it is displayed that the Hill'48 model exhibits higher deviation, while the Yld2000-2d model provides the most accurate predictions. This finding aligns with the profile draw-in results previously presented in Figure 31(a-j). Additionally, the root mean square (RMS) error analysis in Figure 32(b) indicates that the Hill model shows the largest deviation among the two hardening models. Notably, the HSHS model offers a slightly better prediction than the HSV across all yield criteria. Conversely, the Yld2000-2d and Hill'48 models, when combined with the HSHS model, exhibit minimal RMS deviation errors, with values of 5.48 and 11.14, respectively. In the combined IKH model, the measured draw-in is illustrated in Figure 32(c), while the calculated RMS error is presented in Figure 32(d). This clearly indicates that the Yld2000-2d combined HSHS model yields the most accurate predictions, achieving a small RMS error of 4.93. The HSV model, on the other hand, has a slightly higher error of 4.96. Similarly, the Yoshida2013 model produces less accurate predictions than Yld2000-2d due to the use of a different hardening model that affects the results, specifically because it relies on assumptions that do not align with the observed data trends. Ultimately, the Hill'48 model demonstrates the lowest accuracy, with the HSV model yielding an RMS error of 11.29. Furthermore, a comparison between IH and combined IKH models reveals that the combined IKH condition offers a better prediction for profile draw-in than IH model. The different strain hardening laws employed do not significantly impact the results. For instance, the RMS error comparison between combined isotropic-kinematic hardening (IKH) and isotropic hardening (IH) using the HSV and Yld2000-2d models indicates that the IKH model is more accurate than the IH model predicts, with RMS errors of 4.96 and 5.97, respectively. Additionally, when comparing the HSV and HSHS models, the HSHS model demonstrates slightly more accurate predictions than the HSV model given, as it can be extended to better represent hardening behavior under large strain deformations, as illustrated in Figure 5(b). It can be concluded that the anisotropic yield criteria and strain hardening model significantly contribute to accurate predictions in FE simulations.

The effect of the yield surface shape on the accuracy of predicting the draw-in profile has been discussed. Figure 32 illustrates how the yield surface shape influences the prediction of large strain deformation of the flange draw-in along the TD direction. The flange profiles were drawn into the die in greater quantities from the TD direction than from

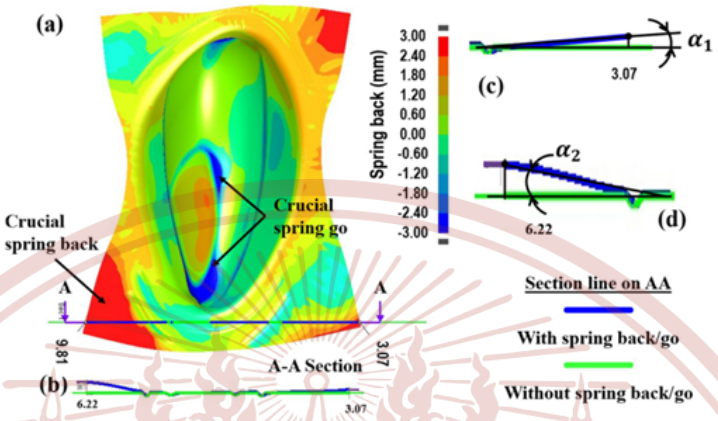


Figure 33. Springback angle investigation on the large fuel tank (a) simulation result at final state with crucial spring back area, (b) cross surface section A-A, predicted springback angle (c) α_1 and (d) α_2.

the other sides. The predicted flange draw-in profile along the TD, using the IH combined with Hill'48 models, shows a higher deviation compared to the Yld2000-2d model, based on the identified points 1 to 7 and 18 to 22, as shown in Figure 32(a). Similarly, the IKH model combined with Yld2000-2d and Yoshida2013 provides higher accuracy than the Hill'48 predictions, as seen in Figure 32(b). It is noteworthy that Hill'48 cannot accurately predict the yield locus in the TD direction. The Yld2000-2d model, on the other hand, is consistently a more successful predictor of all yield surface shapes and predicts the yield locus better than the Yoshida2013 model. The Yld2000-2d criterion shows the best predictive accuracy since it needs more experimental material properties to calibrate the anisotropic parameters for an accurate description of the yield locus. Following in performance are the sixth-order Yoshida (2013) and Hill ('48) criteria.

8.4. Springback angle on flange corners of sheet hydroformed part

The application of the hardening model in the prediction of the springback of steel sheets is consistent with the IKH hardening assumption and the Y-U model. The contour color of the height deviation is shown in Figure 33(a), and the red contour area highlights the area where springback occurs at the flange corners. Consequently, this study focuses on the springback in the TD direction on sample sheet concerning the bending angle at section A-A. The cut surface is defined by two cutting lines, as depicted in section A-A of Figure 33(b). The flat sheet baseline is the reference green section line as defined from experimental surface scan part. The predicted final sheet deformation is given by the blue section line. The bending angle due to the springback or spring-go effect is measured along these section lines as shown in Figures 33(c) and (d). The best location for the bending angle analysis was found by the best-fit advantage of J-STAMP software and the optimum reference position was obtained. The simulated springback angles α_1 and α_2 are visualized and compared with the green baseline illustrated in Figures 34, obtaining from various all hardening and anisotropic yield models.

By the springback prediction through experimental and simulation approaches, the experimental surface scanning and all simulation results on the A-A cross section have been depicted in Figure 34. Apparently, the experimental springback angle is higher than with 6.22 and 3.07 degrees, respectively. In addition, the quantitative simulation results of these two angles have been listed in Table 10. In this measuring, a positive value refers to springback, while a negative value is spring-go. In comparison to the hardening assumption used, the IKH model is apparently more effective at predicting the springback than the IH model provides. There are not significantly different prediction results between the HSV and HSSS models. In contrast, the predicted springback angle provided by various anisotropic yield criteria gives different results.

To evaluate the performance of each material model employed, the qualitative springback/go angles presented in Table 10 have been illustrated as a bar chart, as shown in Figure 35. Accordingly, the comparative predicted results of the α_1 angle are displayed in Figure 35(a), while Figure 35(b) presents the results of the angle α_2. Notably, the predicted angle under the IKH model combined with the Yld2000-2d model shows a slight underestimate compared to the two experimental results, providing better predictions than the Yoshida2013 and Hill'48 models, respectively. On the other hand, the IH model indicates significantly higher discrepancies across all experiments and yield criteria, particularly with the Hill'48 model, which shows considerable divergence from the αexperimental results. We found that the results differ significantly only for the different hardening law, not for different yield criteria. The yield criteria are significantly different, and the Yld2000-2d model provides the best prediction. According to the predicted α_1 angles, the IKH-HSHS-Yld2000-2d model provides the best accurately predicted results. But the variations of the IKH model, together with Hill'48 and Yoshida (2013), lead to predictions

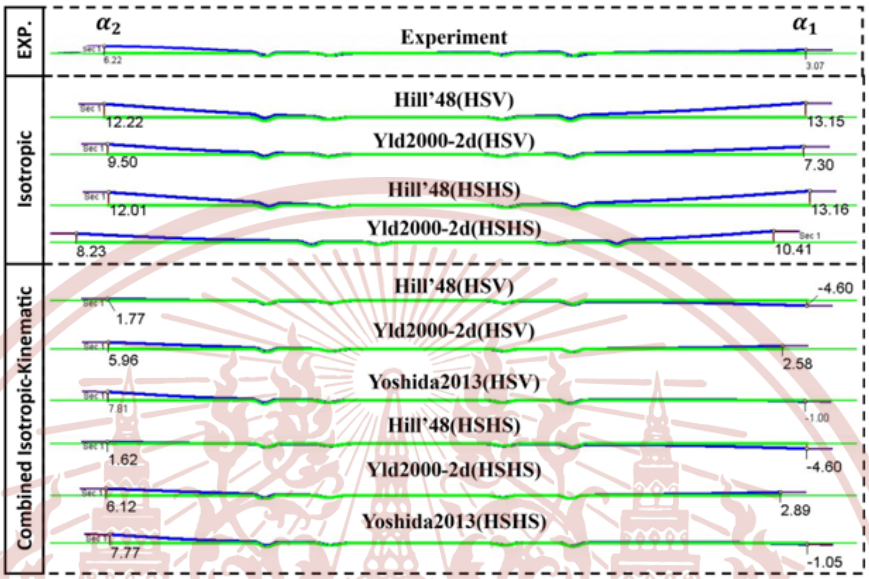


Figure 34. Illustration of springback angles by experimental and simulated results along cross section A-a featured two angle values under various hardening and anisotropic yield models.

Table 10. Comparison of spring back angle measured on A-a section line between bona-find experiment and numerical FE simulation under the various material modeling.

Spring back angle	Experiment	Simulation results under various Material models									
		IH-Hill-HSV	IH-YLD-HSV	IH-Hill-HSHS	IH-YLD-HSHS	IKH-Hill-HSV	IKH-YLD-HSV	IKH-Yoshida2013 HSV	IKH-Hill-HSHS	IKH-YLD-HSHS	IKH-Yoshida2013-HSHS
α_1	3.07	13.15	7.30	13.16	10.41	−4.60	2.58	−1.00	−4.60	2.89	−1.05
α_2	6.22	12.22	9.50	12.01	8.23	1.77	5.96	7.81	1.62	6.12	7.77

of spring-go. The two hardening laws and three corresponding yield criteria for both IH and IKH models show satisfactory consistence in terms of the springback angle α_2, Both predictive values indicate springback.

According to the investigated quantitative number of springback angles on Table 10, the accuracy prediction can be indicated by the absolute error from experiment values and compared in each material model. Figure 36 illustrates how much the prediction differs from the actual experiment results, described as the absolute error for the SPC270 sheet. The two springback bending angles predicted by the IH-Hill'48 display the highest absolute error from experimental results, while the lowest absolute error is obtained using the IKH-Yld2000-2d, which interprets the most accurate prediction. The predicted results have remained similar when using different hardening laws in both IH and IKH models. The exception is provided by IH-Yld2000-2d. The Yoshida2013 produces lower accuracy predictions than the Yld2000-2d, given higher accuracy predictions than Hill'48 does. The effect of the yield surface shape on springback prediction has been considered as follows. There are many different deviations in springback prediction using Hill'48 since this yield criterion cannot accurately predict in TD, as observed in the yield loci shape in Figure 7, considering that the springback angle is also located in TD. The Yld2000-2d model is the most accurate for predicting the shape of the yield loci surface in the TD direction, although it is slightly underestimated by the Yoshida2013 model. The reason is that the predicted results by Yld2000-2d can be absolutely accepted, and Yoshida2013 has less accuracy than the Yld2000-2d model.

9. Comparative prediction accuracy performance between isotropic and combined isotropic-kinematic hardening models

The aforementioned results above demonstrate the significance of material models in FE simulation, which should be more carefully employed according to the accuracy of prediction. In this regard, different material models and material behavior expressions provide exclusive results and performance, especially the Bauschinger effect of mild steel, which is regularly ignored. Therefore, this section emphasizes the effect of a minor spring back/go through the comparison employment kinematics framework. The comparison between IH and combined IKH models, effect of yield surface shape and hardening laws on the accuracy prediction, can be demonstrated in the details.

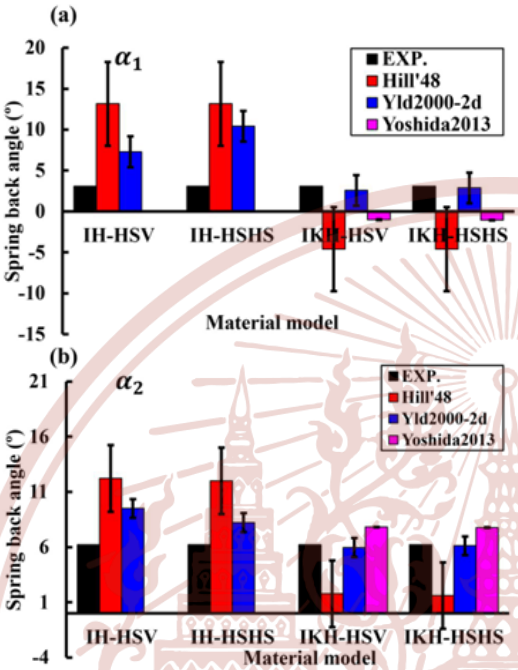


Figure 35. Comparative demonstration on springback angles; (a) α_1 and (b) α_2 between experimental and FE simulation based on various hardening and yield criteria models.

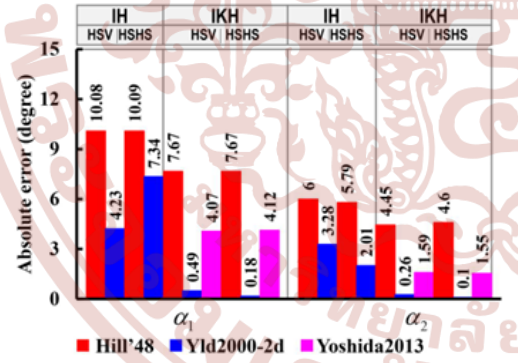


Figure 36. Comparative of absolute spring back angle error from experiment.

To demonstrate the capability of the material model, the analysis combines various strain hardening laws and hardening assumptions with the Hill'48 and Yld2000-2d yield models. The simulated surface profile of the large fuel tank, derived from these models, is examined as detailed in Section 8.1. The proportional percentage of the high deviation range, from 0 to 1 mm, is clearly considered and compared, as illustrated in Figure 37. In this figure, the high deviation represented by horizontal bars: the IH model indicated by a green bar, while the combined IKH model shown with a blue bar. A higher percentage signifies better performance. The depiction of error bars highlights a notable

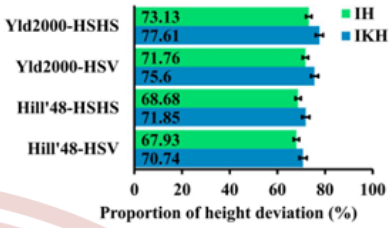


Figure 37. Comparison of performance proportion 0 to 1 mm between IH and combined IKH on Hill'48 and Yld2000-2d models.

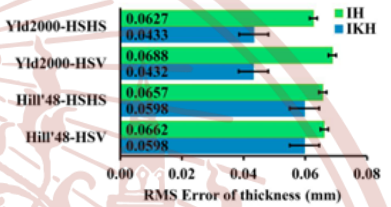


Figure 38. Comparison of root mean square (RMS) error of thickness prediction on the quality control position between isotropic and combined IKH combined all models.

difference between the two hardening assumptions and the anisotropic yield criteria employed in each model. The combined IKH model displays the best performance, exhibiting a higher percentage of deviation compared to the IH assumption. The percentage values for HSV hardening laws, on the other hand, are only slightly different from those for HSS hardening laws, depending on each hardening assumption and yield criterion. In addition, the Yld2000-2d generator is slightly more effective than Hill'48 provides for all conditions. This requirement arises from the material properties needed to calibrate anisotropic parameters, which accurately predict the yield surface shape.

This deviation is directly related to spring back and spring-go phenomena in the hydroformed sheet. Ultimately, the results demonstrate the challenges of finite element (FE) simulation, emphasizing the necessity of advanced material modeling.

In the same manner as previously mentioned, In Figure 38, A higher RMS error value indicates a less accurate prediction, while a lower error value suggests a better prediction for sheet thickness. The combined IKH model shows significant differences from the IH model for both anisotropic yield criteria and hardening laws, as illustrated by the error bars in Figure 38. It meant the IKH model distributes high accuracy prediction compared with IH model provide. Conversely, changes in the HSHS and HSV models only slightly affect thickness prediction across the two hardening assumptions; specifically, the combined IKH model exhibits minor differences compared to the IH model. As discussed in the previous section, varying values are observed when applying different anisotropic yield criteria. Definitely, all predicted by Yld2000-2d provides better prediction than the Hill'48 perform in term of RMS (error), referring effect of yield surface shape prediction accuracy for Yld2000-2d provide. A novel finding highlights the importance of the

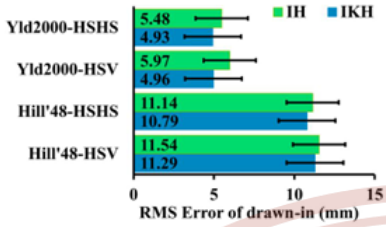


Figure 39. Comparison of root mean square error of bound drawn-in predicted between isotropic hardening and combined isotropic-kinematics hardening.

material's kinematic behavior, which is crucial for thickness prediction, particularly in terms of how it affects the accuracy of predictions across different hardening assumptions and anisotropic yield criteria.

The profile draw-in distance is important for the initial blank design geometry to prevent wrinkles or fractures from occurring in the deformed part. Accurately determining this distance is crucial in manufacturing design. Therefore, this study identifies the profile draw-in that occurs when transforming the initial rectangular sheet. The calculated RMS error can be compared between the IH and combined IKH models, as shown in Figure 39. Similar to the trend discussed earlier, the differences in the hardening laws and assumptions used have not significantly influenced the accuracy of predictions regarding flange draw-in distance. In contrast, variations in the applied yield criteria can significantly impact the accuracy of qualitative deformation predictions, including the estimated profile draw-in distance. Simulation results will enhance the accuracy of predicting the shape of the yield surface, as indicated by Yld2000-2d.

Lastly, the accuracy prediction of the springback bending angles is described in terms of absolute error for two angles, as illustrated in Figure 40. A higher absolute error (degree) indicates the least performance. The depiction of error bars highlights a notable difference between the two hardening assumptions and laws, including the anisotropic yield criteria employed in each model. The combined IKH model displays the best performance, giving a lower absolute error compared to the IH model; particularly, combining it with the Yld2000-2d model establishes the lowest value for the most accurate prediction for the springback angles as depicted in Figures 40(b) and (a), respectively. The required material parameters are utilized to calibrate anisotropic parameters by Yld2000-2d, predicting the yield surface shape more accurately than Hill'48. Significantly, there are more high deviations during Hill'48 and Yld2000-2d since the Hill48 model cannot precisely predict the yield locus at TD (90° from RD), causing the springback angle to appear along TD on the sheet. Finally, the IKH model combination with HSHS and the Yld2000-2d model most precisely predicts the springback effect as shown in Figure 40(b), accurately describing it through yield-surface shape.

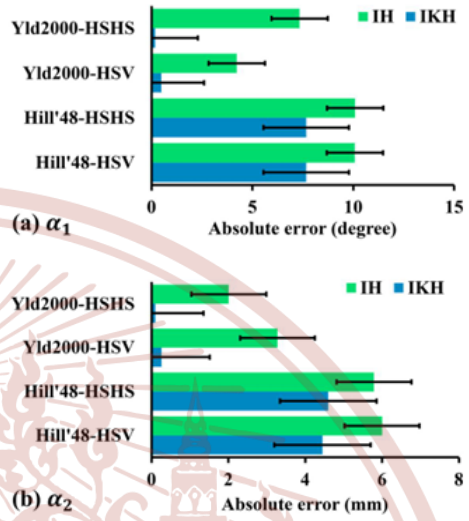


Figure 40. Bar charts illustration of absolute error of the predicted springback angle compared during IH and IKH assumptions, two hardening laws and anisotropic yield criteria.

10. Conclusion

In this research, a large fuel tank for a motorcycle was designed using SPC270 mild steel sheet and subjected to single-action press sheet hydroforming. This process was executed both experimentally and numerically through FE simulation, utilizing various constitutive material models. The yield surface was expressed differently through the Hill'48, Yld2000-2d, and Yoshida2013 yield criteria. Additionally, IH and IKH models were employed and compared across all results. Subsequently, the accuracy of predictions from each model was evaluated and compared with the experimental results from the hydroforming process, The novel findings and conclusions of this research can be summarized as follows.

The combined IKH model offers a more accurate prediction than the IH model, demonstrating the best performance. This improvement is related to predicting surface profile deviations, thickness variations, springback angle and profile draw-in in sheet hydroforming processes. The combination of the IKH model with the Yoshida-Uemori model, which accounts for the Bauschinger effect, significantly describes springback prediction for mild steel sheets, leading to markedly different simulation results. The effects can be obviously found in terms of height deviations, often referred to as "springback" or "spring-go." This advancement underscores the advantages of employing the combined IKH model in scenarios involving large strain deformation and springback effects. Furthermore, this research successfully applied and confirmed the applicability of a monotonic RD uniaxial flow stress curve, which was then transformed into a Y-U cyclic loading flow stress curve. The Y-U material parameters were obtained using the commercial software "MatPara," created by the original researcher of the Y-U model. This procedural approach holds potential applications in the automotive part manufacturing sectors.

For anisotropic plastic deformation related to high deviation, thickness, springback angle profile draw-in, and anisotropic yield criteria employment, it reveals that the Hill'48

criterion offers the least predictive accuracy. In contrast, the Yld2000-2d criterion demonstrates the highest predictive accuracy, as it requires more experimental material properties to calibrate its anisotropic parameters. The sixth-order Yoshida (2013) and Hill ('48) criteria follow in terms of performance, respectively. The differences in performance among these yield criteria are significant. However, it is carefully observed that the Yoshida2013 criterion slightly underestimates the predictions of the Yld2000-2d criterion, providing lower prediction accuracy performance than the Yld2000-2d, likely because Yoshida2013 requires fewer material properties for calibration. This performance corresponding with the yield surface shape prediction in capability of each yield criterion. This novel finding is valuable for automotive and industrial sectors, facilitating a more straightforward application of FE simulation when considering anisotropic deformation with the Yoshida2013 criterion.

The two-hybrid strain hardening laws, the Hybrid Swift-Voce (HSV) and Hybrid Swift-Hocket Sherby (HSHS) models, when considered alongside the combined IKH model, yield accurately predict with consistent by each other. In contrast, the HSHS model shows slightly different predictions compared to the HSV model due to the strain-hardening law effects incorporated in the IH model. The novelty of these two-hybrid strain hardening laws is evident in their ability to describe the consistent extension flow stress at the end of the hydroforming state of large-strain deformation in large fuel tanks.

Acknowledgement

This research was funded by King Mongkut's University of Technology North Bangkok, Contract no. KMUTNB-68-KNOW-02. The authors would like to express their appreciation to Thai Rung Tools and Dies Co., Ltd. for supporting the mild steel sheets, Sheet-Hydroformed motorcycle fuel tank die for experiments. In addition, the authors are also grateful to the Department of Production and Robotics Engineering (PRE), King Mongkut's University of Technology North Bangkok (KMUTNB), for access to some significant equipment and facilities.

Authors' contributions

CRediT: **Dujthep Kumpunya**: Data curation, Investigation, Modeling, Software, Writing – original draft; **Komkamol Chongbunwattana**: Conceptualization, Methodology, Supervision, Analysis modeling; **Wasu Polpruk**: Data curation, Software; **Sansot Panich**: Conceptualization, Methodology, Supervision, Formal analysis, Validation, Visualization, Funding acquisition, Project administration, Resources, Writing – original draft, Writing – review & editing.

Disclosure statement

The authors declare no potential conflicts of interest with respect to the research, authorship and/or publication of this article. The authors have no relevant financial or non-financial interests to disclose.

Funding

This research was funded by King Mongkut's University of Technology North Bangkok (contract no. KMUTNB-68-KNOW-02). Author: Sansot Panich, D.Eng. has received this research funding.

ORCID

Sansot Panich http://orcid.org/0000-0002-4109-2154

References

[1] R. Herbertz, H. Hermanns, and R. Labs, Massivumformung kurz und bündig, Industrieverb, Massivumformung, 2013. http://www.massivumformung.de/fileadmin/user_upload/8_Karriere/IMU_Fachbuch_2013.pdf.

[2] B. Chongthairungruang, V. Uthaisangsuk, S. Suranuntchai, and S. Jirathearanat, Springback prediction in sheet metal forming of high strength steels, Mater. Des., vol. 50, pp. 253–266, 2013. DOI: 10.1016/j.matdes.2013.02.060.

[3] F. Shen, H. Wang, Z. Liu, W. Liu, M. Könemann, G. Y-Uan, G. Wang, S. Münstermann, and J. Lian, Local formability of medium-Mn steel, J. Mater. Process. Tech., vol. 299, pp. 117368, 2022. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2021.117368.

[4] D.R. Kumar, Formability analysis of extra-deep drawing steel, J. Mater. Process. Tech., vol. 130, pp. 31–41, 2002. DOI: 10.1016/S0924-0136(02)00789-6.

[5] C. Soyarslan, D.P.F. Fassmann, B. Plugge, K. Isik, L. Kwiatkowski, M. Schaper, A. Brosius, and A.E. Tekkaya, An experimental and numerical assessment of sheet-bulk formability of mild steel DC04, J. Manuf. Sci. Eng., vol. 133, no. 6, pp. 061008, 2011. DOI: 10.1115/1.4004852.

[6] S.H. Zhang, and J. Danckert, Development of hydro-mechanical deep drawing, J. Mater. Process. Tech., vol. 83, no. 1-3, pp. 14–25, 1998. DOI: 10.1016/S0924-0136(98)00039-9.

[7] C. Bell, J. Corney, N. Zuelli, and D. Savings, A state of the art review of hydroforming technology: its applications, research areas, history, and future in manufacturing, Int. J. Mater. Form., vol. 13, no. 5, pp. 789–828, 2020. DOI: 10.1007/s12289-019-01507-1.

[8] B.J. Zhou, Y.C. Xu, and Z.C. Zhang, Research on the selection principle of upper sheet in double-layer sheets hydroforming, Int. J. Adv. Manuf. Technol., vol. 109, no. 5-6, pp. 1663–1669, 2020. DOI: 10.1007/s00170-020-05615-0.

[9] X.J. Liu, Z.H. Zhang, X.F. Ma, C. Li, and Y.Y. Zhou, Study on hydroforming of AA6061-T6 aluminum alloy sheet based on upper sheet, Int. J. Adv. Manuf. Technol., vol. 123, no. 11-12, pp. 4447–4464, 2022. DOI: 10.1007/s00170-022-10534-3.

[10] D.Y. Chen, Y. Xu, S.H. Zhang, Y. Ma, A.A. El-Aty, D. Banabic, A.I. Pokrovsky, A. Alina, and A.A. Bakinovskaya, A novel method to evaluate the high strain rate formability of sheet metals under impact hydroforming, J. Mater. Proc. Tech., vol. 287, pp. 116553, 2021. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2019.116553.

[11] C. Sudarsan, and S.K. Panda, Punch-less and die-less sheet hydroforming process for manufacturing of serpentine-shaped micro-channels in ultra-thin sheets, Proc. Inst. Mech. Eng. Part C: J. Mech. Eng. Sci., vol. 236, no. 17, pp. 9610–9621, 2022. DOI: 10.1177/09544062221095684.

[12] L.L. Xia, S.H. Zhang, Y. Xu, S.F. Chen, B.B. Khina, and A.I. Pokrovsky, Deformation characteristics and inertial effect of complex aluminum alloy sheet part under impact hydroforming: experiments and numerical analysis, Adv. Manuf., vol. 11, no. 2, pp. 311–328, 2023. DOI: 10.1007/s40436-022-00430-0.

[13] Y.F. Yapan, H.G. Korkmaz, S. Toros, and M. Türköz, Experimental and numerical investigation of the damage state of Ti-6Al-4V alloy sheet in the tensile test, hydraulic bulging, and hydroforming processes, Int. J. Adv. Manuf. Technol., vol. 132, no. 9-10, pp. 4585–4605, 2024. DOI: 10.1007/s00170-024-13633-5.

[14] H.L. Huang, and C.C. Kuo, Formability of sheet metal formed using rubber pad die with lateral forming force mechanism, Int. J. Adv. Manuf. Technol., vol. 136, no. 3-4, pp. 1009–1024, 2025. DOI: 10.1007/s00170-024-14879-9.

[15] M. Nurcheshmeh, and D.E. Green, Prediction of sheet forming limits with Marciniak and Kuczynski analysis using combined

isotropic–nonlinear kinematic hardening, Int. J. Mech. Sci., vol. 53, no. 2, pp. 145–153, 2011. DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2010.12.004.

[16] M.C. Butuc, C. Teodosiu, F. Barlat, and J.J. Gracio, Analysis of sheet metal formability through isotropic and kinematic hardening models, Eur J. Mech. A. Solids., vol. 30, no. 4, pp. 532–546, 2011. DOI: 10.1016/j.euromechsol.2011.03.005.

[17] A. Taherizadeh, D.E. Green, and J.W. Yoon, A non-associated plasticity model with anisotropic and nonlinear kinematic hardening for simulation of sheet metal forming, Int. J. Solids Struct., vol. 69-70, pp. 370–382, 2015. DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2015.05.013.

[18] J. Mendiguren, B. Rolfe, and M. Weiss, On the definition of an kinematic hardening effect graph for sheet metal forming process simulations, Int. J. Mech. Sci., vol. 92, pp. 109–120, 2015. DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2014.12.005.

[19] S. Strashnov, S. Alexandrov, and L. Lang, Finite plane strain bending under tension of isotropic and kinematic hardening sheets, Materials, vol. 14, no. 5, pp. 1166, 2021. DOI: 10.3390/ma14051166.

[20] J. Fu, W. Xie, J. Zhou, and L. Qi, A method for the simultaneous identification of anisotropic yield and hardening constitutive parameters for sheet metal forming, Int. J. Mech. Sci., vol. 181, pp. 105756, 2020. DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2020.105756.

[21] Q. Hu, and J.W. Yoon, Anisotropic distortional hardening based on deviatoric stress invariants under non-associated flow rule, Int. J. Plast., vol. 151, pp. 103214, 2022. DOI: 10.1016/j.ijplas.2022.103214.

[22] Q. Hu, J.W. Yoon, and J. Chen, Anisotropic distortional hardening based on deviatoric stress invariants under non-associated flow rule. Part-II: generalization combined with non-quadratic yield function under associated flow rule, Int. J. Plast., vol. 186, pp. 104256, 2025. DOI: 10.1016/j.ijplas.2025.104256.

[23] A. Taherizadeh, D.E. Green, A. Ghaei, and J.W. Yoon, A non-associated constitutive model with mixed iso-kinematic hardening for finite element simulation of sheet metal forming, Int. J. Plast., vol. 26, no. 2, pp. 288–309, 2010. DOI: 10.1016/j.ijplas.2009.07.003.

[24] B.W. Williams, C.H.M. Simha, N. Abedrabbo, R. Mayer, and M.J. Worswick, Effect of anisotropy, kinematic hardening, and strain-rate sensitivity on the predicted axial crush response of hydroformed aluminium alloy tubes, Int. J. Impact Eng., vol. 37, no. 6, pp. 652–661, 2010. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2009.10.010.

[25] C. Churiaque, J.M. Sánchez-Amaya, F. Caamaño, J.M. Vazquez-Martinez, and J. Botana, Springback estimation in the hydroforming process of UNS A92024-T3 aluminum alloy by FEM simulations, Metals (Basel), vol. 8, no. 6, pp. 404, 2018. DOI: 10.3390/met8060404.

[26] A. Liu, G. Dong, H. Chen, C. Wang, and Z. Yang, Research on deep drawing process of parabolic aluminum alloy part by one-pass rubber bladder hydroforming, Int. J. Adv. Manuf. Technol., vol. 135, no. 9-10, pp. 4259–4280, 2024. DOI: 10.1007/s00170-024-14760-9.

[27] M. Zampaloni, N. Abedrabbo, and F. Pourboghrat, Experimental and numerical study of stamp hydroforming of sheet metals, Int. J. Mech. Sci., vol. 45, no. 11, pp. 1815–1848, 2003. DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2003.11.006.

[28] A. Cherouat, M. Ayadi, N. Mezghani, and F. Slimani, Experimental and finite element modelling of thin sheet hydroforming processes, Int. J. Mater. Form., vol. 1, no. S1, pp. 313–316, 2008. DOI: 10.1007/s12289-008-0339-y.

[29] A. Ayadi, A. Cherouat, F. Slimani, M.A. Rezgui, and A. Zghal, Experimental and numerical modelling of thermo-forming of anisotropic thin sheet, AMM, vol. 62, pp. 37–48, 2011. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMM.62.37.

[30] S. Faouzi, A. Cherouat, A. Ayadi, and M.A. Rezgui, Strain hardening analysis coupled to remeshing procedure application to sheet hydroforming processes, AMR, vol. 418-420, pp. 1255–1258, 2011. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.418-420.1255.

[31] S. Faouzi, G. Ines, N. Mondher, N.M. Toumi, and G. Samir, Experimental study of hydroforming process for anisotropic thin metal sheets, Proc. Innovation Mater. Manuf. Adv. Technol., vol. 144, pp. 116–125, 2022. DOI: 10.1007/978-3-031-42659-9_13.

[32] S. Faouzi, A. Cherouat, A. Ayadi, and M.A. Rezgui, Strain hardening law coupled to damage and remeshing procedure application to sheet hydroforming processes, AMR, vol. 423, pp. 187–199, 2011. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.423.187.

[33] S. Koubaa, L. Belhassen, M. Wali, and F. Dammak, Numerical investigation of the forming capability of bulge process by using rubber as a forming medium, Int. J. Adv. Manuf. Technol., vol. 92, no. 5-8, pp. 1839–1848, 2017. DOI: 10.1007/s00170-017-0278-1.

[34] K. Zhang, Z. He, K. Zheng, and S. Y-Uan, Experimental verification of anisotropic constitutive models under tension-tension and tension-compression stress states, Int. J. Mech. Sci., vol. 178, pp. 105618, 2020. DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2020.105618.

[35] Z. He, K. Zhang, Y. Lin, and S. Y-Uan, An accurate determination method for constitutive model of anisotropic tubular materials with DIC-based controlled biaxial tensile test, Int. J. Mech. Sci., vol. 181, pp. 105715, 2020. DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2020.105715.

[36] C. Wang, D. Li, B. Meng, and M. Wan, Effect of anisotropic yield functions on prediction of critical process window and deformation behavior for hydrodynamic deep drawing of aluminum alloys, Metals (Basel), vol. 10, no. 4, pp. 492, 2020. DOI: 10.3390/met10040492.

[37] G. Gu, and D. Mohr, Anisotropic Hosford–Coulomb fracture initiation model: theory and application, Eng. Frac. Mech., vol. 147, pp. 480–497, 2015. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2015.08.004.

[38] T. Chaimongkon, S. Panich, and V. Uthaisangsuk, Anisotropic fracture forming limit curve and its applications for sheet metal forming with complex strain paths of aluminum sheet, Int. J. Adv. Manuf. Technol., vol. 115, no. 11-12, pp. 3553–3577, 2021. DOI: 10.1007/s00170-021-07357-z.

[39] W. Polpruk, K. Chongbunwatana, and S. Panich, Fracture evaluation of anisotropically deformed advanced high-strength sheet steel through stress-based forming limit curves and fracture loci, MSF., vol. 1173, pp. 3–10, 2025. DOI: 10.4028/p-zRw5qH.

[40] C. Amree, T. Jantarasricha, and S. Panich, Formability and fracture prediction using polar effective plastic strains and fracture loci with application in multi-step forming processes, Int. J. Adv. Manuf. Technol., vol. 140, no. 5-6, pp. 3099–3141, 2025. DOI: 10.1007/s00170-025-16425-7.

[41] T. Jantarasricha, K. Chongbunwatana, and S. Panich, Comparative study of fracture criteria through bona fide experimental–numerical examinations on AA2024-T3, Int. J. Adv. Manuf. Technol., vol. 119, no. 11-12, pp. 7685–7710, 2022. DOI: 10.1007/s00170-022-08742-y.

[42] T. Jantarasricha, K. Chongbunwatana, and S. Panich, Fracture analysis of sheet aluminum alloy AA2024-T3 through a complex-loading cross-die test, Int. J. Appl. Mechanics, vol. 15, no. 01, pp. 2250093, 2023. DOI: 10.1142/S1758825122500934.

[43] S. Panich, and C. Amree, Ductile fracture criteria assessment on AA2024-T3 aluminum alloys sheet using digital image correlation technique and analytical calculation, J. Strain Anal. Eng. Des., vol. 61, no. 2, pp. 93–110, 2026. DOI: 10.1177/03093247251387970.

[44] S. Basak, and S.K. Panda, Failure strains of anisotropic thin sheet metals: experimental evaluation and theoretical prediction, Int. J. Mech. Sci., vol. 151, pp. 356–374, 2019. DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2018.10.065.

[45] N. Park, T.B. Stoughton, and J.W. Yoon, A new approach for fracture prediction considering general anisotropy of metal sheets, Int. J. Plast., vol. 124, pp. 199–225, 2020. DOI: 10.1016/j.ijplas.2019.08.011.

[46] E. Dai, Z. Lv, P. Y-Uan, G. Liu, N. Guo, Z. Liu, and B. Tang, Ductile fracture of anisotropic QP980 steel sheet by using the isotropic/anisotropic modified Mohr-Coulomb models, Eng. Fract. Mech., vol. 290, pp. 109522, 2023. 10.1016/j.engfracmech.2023.109522.

[47] Y. Lou, H. Huh, S. Lim, and K. Pack, New ductile fracture criterion for prediction of fracture forming limit diagrams of sheet metals, Int. J. Solid. Struct., vol. 49, no. 25, pp. 3605–3615, 2012. DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2012.02.016.

[48] Y. Lou, J.W. Yoon, and H. Huh, Modeling of shear ductile fracture considering a changeable cut-off value for stress triaxiality, Int. J. Plast., vol. 54, pp. 56–80, 2014. DOI: 10.1016/j.ijplas.2013.08.006.

[49] Y. Lou, L. Chen, T. Clausmeyer, A.E. Tekkaya, and J.W. Yoon, Modeling of ductile fracture from shear to balanced biaxial tension for sheet metals, Int. J. Solid. Struct., vol. 112, pp. 169–184, 2017. DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2016.11.034.

[50] Y. Bai, and T. Wierzbicki, Application of extended Mohr–Coulomb criterion to ductile fracture, Int. J. Fract., vol. 161, no. 1, pp. 1–20, 2010. DOI: 10.1007/s10704-009-9422-8.

[51] D. Mohr, and S.J. Marcadet, Micromechanically-motivated phenomenological Hosford–Coulomb model for predicting ductile fracture initiation at low stress triaxialities, Int. J. Solid. Struct., vol. 67-68, pp. 40–55, 2015. DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2015.02.024.

[52] Z. Peng, H. Zhao, and X. Li, New ductile fracture model for fracture prediction ranging from negative to high stress triaxiality, Int. J. Plast., vol. 145, pp. 103057, 2021. DOI: 10.1016/j.ijplas.2021.103057.

[53] H. Ding, T. Zhu, X. Wang, B. Yang, S. Xiao, and G. Yang, An uncoupled ductile fracture model considering void shape change and necking coalescence, Eng. Frac. Mech., vol. 292, pp. 109612, 2023. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2023.109612.

[54] W. Dou, Z. Xu, Y. Han, and F. Huang, A ductile fracture model incorporating stress state effect, Int. J. Mech. Sci., vol. 241, pp. 107965, 2023. DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2022.107965.

[55] X. Yang, Y. Guo, and Y. Li, A new ductile failure criterion with stress triaxiality and Lode dependence, Eng. Frac. Mech., vol. 289, pp. 109394, 2023. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2023.109394.

[56] L. Zheng, Z. Wang, B. Meng, and M. Wan, A unified ductile fracture criterion suitable for sheet and bulk metals considering multiple void deformation modes, Int. J. Plast., vol. 164, pp. 103572, 2023. DOI: 10.1016/j.ijplas.2023.103572.

[57] X. Sun, W. Shen, Y. Li, X. Hu, C. Li, and F. Xue, An uncoupled ductile fracture criterion for a wide range of stress states in sheet metal forming failure prediction, Eng. Fract. Mech., vol. 310, pp. 110464, 2024. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2024.110464.

[58] B. Gao, W. Huang, S. Wang, Z. Liu, X. Chen, and S. Su, Uncoupled ductile fracture criterion motivated by micromechanisms: modeling and experiments, Eng. Fract. Mech., vol. 313, pp. 110659, 2025. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2024.110659.

[59] R. Hill, A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals, Proc. R. Soc. Lond. A Math. Phys. Sci., vol. 193, no. 1033, pp. 281–297, 1948. DOI: 10.1098/rspa.1948.0045.

[60] F. Barlat, J.C. Brem, J.W. Yoon, K. Chung, R.E. Dick, D.J. Lege, F. Pourboghrat, S.H. Choi, and E. Chu, Plane stress yield function for aluminum alloy sheets—part 1: theory, Int. J. Plast., vol. 19, no. 9, pp. 1297–1319, 2003. DOI: 10.1016/S0749-6419(02)00019-0.

[61] F. Yoshida, H. Hamasaki, and T. Uemori, A user-friendly 3D yield function to describe anisotropy of steel sheets, Int. J. Plast., vol. 45, pp. 119–139, 2013. DOI: 10.1016/j.ijplas.2013.01.010.

[62] ASTM E8/E8M-22 Standard test methods for tension testing of metallic materials, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2022, http://www.astm.org.

[63] R.F. Young, J.E. Bird, and J.L. Duncan, An automated hydraulic bulge tester, J. Appl. Metalwork., vol. 2, no. 1, pp. 11–18, 1981. DOI: 10.1007/BF02833994.

[64] S. Panich, S. Suranuntchai, S. Jirathearanat, and V. Uthaisangsuk, A hybrid method for prediction of damage initiation and fracture and its application to forming limit analysis of advanced high strength steel sheet, Eng. Fract. Mech., vol. 166, pp. 97–127, 2016. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2016.08.025.

[65] H.W. Swift, Plastic instability under plane stress, J. Mech. Phys. Solid., vol. 1, no. 1, pp. 1–18, 1952. DOI: 10.1016/0022-5096(52)90002-1.

[66] E. Voce, The relationship between stress and strain for homogeneous deformation, J. Inst. Metal., vol. 74, pp. 537–562, 1948.

[67] J.E. Hockett, and O.D. Sherby, Large strain deformation of polycrystalline metals at low homologous temperatures, J. Mech. Phys. Solid., vol. 23, no. 2, pp. 87–98, 1975. DOI: 10.1016/0022-5096(75)90018-6.

[68] T.B. Gonoring, L.P. Moreira, and M.T.D. Orlando, An equivalent work-hardening description of an interstitial-free steel sheet based on uniaxial tensile and hydraulic bulge tests, J. Mater. Res. Tech., vol. 13, pp. 2138–2143, 2021. DOI: 10.1016/j.jmrt.2021.05.097.

[69] J.L. Ferreira, L.P. Moreira, and M.C. Cardoso, Analysis of the pre-straining effects on the limit strains of interstitial-free steel: experiments and elasto-plastic modeling of strain and stress-based forming limit curves, J. Braz. Soc. Mech. Sci. Eng., vol. 43, no. 2, pp. 82, 2021. DOI: 10.1007/s40430-020-02778-5.

[70] M.C.S. Freitas, L.P. Moreira, and R.G. Velloso, Experimental analysis and theoretical predictions of the limit strains of a hot-dip galvanized interstitial-free steel sheet, Mat. Res., vol. 16, no. 2, pp. 351–366, 2013. DOI: 10.1590/S1516-14392013005000015.

[71] N. Medeiros, L.P. Moreira, J.D. Bressan, J.F.C. Lins, and J.P. Gouvêa, Upper-bound sensitivity analysis of the ECAE process, Mater. Sci. Eng., vol. 527, no. 12, pp. 2831–2844, 2010. DOI: 10.1016/j.msea.2009.12.049.

[72] L.P. Moreira, and G. Ferron, Influence of the plasticity model in sheet metal forming simulations, J. Mater. Proc. Tech., vol. 155, pp. 1596–1603, 2004. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2004.04.269.

[73] F. Yoshida, and T. Uemori, A model of large-strain cyclic plasticity and its application to springback simulation, Int. J. Mech. Sci., vol. 45, no. 10, pp. 1687–1702, 2003. DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2003.10.013.

[74] F. Yoshida, T. Uemori, and K. Fujiwara, Elastic-plastic behavior of steel sheets under in-plane cyclic tension-compression at large strain, Int. J. Plast., vol. 18, no. 5-6, pp. 633–659, 2002. DOI: 10.1016/S0749-6419(01)00049-3.

ประวัติผู้เขียน

ชื่อ นายดุจเทพ คำปัญญา

ชื่อดุษฎีนิพนธ์ การศึกษาเชิงเปรียบเทียบการเปลี่ยนรูปพลาสติกแบบแอนไอโซทรอปิกภายใต้แบบจำลองพฤติกรรมของวัสดุและเกณฑ์ความเสียหายที่แตกต่างกันสำหรับการขึ้นรูปแผ่นโลหะด้วยแรงดันของเหลวในการผลิตถังน้ำมันเชื้อเพลิงรถจักรยานยนต์ขนาดใหญ่

สาขาวิชา สาขาวิชาวิศวกรรมการผลิต

ประวัติ

การศึกษา	มัธยมศึกษาตอนปลาย โรงเรียน เตรียมอุดมศึกษาพัฒนาการ
	ปริญญาตรี มหาวิทยาลัยสยาม
	ปริญญาโท มหาวิทยาลัยพระจอมเกล้าธนบุรี
การทำงาน	กรรมการผู้จัดการ บริษัท เจซิม จำกัด
วัน เดือน ปีเกิด	23 มิถุนายน 2510
ที่อยู่ปัจจุบัน	194 ซ.พระรามที่ 2 ซอย 60 แขวงแสมดำ เขตบางขุนเทียน กรุงเทพมหานคร

ผลงานทางวิชาการ

1 Kumpunya, D., & et al. (2026). Simulative study on anisotropic deformation of a large sheet-hydroformed motorcycle fuel tank. *Materials Science Forum*, *1177*, [pp. 3-10]. Trans Tech Publications Ltd.

2 Kumpunya, D., Chongbunwattana, K., Polpruk, W., & Panich, S. (2026). Comparative study on anisotropic plastic deformation with consideration of various constitutive models of a large sheet hydroforming for a motorcycle fuel tank. *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, *33*(1), 2703280.