

國立臺灣大學工學院機械工程學系

碩士論文



Department of Mechanical Engineering

College of Engineering

National Taiwan University

Master Thesis

高強度汽車保險桿沖壓成形特性之研究

Characterization of Formability for the Stamping of
a High Strength Automotive Bumper

張智凱

Chih-Kai Chang

指導教授：陳復國 博士

Advisor: Fuh-Kuo Chen, Ph.D.

中華民國 102 年 7 月

July, 2013

國立臺灣大學碩士學位論文
口試委員會審定書

高強度汽車保險桿沖壓成形特性之研究
Characterization of Formability for the Stamping of
a High Strength Automotive Bumper

本論文係張智凱君（R00522531）在國立臺灣大學機械工程學系
完成之碩士學位論文，於民國 102 年 07 月 12 日承下列考試委員審查
通過及口試及格，特此證明

口試委員：

陳復國（指導教授）

陳復國

黃佑民

黃佑民

洪景華

洪景華

黃庭彬

黃庭彬

系主任

楊耀州

楊耀州

摘要

在環保意識高漲與車身輕量化之需求下，目前各大車廠開發時應用高強度鋼板已經是明確之趨勢。但由於鋼板強度的提高，高強度鋼板成形性低於一般低強度鋼板，故高強度汽車沖壓件，例如保險桿於深引伸時，其破裂情況更加嚴重，使過去低強度保險桿之模具設計法則已無法完全套用於高強度保險桿之沖壓成形。又因鋼板強度提升，成形後之回彈缺陷也較一般低強度鋼板明顯，造成回彈模面補償的設計更加困難。

針對沖壓成形之有限元素法分析，在過去研究文獻中，雖已針對模擬參數進行最佳化之收斂性測試，但對於提升預測回彈之準確度仍有改善空間。因此，本研究將透過包辛格實驗與雙軸拉伸實驗建立完整之高強度鋼板材料模型，藉以提高有限元素法模擬回彈之準確性。本研究同時針對不同材料模型對於模擬分析之準確度影響進行探討，驗證了 Yoshida-Uemori 材料模型不僅因考慮包辛格效應使有限元素法模擬回彈預測之準確度提升，且發現該材料模型於沖壓成形之卸載(unloading)過程中對於板材楊氏係數之修正，亦會對回彈預測之準確度具有明顯之影響性。本研究亦選擇具代表性之基礎載具進行沖壓成形回彈現象之有限元素法模擬分析並與實際試驗結果比較，得知



Barlat 91+Yoshida-Uemori 材料模型與 Hill 90+Yoshida-Uemori 材料模

型較為接近實驗值。



應用上述建立之材料模型，本研究針對高強度保險桿沖壓成形特性進行探討。首先透過不同保險桿成形模面之特徵分析，歸納出解決成形缺陷所對應之餘肉造型，進而針對本研究之高強度保險桿進行餘肉造型設計，解決其成形缺陷。並於板材沖壓成形過程中，觀察板材受力情形，發現板材於成形中受到拉伸與壓縮之變形歷程，產生完整的包辛格效應，故使用將包辛格效應加入塑性變形分析之 Yoshida-Uemori 材料模型確實有其必要性。最後透過試模驗證得知，採用 Barlat 91+Yoshida-Uemori 材料模型或 Hill 90+Yoshida-Uemori 材料模型之有限元素法模擬分析，其結果仍較採用其他材料模型較為接近實驗值。

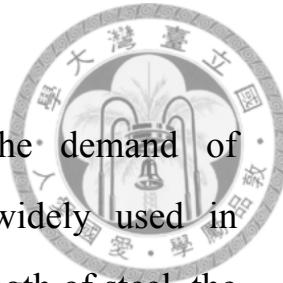
關鍵字：高強度鋼板、保險桿、材料模型、沖壓成形、有限元素法分析、餘肉造型、包辛格效應

Abstract

Due to the environmental consciousness and the demand of light-weight vehicles, high strength steel has been widely used in automotive parts. However, because of the increased strength of steel, the formability of high strength steel is inferior to traditional low strength steels. Therefore, the die design concept for stamping low strength steel sheets is no longer applicable to high strength steel sheets.

Concerning the finite element analysis on the stamping of high strength steel sheets, the efforts have been endeavored to establish the optimum simulation parameters. However, the accuracy in the prediction of springback is yet to be improved even with the optimum simulation parameters adopted. Therefore, biaxial stretching experiments and cyclic tension-compression experiments were implemented in the present study to establish a complete material model for the high strength steels so as to enhance the accuracy of the finite element simulations in predicting the springback phenomenon.

The finite element simulations with different material models adopted were also performed in the present study to evaluate their efficiency on predicting springback occurred in the stamping process. The simulation results were compared with the experimental data and the outcome reveals that the Yoshida-Uemori material model which considers the Bauschinger effect lends itself to the most efficient model in improving the accuracy of springback prediction. It is also found that the change of Young's modulus that is taken into account in the Yoshida-Uemori model during the unloading process affects the

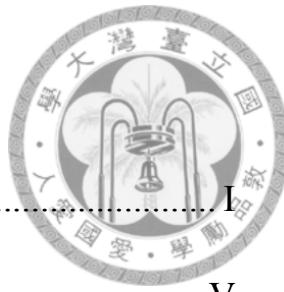


springback prediction significantly. By comparing the simulation and experiment results of the stamping of simple bent parts, it indicates that the simulation results with Barlat 91 yield criterion and Yoshida-Uemori model adopted, or the Hill 90 yield criterion and Yoshida-Uemori model employed, are much closer to the experimental values.

The forming characteristics of stamping a front bumper with high strength steel sheet was then examined with the material constants established from the cyclic tension-compression tests and biaxial stretching tests conducted in the present study. The die addendum design was investigated by categorizing the features of different bumper die surfaces, and the optimum addendums that could eliminate specific defects such as wrinkle and fracture were identified. Since some portions of the sheet blank were subjected to tension and compression deformation during stamping, the Bauschinger effect predominated in the deformation process. Therefore, using the Yoshida-Uemori material model is necessary. Through the simulation validation, we confirm that the Barlat 91 yield criterion and Yoshida-Uemori model, or the Hill 90 yield criterion and Yoshida-Uemori model are still the most efficient material models to be used in the finite element simulations for stamping of high strength steel sheets.

Keywords : high strength steel sheet, bumper, material model, stamping, finite element analysis, die addendum design, Bauschinger effect

目錄



目錄	I
圖目錄	V
表目錄	XVI
第 1 章 緒論	1
1.1 前言	1
1.2 研究動機與目的	3
1.3 文獻回顧	4
1.4 研究方法與步驟	9
1.5 論文總覽	10
第 2 章 440 級與 490 級高強度鋼板之材料模型建立	12
2.1 降伏準則之探討	12
2.1.1 Hill 48 降伏準則	13
2.1.2 Hill 90 降伏準則	15
2.1.3 Barlat 89 及 Barlat 91 降伏準則	17
2.2 Yoshida-Uemori 材料模型之探討	20
2.2.1 等向硬化準則	21
2.2.2 動態硬化準則	22



2.2.3 混合型硬化準則	24
2.2.4 Yoshida-Uemori 材料模型	25
2.3 Yoshida-Uemori 材料參數之探討	30
2.4 材料模型參數之建立	38
2.5 基礎載具有限元素模擬	48
2.5.1 V 型彎曲成形之模型、分析方法與模擬結果	48
2.5.2 V 型彎曲成形不同材料模型之探討	52
2.5.3 U 形帽狀引伸成形之模型、分析方法與模擬結果	56
2.5.4 U 形帽狀引伸成形不同材料模型之探討	60
2.6 基礎載具不同材料模型之試驗驗證	64
2.6.1 V 型彎曲成形試驗	65
2.6.2 U 形帽狀引伸成形試驗	66
第 3 章 高強度鋼板之材料成形特性研究	68
3.1 變形模式之探討	68
3.2 U 形帽狀造型參數對於引伸成形之影響	71
3.2.1 引伸比對於減薄率以及回彈現象之影響	71
3.2.2 Punch 圓角對於減薄率以及回彈現象之影響	75
3.2.3 Die 圓角對於減薄率以及回彈現象之影響	79
3.2.4 壓料力對於減薄率以及回彈現象之影響	84



3.3 U 形帽狀引伸成形實驗驗證	88
第 4 章 保險桿特徵造型與餘肉造型之歸納與分析	92
4.1 保險桿特徵造型之歸納	92
4.2 保險桿餘肉造型之歸納	95
4.2.1 A 保險桿之分析	96
4.2.1.1 無餘肉造型之成形缺陷分析	96
4.2.1.2 阻料條餘肉造型之成形缺陷分析	98
4.2.2 B 保險桿之分析	101
4.2.2.1 無餘肉造型之成形缺陷分析	102
4.2.2.2 阻料條餘肉造型之成形缺陷分析	106
4.2.3 C 保險桿之分析	108
4.2.3.1 無餘肉造型之成形缺陷分析	109
4.2.3.2 階梯餘肉造型及阻料條之成形缺陷分析	110
4.2.4 小結	114
4.3 保險桿餘肉造型對成形性之影響	115
第 5 章 高強度保險桿沖壓成形之分析	118
5.1 研究載具介紹	118
5.2 高強度保險桿之成形性分析	121
5.2.1 材料性質	121



5.2.2 收斂性測試	121
5.2.3 初始模面成形缺陷分析與探討	132
5.3 高強度保險桿成形缺陷之改善	149
 第 6 章 高強度保險桿回彈現象之分析	158
6.1 研究載具之回彈模擬分析	158
6.2 定義回彈量	161
6.3 研究載具之回彈量測與補償	162
6.4 440 級高強度保險桿試模驗證	164
 第 7 章 結論	168
參考文獻	170

圖目錄



圖 2.1 材料受力加工硬化示意圖	20
圖 2.2 等向硬化準則之降伏面示意圖	21
圖 2.3 動態硬化準則之降伏面示意圖	22
圖 2.4 混合型硬化準則	24
圖 2.5 包辛格效應示意圖	25
圖 2.6 單軸拉伸降伏面移動軌跡圖[15].....	27
圖 2.7 材料之拉伸壓縮應力應變曲線	31
圖 2.8 拉伸過程之實驗數據	32
圖 2.9 卸載時楊氏係數應力應變曲線選取範圍之示意圖[14]	33
圖 2.10 拉伸壓縮實驗曲線卸載示意圖	33
圖 2.11 不同應變範圍擷取卸載時楊氏係數之示意圖	34
圖 2.12 不同應變範圍卸載時楊氏係數與 Fitting 結果	34
圖 2.13 $\sigma_{B_0}^{(p)}$ 位置示意圖	35
圖 2.14 不同材料參數 C_2 之示意圖[15]	36
圖 2.15 不同 C_1 值之影響[15]	37
圖 2.16 不同 h 值之影響[18].....	38
圖 2.17 440 高強度鋼板之 FLC.....	39

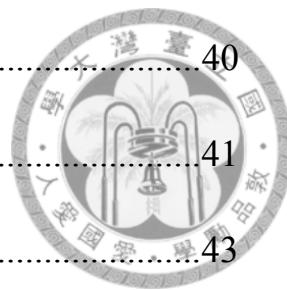


圖 2.18 490 高強度鋼板之 FLC	40
圖 2.19 雙軸拉伸實驗示意圖	41
圖 2.20 材料應力應變曲線圖	43
圖 2.21 拉伸壓縮實驗示意圖	44
圖 2.22 440 級鋼板不同應變範圍之板材拉伸壓縮實驗結果	44
圖 2.23 490 級鋼板不同應變範圍之板材拉伸壓縮實驗結果	45
圖 2.24 拉伸壓縮實驗模擬之模型示意圖	46
圖 2.25 440 級鋼板不同應變範圍實驗之驗證	46
圖 2.26 490 級鋼板不同應變範圍實驗之驗證	47
圖 2.27 V 型彎曲成形模具與試片尺寸示意圖	48
圖 2.28 V 型彎曲回彈示意圖	49
圖 2.29 實際 V 型彎曲成形模具	49
圖 2.30 V 型彎曲模具配置圖	50
圖 2.31 440 級鋼板 V 型彎曲成形厚度分佈模擬結果	51
圖 2.32 490 級鋼板 V 型彎曲成形厚度分佈模擬結果	51
圖 2.33 440 級鋼板 V 型彎曲成形回彈量模擬結果	51
圖 2.34 490 級鋼板 V 型彎曲成形回彈量模擬結果	52
圖 2.35 V 型彎曲圓角處之內表面於成形時板材受力情形	53
圖 2.36 V 型彎曲圓角處之下表面於成形時板材受力情形	53

圖 2.37 Y-U 材料模型卸載楊氏係數之修正	54
圖 2.38 消除 Y-U 材料模型修正之楊氏係數示意圖	54
圖 2.39 440 級不考慮 Y-U 材料模型修正楊氏係數之回彈模擬結果	55
圖 2.40 U 形帽狀引伸成形模具與試片尺寸示意圖	56
圖 2.41 實際 U 形帽狀引伸成形模具	57
圖 2.42 側壁捲曲示意圖	57
圖 2.43 U 形帽狀引伸成形模具配置圖	58
圖 2.44 440 級鋼板 U 形帽狀引伸成形厚度分佈模擬結果	58
圖 2.45 490 級鋼板 U 形帽狀引伸成形厚度分佈模擬結果	59
圖 2.46 440 級鋼板 U 形帽狀引伸成形模擬結果	59
圖 2.47 490 級鋼板 U 形帽狀引伸成形模擬結果	59
圖 2.48 U 形帽狀引伸成形側壁處之內表面於成形時板材受力情形	61
圖 2.49 U 形帽狀引伸成形側壁處之外表面於成形時板材受力情形	61
圖 2.50 U 形帽狀引伸成形側壁處之內表面於成形時板材受力情形	62
圖 2.51 U 形帽狀引伸成形側壁處之外表面於成形時板材受力情形	63
圖 2.52 440 級不考慮 Y-U 材料模型修正楊氏係數之回彈模擬結果	63
圖 2.53 實際 V 型彎曲成形試驗	64
圖 2.54 實際 U 形帽狀引伸成形試驗	65
圖 2.55 440 級高強度鋼板於 V 型彎曲成形試驗與模擬之比較	66



圖 2.56 490 級高強度鋼板於 V 型彎曲成形試驗與模擬之比較	66
圖 2.57 440 級高強度鋼板於 U 形帽狀引伸成形試驗與模擬之比較	67
圖 2.58 490 級高強度鋼板於 U 形帽狀引伸成形試驗與模擬之比較	67
圖 3.1 研究載具板件成形後不同區域之變形模式	69
圖 3.2 U 形帽狀引伸成形板件之變形模式	69
圖 3.3 U 形帽狀引伸成形不同造型參數示意	70
圖 3.4 造型參數引伸比之示意圖	72
圖 3.5 不同引伸比之最大減薄率	73
圖 3.6 不同引伸比之減薄率分佈圖	73
圖 3.7 不同引伸比之側壁捲曲現象截面圖	74
圖 3.8 不同引伸比之側壁捲曲量測結果	74
圖 3.9 造型參數 Punch 圓角 R ₁ 之示意圖	76
圖 3.10 不同 Punch 圓角之最大減薄率	77
圖 3.11 不同 Punch 圓角之減薄率分佈圖	77
圖 3.12 不同 Punch 圓角之側壁捲曲現象截面圖	78
圖 3.13 不同 Punch 圓角之側壁捲曲量測結果	78
圖 3.14 造型參數 Die 圓角 R ₂ 之示意圖	80
圖 3.15 不同 Die 圓角之最大減薄率	81
圖 3.16 不同 Die 圓角之減薄率分佈圖	81



圖 3.17 不同 Die 圓角之側壁捲曲現象截面圖	82
圖 3.18 不同 Die 圓角成形後之外表面應力分佈	82
圖 3.19 不同 Die 圓角成形後之內表面應力分佈	82
圖 3.20 不同 Die 圓角成形時內表面板材受力情形	83
圖 3.21 不同 Die 圓角成形時外表面板材受力情形	83
圖 3.22 製程參數壓料力之示意圖	85
圖 3.23 不同壓料力之最大減薄率	86
圖 3.24 不同壓料力之減薄率分佈圖	86
圖 3.25 不同壓料力之側壁捲曲截面圖	87
圖 3.26 不同壓料力之側壁捲曲量測結果	87
圖 3.27 U 形帽狀引伸成形 Die 圓角 $R_2 = 1$ 之實驗與模擬成果	89
圖 3.28 U 形帽狀引伸成形 Die 圓角 $R_2 = 9$ 之實驗與模擬成果	89
圖 3.29 厚度量測位置示意圖	89
圖 3.30 U 形帽狀引伸成形 Die 圓角 $R_2 = 1$ 之厚度比較結果	90
圖 3.31 U 形帽狀引伸成形 Die 圓角 $R_2 = 9$ 之厚度比較結果	90
圖 3.32 U 形帽狀引伸成形 Die 圓角 $R_2 = 1$ 之側壁捲曲	91
圖 3.33 U 形帽狀引伸成形 Die 圓角 $R_2 = 9$ 之側壁捲曲	91
圖 4.1 保險桿特徵造型之分類	93
圖 4.2 440 級研究載具各區域特徵造型	94



圖 4.3 保險桿成形模面	95
圖 4.4 保險桿餘肉造型歸納流程示意圖	95
圖 4.5 A 保險桿特徵處	96
圖 4.6 無餘肉造型之 A 保險桿 FLD 與成形品質分佈圖	97
圖 4.7 無餘肉造型之 A 保險桿區域 I 板件狀況	97
圖 4.8 無餘肉造型之 A 保險桿成形過程流速分佈圖與板件情形	98
圖 4.9 阻料條餘肉造型之 A 保險桿模面等視角圖及上視圖	99
圖 4.10 阻料條餘肉造型之 A 保險桿 FLD 與成形品質分佈圖	99
圖 4.11 阻料條餘肉造型之 A 保險桿區域 I 板件狀況	100
圖 4.12 兩種餘肉造型之 A 保險桿區域 I 成形後板件狀況比較	100
圖 4.13 阻料條餘肉造型之 A 保險桿板件成形過程	101
圖 4.14 B 保險桿特徵處	101
圖 4.15 無餘肉造型之 B 保險桿減薄率分佈圖	102
圖 4.16 無餘肉造型之 B 保險桿 FLD 與成形品質分佈圖	103
圖 4.17 無餘肉造型之 B 保險桿區域 II 板件狀況	103
圖 4.18 無餘肉造型之 B 保險桿區域 III 板件狀況	104
圖 4.19 無餘肉造型之 B 保險桿區域 II 成形流速與板件情形	105
圖 4.20 無餘肉造型之 B 保險桿區域 III 成形流速與板件情形	105
圖 4.21 阻料條餘肉造型 B 保險桿之模面等視角圖及上視圖	106



圖 4.22 阻料條餘肉造型之 B 保險桿 FLD 與成形品質分佈圖	107
圖 4.23 兩種餘肉造型之 B 保險桿區域 II 成形後板件狀況比較	107
圖 4.24 兩種餘肉造型之 B 保險桿區域 III 成形品質比較	108
圖 4.25 C 保險桿特徵處	108
圖 4.26 無餘肉造型之 C 保險桿減薄率分佈圖	109
圖 4.27 無餘肉造型之 C 保險桿 FLD 與成形品質分佈圖	109
圖 4.28 無餘肉造型之 C 保險桿區域 IV 皺褶缺陷	110
圖 4.29 階梯造型及阻料條之 C 保險桿模面等角視圖及上視圖	111
圖 4.30 階梯造型及阻料條之 C 保險桿成形極限圖與打光圖	111
圖 4.31 C 保險桿區域 V 之皺褶缺陷	112
圖 4.32 C 保險桿區域 V 之曲率分佈	113
圖 4.33 階梯餘肉造型之 C 保險桿流速分佈圖	113
圖 4.34 階梯餘肉造型之 C 保險桿流速分佈圖	113
圖 4.35 餘肉造型示意圖	114
圖 4.36 兩種餘肉造型設計結果	115
圖 4.37 不同餘肉造型之 C 保險桿區域 IV 打光測試圖	116
圖 4.38 不同餘肉造型之 C 保險桿模擬結果減薄率比較	116
圖 5.1 440 級研究載具尺寸圖	119
圖 5.2 490 級研究載具尺寸圖	119



圖 5.3 440 級研究載具模具配置圖	120
圖 5.4 490 級研究載具模具配置圖	120
圖 5.5 厚度量測位置	122
圖 5.6 收斂性測試-板件網格尺寸	124
圖 5.7 收斂性測試-模面圓角網格尺寸	125
圖 5.8 收斂性測試-模面網格尺寸	126
圖 5.9 收斂性測試-最大自適應網格細化度	127
圖 5.10 收斂性測試-積分點	128
圖 5.11 收斂性測試-沖壓速度	129
圖 5.12 440 級無餘肉造型之研究載具成形模面	132
圖 5.13 490 級無餘肉造型之研究載具成形模面	132
圖 5.14 無餘肉造型之減薄率分佈圖	133
圖 5.15 無餘肉造型之 FLD 與成形品質分佈圖	134
圖 5.16 初始模面成形過程之減薄率分佈(上下模距離 8mm)	135
圖 5.17 初始模面成形過程之減薄率分佈(上下模距離 3mm)	135
圖 5.18 初始模面 FLD 及成形品質分佈圖(上下模距離 3mm).....	136
圖 5.19 初始模面之凹槽特徵圓角	136
圖 5.20 無餘肉造型之 FLD 與成形品質分佈圖	137
圖 5.21 上下模距離 15mm 及對應之材料流速圖	137



圖 5.22 上下模距離 3mm 及對應之材料流速圖	138
圖 5.23 上下模距離 15mm 及對應之 FLD 與成形品質圖	138
圖 5.24 上下模距離 3mm 及對應之 FLD 與成形品質圖	139
圖 5.25 無餘肉造型模面與成形後板件之曲率比較	139
圖 5.26 波浪缺陷產生位置	140
圖 5.27 Holding 階段板件夾持產生之波浪缺陷	141
圖 5.28 上下模距離 90mm 之板件	141
圖 5.29 沖壓完成之板件	141
圖 5.30 衝擊線產生位置	142
圖 5.31 沖壓完成後板件之衝擊線	142
圖 5.32 490 級無餘肉造型之研究載具減薄率分佈圖	143
圖 5.33 490 級無餘肉造型之研究載具 FLD 與成形品質分佈圖	143
圖 5.34 490 級無餘肉造型之研究載具 FLD 與成形品質分佈圖	144
圖 5.35 490 級研究載具之皺褶區域	145
圖 5.36 側壁端下側之上下模距 100mm 及對應之材料流速圖	145
圖 5.37 側壁端下側之上下模距 80mm 及對應之材料流速圖	145
圖 5.38 側壁端下側上下模距 100mm 之 FLD 與成形品質分佈圖	146
圖 5.39 側壁端下側上下模距 80mm 之 FLD 與成形品質分佈圖	146
圖 5.40 490 級研究載具前側區域之 FLD 與成形品質分佈圖	147



圖 5.41 490 級研究載具後側區域之 FLD 與成形品質分佈圖	147
圖 5.42 前側區域之輕微皺褶	148
圖 5.43 後側區域之輕微皺褶	148
圖 5.44 440 級高強度保險桿初始模面成形缺陷	149
圖 5.45 490 級高強度保險桿初始模面成形缺陷	149
圖 5.46 440 級研究載具無餘肉造型模面區域示意圖	150
圖 5.47 440 級研究載具餘肉造型配置結果	151
圖 5.48 440 級研究載具凹槽特徵	151
圖 5.49 440 級研究載具變更圓角尺寸模擬結果之減薄率分佈圖 ...	152
圖 5.50 440 級研究載具變更圓角尺寸之成形極限圖	152
圖 5.51 440 級研究載具皺褶缺陷比較	153
圖 5.52 440 級研究載具波浪缺陷比較	153
圖 5.53 440 級研究載具衝擊線缺陷比較	154
圖 5.54 改善成形缺陷之模面	155
圖 5.55 490 級研究載具設置阻料條之 FLD 與成形品質分佈圖	156
圖 5.56 490 級研究載具第二版沖壓成形模面	156
圖 5.57 490 級研究載具第二版沖壓成形模面成形之減薄率分佈 ...	157
圖 5.58 第二版沖壓成形模面成形後之 FLD 與成形品質分佈圖	157
圖 6.1 440 級研究載具縱向截面回彈示意圖	159

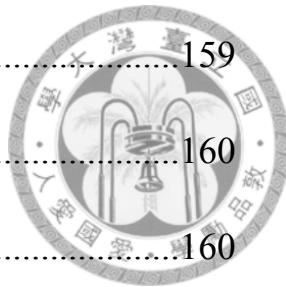
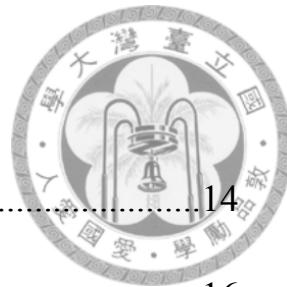


圖 6.2 440 級研究載具橫向截面回彈示意圖	159
圖 6.3 490 級研究載具縱向截面回彈示意圖	160
圖 6.4 490 級研究載具橫向截面回彈示意圖	160
圖 6.5 440 級研究載具之回彈參數示意圖	161
圖 6.6 量測點 Point 3	162
圖 6.7 研究載具沖壓成形過程中 α 處沖壓成形時之板材受力情形	162
圖 6.8 440 級研究載具實際模具圖	165
圖 6.9 成品厚度測量位置	165
圖 6.10 研究載具厚度驗證	166
圖 6.11 研究載具回彈量測示意圖	166
圖 6.12 研究載具回彈量驗證	167



表目錄

表 2.1 Hill 48 降伏準則之模擬需求參數及實驗表	14
表 2.2 Hill 90 降伏準則之模擬需求參數及實驗表	16
表 2.3 Barlat 89 與 91 降伏準則之模擬需求參數及實驗表	19
表 2.4 動態硬化準則之模擬需求參數及實驗表	23
表 2.5 Yoshida 材料模型之模擬需求參數及實驗表	29
表 2.6 440 級鋼板材料參數數據表	39
表 2.7 490 級鋼板材料參數數據表	39
表 2.8 440 級 Hill 48 降伏準則材料參數	40
表 2.9 490 級 Hill 48 降伏準則材料參數	40
表 2.10 440 級 Hill 90 降伏準則材料參數	41
表 2.11 490 級 Hill 90 降伏準則材料參數	41
表 2.12 440 級 Barlat 91 降伏準則材料參數	42
表 2.13 490 級 Barlat 91 降伏準則材料參數	42
表 2.14 440 級與 490 級等向硬化準則材料參數	43
表 2.15 440 級與 490 級 Y-U 材料模型參數表	45
表 3.1 U 形帽狀引伸成形不同造型參數探討範圍	70
表 3.2 探討引伸比之造型參數表	72



表 3.3 探討 Punch 圓角 R ₁ 之造型參數表.....	76
表 3.4 探討 Die 圓角 R ₂ 之造型參數表	80
表 3.5 探討壓料力之造型參數表	85
表 5.1 440 級高強度保險桿探討之模擬參數	122
表 5.2 440 級研究載具分析參數設定	130
表 5.3 490 級研究載具分析參數設定	131
表 6.1 440 級研究載具之成品造型參數	161
表 6.2 440 級研究載具回彈參數之設計值與模擬結果	163
表 6.3 440 級研究載具回彈參數之回彈補償與模擬結果	164

第1章 緒論



長久以來，美國一直是我國 AM 零組件外銷的主要市場，同時美國保險業者亦設有 CAPA 組織負責認證進口之 AM 零組件，若經 CAPA 認證之零組件，其售價較未經認證者高出甚多。而近年來，由於節能與環保的意識抬頭，國際汽車大廠對於汽車結構之設計均以輕量化與提升安全性為主要目標。因此，對於鋼板的選用亦有朝向高強度鋼板的趨勢。

1.1 前言

根據美國汽車工業協會(ASIA)統計，一輛車在使用年限裡的維修費用高達車價本身的 1.2 倍，由此可知汽車維修零件市場的龐大，而在美國汽車售後維修使用零件可分為原廠零件(OES, Original Equipment Service)及非原廠零件(AM, After Market)兩大區塊，其中 AM 碰撞零件價格較一般 OES 產品便宜 20%~50%。

然而 1997 年美國最大的保險公司 State Farm 因成本考量以非原廠零件進行維修更換，而爆發汽車保險史上最大賠償金額。直至 2005 年，美國伊利諾州最高法院判決 State Farm 使用 AM 汽車零組件理賠的訴訟無效，也間接證明 AM 零件的使用是相當安全的。但在此事件



後，保險公司也透過 CAPA(The Certified Automotive Parts Association) 及 MQVP(Manufacturers Qualification and Validation Program) 專業驗證制度尋找優良且安全的零件供應商以確保 AM 產品品質。CAPA 驗證制度針對 AM 產品，設立了嚴謹的品質標準，AM 產品須通過一系列的測試程序，才能取得 CAPA 驗證。MQVP 驗證制度要求 AM 產品廠商依循 OES 廠品的品質科學來生產，MQVP 驗證之 AM 產品品質因此如同 OES 產品。

根據美國汽車售後服務產業公會統計，2004 年全美售後維修市場規模達到 2530 億美元。而美國售後維修零組件進口最大宗為沖壓件與外觀碰撞件產品為主，如板金件、塑膠件與車燈等，其中非原廠售後零件市場，台灣廠商在此佔據 90%以上的市場，由此可知台灣在國際汽車售後服務市場為主要輸出國。



1.2 研究動機與目的

為配合國際間使用高強度鋼板之發展趨勢，CAPA 組織亦針對高強度汽車保險桿建立了認證規範。因此，國內 AM 業者為爭取 CAPA 建立保險桿認證的市場商機，正積極開發鋼板強度 390 級以上甚至 490 級保險桿之沖壓成形技術。但由於鋼板強度的提高，高強度鋼板成形性低於一般低強度鋼板，故高強度保險桿於深引伸時，其破裂情況更加嚴重，使過去低強度保險桿之模具設計法則已無法完全套用於高強度保險桿之沖壓成形。又因鋼板強度提升，成形後之回彈缺陷也較一般低強度鋼板明顯，造成回彈模面補償的設計更加困難。

目前國內 AM 業者在中鋼公司主導之 AM 聯盟科專計畫輔導下，均已導入 CAE 分析軟體以輔助模具設計。然 CAE 電腦模擬分析技術雖然於預測高強度鋼板成形之皺褶與破裂已相當準確，但隨著鋼板強度等級不斷的提升，該技術對於回彈預測則仍有很大的改善空間。

有鑑於此，本研究將協助國內 AM 業者針對高強度鋼板沖壓成形以及回彈預測建立高準確度之 CAE 分析技術，以因應 CAPA 認證後的市場商機，提升保險桿售後服務零件市場之競爭力，達到鋼鐵產品高值化之目標。

1.3 文獻回顧

在全球提倡環保與節能的議題下，具備安全性、輕量化特性的先進高強度鋼板受到產業界的重視，為了協助其快速發展，學術及研究單位對其成形特性與應用進行深入探討。

為了提升產業競爭力，以及進行各項學術上研究，Computer-Aided Engineering(CAE)模擬分析技術已成為全球普遍使用的工具之一，利用此技術可預測部件之成形缺陷，並有效減少產品開發時程，然此技術最為關鍵處即是其準確率。因此，各項模擬參數之建立是非常重要的一個環節。Banua 等[1]為了降低板金沖壓模具的設計成本，以及提高載具開發的時效性，故針對板件成形的回彈與皺褶缺陷，於使用靜態顯性之有限分析軟體下，提高了分析之準確性。

Thomas 等[2]以 PAM-STAMP 與 FAST_FORM3D 進行金屬沖壓成形分析，整理歸納出最適當之參數設定與模擬模式，此外亦針對半球引伸及圓杯引伸試驗，探討不同板材與壓料力之成形性。Wagoner 和 Li [3]探討板件沖壓之模擬分析中，殼元素厚度方向之積分點數目對於回彈現象之影響，並且與實際沖壓比對驗證。Song 等[4]對於深抽造型之成形，以有限元素法軟體輔助，探討板件厚度方向應力差與回彈現象關係，並且訂定最佳之設計。劉士維[5]針對保險桿件及車側件進行模擬參數之收斂性測試後進行模擬，並將模擬結果於實際沖壓



結果比對。

而為了提升 CAE 模擬技術之準確率，除了一般模擬參數之外，亦需針對材料模型進行探討，包括降伏準則之差異、不同材料硬化準則以及材料方向性等等。Nasser 等[6]探討有限元素法中輸入之材料應力應變曲線，一般是由單軸向拉伸試驗取得，但對於板金沖壓而言，材料受到雙軸向應力拉伸，且單軸向拉伸試驗所得到曲線之應變值，往往較實際沖壓來得小，故提出 VPB 材料試驗方法，該試驗使板材受到雙軸向應力，取得之應力應變曲線較單軸向試驗來得長，更能符合材料於沖壓成形中之實況。

在加工硬化準則方面，Armstrong 和 Frederick[7]提出非線性動態硬化背壓力(back stress)方程式，然在 AF model 非線性動態硬化模式卻無法描述反向塑性變形的加工遲滯現象。Dafalias[8-10]也針對非線性動態硬化在 plastic spins 進行討論與探討。Ohno 和 Wang[11]提出能精確描述小變形循環之非線性動態硬化模式。Chaboche 和 Rousselier[12-13]考慮包辛格效應下非線性動態硬化模式，並提出背壓力向量是許多分量的總和概念，並修改了 AF model 使其可精確描述包辛格效應下的暫時軟化及永久軟化部分，但依舊無法描述反向二次降伏的提前及加工遲滯的現象。Yoshida[14-15]提出 Yoshida-Uemori model (Y-U model)理論與其材料參數，Y-U model 是由動態硬化降伏





面與混合型硬化降伏面所建構而成的雙降伏面硬化模式，然為描述包辛格效應下反向暫時軟化及永久軟化現象，Yoshida 修正非動態硬化 AF model 使其在運用上更具彈性外，並以動態硬化降伏面來描述二次降伏的提前現象。而在描述包辛格效應下之加工遲滯現象，Christodoulou[16]與 Hu[17]的研究中發現加工硬化遲滯的塑性應變範圍與累積的塑性變形量有關，因此 Yoshida 以降伏面膨脹隨塑性應變增量來表達，即所謂非等向性硬化模式(non-IH)來描述加工遲滯現象。蔡恒光[18]研究進行拉伸壓縮實驗時，使用較為簡易之限制治具，即可透過實驗數據取得 Y-U model 材料模型參數。

在降伏準則方面，Suh 等[19]探討 Barlat 與 Hill 降伏準則的差異性，說明 Barlat 降伏準則需要三個方向的方向應力及剪應力分量，能使異向性材料之變形行為預測較降伏準則 Hill 更準確。Wang 和 Lee[20]探討 Hill 48 及 Hill 90 兩種不同降伏準則下，比較圓杯引伸模擬結果的差異性，並利用成形極限曲線判斷破裂現象。Gomes 等[21]基於材料的異向性方面，使用 Barlat、Hill 48、von-Mises 降伏準則進行 U 形帽狀的模擬分析，並與試驗結果比對驗證，結果不僅顯示不同降伏準則下的回彈預測不同且與材料的異向性有關。Ahn 等[22]利用圓杯引伸進行試驗與模擬分析，比較 Hill 48 及 Barlat 兩種不同降伏準則下，進行沖頭成形力、破裂預測的比對驗證，結果顯示 Barlat

的模擬結果較為準確。

為了瞭解先進高強度鋼板於沖壓成形後的回彈現象，許多研究人員進行基礎造型的沖壓試驗，包括 V 型、U 型、U 形帽狀、S-rail 型等造型，並配合模擬分析，探討其成形機制。Forcellese [23] 在 V 型彎曲試驗中，比較不同的沖頭行程對回彈造成的情況。Mori 等[24] 利用伺服馬達沖床進行 V 型彎曲試驗，探討沖頭速度與過壓量對於回彈現象之影響。蘇昱竹[25]針對 V 型、U 型、U 形帽狀之成形機制作探討。Lee 等[26]定義 S-rail 型沖壓成形後之扭曲量，並經由試驗以及模擬結果，探討不同材料及不同壓料力下的扭曲量。Yi 等[27] 說明 S-rail 型成形時回彈固定點的選取，探討不同沖頭圓角及母模圓角能改善沖壓後的回彈問題。Yoon 等[28]使用 NUMISHEET 1996 年的 BenchMark(S-rail 成形)中公布的鋁合金材料，進行模擬及試驗分析，探討不同沖程下的沖頭成形力驗證，以及不同 S 型截斷面的回彈驗證。魏華佐[29]探討不同鋼材強度、壓料力、板厚以及 S 型造型對於扭曲之影響性，以及研究其變形機制。周暉宸[30]針對扭曲之機制進行研究，探討不同造型之部件與板材外形對於扭曲之影響。

為了改善板金沖壓成形後回彈所造成的側壁捲曲、扭曲等缺陷，必須從基礎的變形機制著手，進而提出相關改善回彈現象的方法。Cheng 等[31]針對所有回彈現象之改善對策，歸納其分別之優缺點，

並由有限元素分析探討各對策之最佳參數。

目前對於高強度鋼板沖壓成形後產生回彈現象，除了盡可能降低其回彈量，其他與成品的差異量只能從回彈補償方面著手改善。江子欣[32]利用模面補償改善車前側構件於沖壓製程後的側壁捲曲缺陷。Lingbeek 等[33]以實際業界載具探討模面的最佳化設計，使用平順位移調整法(Smooth displacement adjustment，SDA)，以及平面控制過彎法(Surface controlled overbending，SCO)等兩種進行模面設計，並且經比對分析與實際結果確認其應用性，但是由分析過程中亦發現，此兩種模面設計的補償方法，以及有限元素軟體分析準確度仍有改善的空間。Schonbach 和 Bauer[34]介紹回彈補償的模擬方法之成功應用，這個方法包含了模擬成形過程和之後的驗證了解幾何回彈補償是否可行。Meinders 等[35]利用有限元素法分析回彈預測、回彈補償和最佳化設計。

由上述之文獻回顧可知，高強度鋼板之沖壓成形之研究概況，並透過建立完整之材料模型提高回彈模擬之準確性。本論文將探討包辛格效應於高強度鋼板產生回彈之影響以及其對應之材料模型對於CAE 模擬分析的影響性，並應用於實際載具開發。





1.4 研究方法與步驟

在環保意識高漲與車身輕量化之需求下，目前各大車廠開發時應用高強度鋼板已經是明確之趨勢，但由於其強度較一般傳統鋼板高出甚多，除了成形過程中會有破裂及皺褶的成形缺陷產生之外，其最難以掌握的地方在於沖壓成形後容易產生側壁外開、側壁捲曲及扭曲現象造成尺寸精度上的差異。目前 CAE 技術於破裂及皺褶的預測上已有相當的準確度，但對於側壁外開、側壁捲曲及扭曲現象的預測仍有改善空間，故本研究將利用本實驗室蔡恒光學長設計之限制治具進行包辛格實驗以及使用雙軸拉伸機構進行雙軸拉伸實驗，建立完整之材料模型，分別包含降伏準則以及加工硬化準則。藉以提高模擬準確性，並針對不同材料模型對於模擬分析之影響進行探討。

而高強度鋼板為保險桿沖壓成形材料，加上保險桿本身高引伸深度和複雜圓角造型，將使得破裂以及皺褶缺陷更容易產生。然而若藉由一般製程參數，例如：壓料力、模具間隙等的調整，其所能減少破裂以及皺褶的效果有限，最終還是必需依賴模面餘肉造型設計，才能真正解決上述兩大成形問題。因此，本研究重要項目之一，即係以科學化方式，將影響保險桿成形性之餘肉造型加以分析、整理與歸納，並選擇較具代表性之載具，探討各餘肉造型對高強度保險桿沖壓成形性之影響。

1.5 論文總覽



本論文內容共分為七章，以下依序簡述本論文之內容：

第一章為緒論。本章首先說明研究之背景與目的，以及目前高強度鋼應用所面臨的問題，再介紹目前產、學界對於沖壓、回彈與高強度鋼之相關研究文獻，最後簡要地敘述本論文之研究方法與步驟。

第二章為 440 級與 490 級高強度鋼板之材料模型建立。本章將介紹材料模型中常見之降伏準則以及加工硬化準則，並針對其所需材料參數以及實驗進行整理。除此之外，亦針對考慮包辛格效應之 Y-U 材料模型進行探討。

第三章為高強度鋼板之材料成形特性研究。針對 U 形帽狀引伸成形之造型參數與製程參數對於板材減薄率與回彈現象進行探討。

第四章為保險桿特徵造型與餘肉造型之歸納與分析。由於高強度鋼板作為保險桿沖壓成形材料時，加上複雜之圓角造型與高引伸深度，將使得成形缺陷更容易產生。因此，本研究針對影響保險桿成形性之餘肉造型加以分析、整理與歸納。

第五章為高強度保險桿沖壓成形之分析。本章將針對 440 級與 490 級兩種高強度保險桿進行成形缺陷分析，並設計餘肉造型將其改善，以利後續進行回彈模擬分析。

第六章為高強度保險桿回彈現象之分析。本章將使用前述探討所

得之材料模型進行回彈模擬分析，藉以了解高強度保險桿之回彈現象，並針對其結果進行模面回彈補償之因應對策。



第七章為結論。本章針對本論文各項研究之成果與結論，進行最後之統整與說明。

第2章 440 級與 490 級高強度鋼板之材料模型建立

對於高強度鋼板有限元素 CAE 模擬回彈預測參數探討，目前研究文獻中已針對模面與板件網格尺寸大小、積分點數目、回彈演算法、沖壓速度、質量加載及計算精度進行研究，然上述之研究參數仍然對於高強度鋼板在有限元素 CAE 回彈模擬預測上仍有改善空間。因此，為了提升 CAE 模擬技術的準確率，除一般模擬參數之外，亦需對材料模型進行探討，包含不同降伏準則與加工硬化準則，以及材料的方向性等。

2.1 降伏準則之探討

建立完整之材料模型是提升有限元素回彈模擬預測之研究方向，故本節將針對材料模型之降伏準則進行探討。降伏準則可用於判斷材料產生塑性變形時之受力狀況。因此，進行後續分析前，本研究將針對 CAE 分析板件沖壓成形時，常用之降伏準則進行探討，其中包含 Hill 48、Hill 90、Barlat 89 與 Barlat 91 等降伏準則。



2.1.1 Hill 48 降伏準則

早期最廣泛使用於等向性材料之降伏準則為 Tresca 降伏準則(最大剪應力準則)及 von Mises 降伏準則(應變能準則)。然板件透過材料晶體結構與滾軋過程之影響，使板材具有顯著的異向性性質，因此需要有加入異向性參數的降伏準則來描述其變形行為。

Hill 於 1948 年提出 Hill 48 降伏準則，Hill 48 為二階之降伏準則，可描述材料之異向性性質，其降伏方程式如（式 2.1）：

$$2f(\sigma_{ij}) = F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 2L\sigma_{23}^2 + 2M\sigma_{31}^2 + 2N\sigma_{12}^2 = 1 \quad (\text{式 2.1})$$

其中，(式 2.1) 之 F 、 G 、 H 、 L 、 M 與 N 為描述異向性的材料係數。

r_0 、 r_{45} 、 r_{90} 代表材料於滾軋製程後不同角度的塑性應變比值，若使用塑性應變比值 r 值表示（式 2.1），其材料參數 F 、 G 、 H 及 N 可改寫為（式 2.2）。同時，若以兩方向主應力(Principal stress)(σ_1 、 σ_2)表示，則（式 2.2）可轉換為（式 2.3）：

$$r_0 = \frac{F}{G} \quad ; \quad r_{90} = \frac{H}{F} \quad ; \quad r_{45} = \frac{N}{F+G} - \frac{1}{2} \quad (\text{式 2.2})$$

$$\sigma_1^2 - \frac{2r_0}{1+r_0} \sigma_1 \sigma_2 + \frac{r_0(1+r_{90})}{r_{90}(1+r_0)} \sigma_2^2 = \sigma_0^2$$



其中，(式 2.3) 之 σ_0 為單軸拉伸降伏應力，而描述其異向性之係數則可用不同方向(0° 、 90°)之 r 值來表示。

使用 Hill 48 降伏準則需之材料性質參數及實驗如表 2.1 所示。

表 2.1 Hill 48 降伏準則之模擬需求參數及實驗表

Hill 48 降伏準則	
模擬所需之材料參數	楊氏係數、蒲松比、材料密度、 單軸拉伸之應力應變曲線、 0° 、 45° 、 90° 塑性應變指數
取得參數所需之材料實驗	單軸拉伸實驗、塑性應變指數實驗



2.1.2 Hill 90 降伏準則

Hill 48 降伏準則雖可適用於一般具異向性之材料，但對於多軸向受力變形，尚無法適當地描述材料之降伏情形。因此，Hill 於 1990 年提出 Hill 90 降伏準則，相較於 Hill 48 降伏準則，更為適合用來描述材料多軸向受力之塑性變形情形。Hill 90 降伏準則之理論公式為一種非二次式，其降伏方程式如（式 2.4）所示：

$$f(\sigma_{ij}) = |\sigma_{11} + \sigma_{22}|^m + \left(\frac{\sigma_b}{\tau}\right)^m |(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 4\sigma_{12}^2|^{\frac{m}{2}} + |\sigma_{11}^2 + \sigma_{22}^2 + 2\sigma_{12}^2|^{\frac{m}{2}-1} \{-2a(\sigma_{11}^2 - \sigma_{22}^2) + b(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2\} = (2\sigma_b)^m \quad (\text{式 2.4})$$

其中， σ_b 表示雙軸向拉伸(Equibiaxial tension)之降伏應力、 τ 表示純剪力變形之降伏應力以及 m 為描述材料降伏面之形狀係數。而 m 值可利用（式 2.5）計算得出；透過（式 2.6）計算可得 a 、 b 與 c 。

$$m = \frac{\ln[2(r_{45}+1)]}{\ln \frac{2\sigma_b}{\sigma_{45}}} \quad (\text{式 2.5})$$

$$a = \frac{1}{4} \left| \left(\frac{2\sigma_b}{\sigma_{90}} \right)^m - \left(\frac{2\sigma_b}{\sigma_0} \right)^m \right| ;$$

$$b = \frac{1}{2} \left| \left(\frac{2\sigma_b}{\sigma_0} \right)^m + \left(\frac{2\sigma_b}{\sigma_{90}} \right)^m \right| - \left(\frac{2\sigma_b}{\sigma_{45}} \right)^m ;$$

$$\left(\frac{\sigma_b}{\tau} \right)^m = 1 + 2 \times r_{45} \quad (\text{式 2.6})$$



使用 Hill 90 降伏準則時，需要之材料性質參數及實驗如表 2.2 所示。

表 2.2 Hill 90 降伏準則之模擬需求參數及實驗表

Hill 90 降伏準則	
模擬所需之材料參數	楊氏係數、蒲松比、材料密度、 單軸拉伸應力應變曲線、雙軸拉伸因子、 0° 、 45° 、 90° 之降伏應力、 0° 、 45° 、 90° 之塑性應變指數
取得參數所需之材料實驗	拉伸實驗（單軸、雙軸）、 塑性應變指數實驗



2.1.3 Barlat 89 及 Barlat 91 降伏準則

雖然 Hill 48 與 Hill 90 降伏準則已可適用於多數金屬成形之應用，但針對具異向性或多相微觀結構之金屬，其在材料塑性變形行為之描述與實驗結果仍有差異。因此，Barlat 和 Lian 於 1989 年提出非二次式且非等向性之降伏準則，其降伏方程式如（式 2.7）所示。式中之 a 、 c 、 p 、 h 值為材料常數，代表材料之平面異向性，這些參數可透過 0° 、 45° 、 90° 之降伏應力及 r 值運算得之：而 M 值隨材料晶格結構而異，且會影響降伏軌跡之外型，其中 6 代表體心立方材料；而 8 則為面心立方材料。

$$f = a|k_1 + k_2|^M + a|k_1 - k_2|^M + c|2k_2|^M = 2\bar{\sigma}^M$$

$$k_1 = \frac{\sigma_{xx} + h\sigma_{yy}}{2}; k_2 = \sqrt{\left(\frac{\sigma_{xx} - h\sigma_{yy}}{2}\right)^2 + p^2\sigma_{xy}^2} \quad (\text{式 2.7})$$

然為修正 Barlat 89 降伏準則為全三維應力形態，Barlat 於 1991 年提出 Barlat 91 降伏準則，其降伏函數同樣為非二次函數如(式 2.8) 所示：

$$\emptyset = |S_1 - S_2|^m + |S_2 - S_3|^m + |S_3 - S_1|^m = 2\bar{\sigma}^m \quad (\text{式 2.8})$$

而 S_1 、 S_2 、 S_3 為矩陣 $[S]$ 之主軸值，其各分量如（式 2.9）：



$$S_i = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} \\ S_{21} & S_{22} & S_{23} \\ S_{31} & S_{32} & S_{33} \end{bmatrix}$$

$$S_{11} = \frac{[(b+c)\sigma_{11} - c\sigma_{22} - b\sigma_{33}]}{3}$$

$$S_{22} = \frac{[(a+c)\sigma_{22} - c\sigma_{11} - a\sigma_{33}]}{3}$$

$$S_{33} = \frac{[(a+b)\sigma_{33} - b\sigma_{11} - a\sigma_{22}]}{3}$$

$$S_{12} = S_{21} = h\sigma_{12} \quad ; \quad S_{13} = S_{31} = g\sigma_{13} \quad ; \quad S_{23} = S_{32} = f\sigma_{23}$$

（式 2.9）

其中，材料係數 a 、 b 、 c 、 f 、 g 、 h 代表材料之異向性性質，可由 0° 、 45° 、 90° 之降伏應力及塑性應變指數 r 值決定，而（式 2.7）中的 M 值將視材料為體心立方 ($M=6$) 或面心立方 ($M=8$) 決定。

使用 Barlat 89 與 91 降伏準則時，需要之材料性質參數及實驗如表 2.3 所示。

表 2.3 Barlat 89 與 91 降伏準則之模擬需求參數及實驗表

Barlat 89 與 91 降伏準則	
模擬所需之材料參數	楊氏係數、蒲松比、材料密度、 單軸拉伸之應力應變曲線、 材料晶格參數、 0° 、 45° 、 90° 之降伏應力、 0° 、 45° 、 90° 之塑性應變指數
取得參數所需之材料實驗	單軸拉伸實驗、塑性應變指數實驗



2.2 Yoshida-Uemori 材料模型之探討

材料受力過程中達到降伏點後便會開始產生塑性變形，也就是永久變形，一般金屬材料在此過程中會產生加工硬化的現象，材料強度會有上升的情形，如圖 2.1 所示。一般加工硬化準則可分為等向硬化準則(Isotropic hardening)、動態硬化準則(Kinematic hardening)及混合型硬化準則(Mixed isotropic-kinematic hardening)，將逐一於本節進行探討。

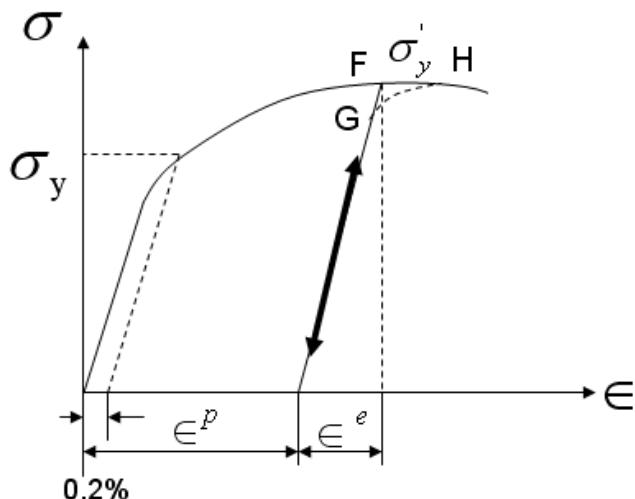


圖 2.1 材料受力加工硬化示意圖



2.2.1 等向硬化準則

等向硬化準則為最基本之加工硬化理論，其理論為進入塑性區後
初始降伏面會均勻的擴大而不產生變形或移動的現象，如圖 2.2 所示，
其理論式如（式 2.10）所示：

$$F(\sigma_{ij}) = \kappa^2(\bar{\varepsilon}) \quad (\text{式 2.10})$$

其中， $F(\sigma_{ij})$ 為降伏函數， κ 為硬化係數， $\kappa^2(\bar{\varepsilon})$ 代表降伏面的大
小。

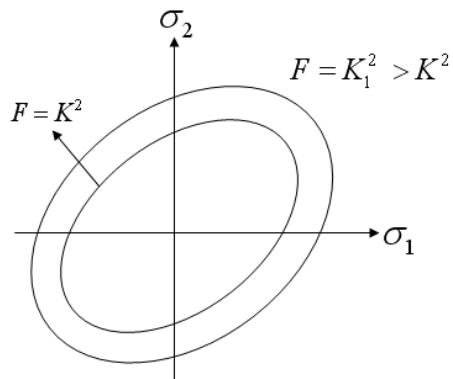


圖 2.2 等向硬化準則之降伏面示意圖

材料真實的受力情況中，並非如等向加工硬化這麼理想，但由於
目前 CAE 模擬分析軟體所需之材料參數僅依賴材料單軸拉伸曲線，
因此，目前最常使用於板金成形模擬分析之加工硬化準則依舊是等向
硬化準則。



2.2.2 動態硬化準則

Prager 於 1955 年提出動態硬化準則，其理論為進入塑性區後，初始降伏面的形狀及大小不變，但會移動，如圖 2.3 所示，其理論式如（式 2.11）所示：

$$f(\sigma_{ij}, \kappa) = F(\sigma_{ij}) - \kappa_0^2 = 0 \quad (\text{式 2.11})$$

其中， κ_0^2 為一個常數。

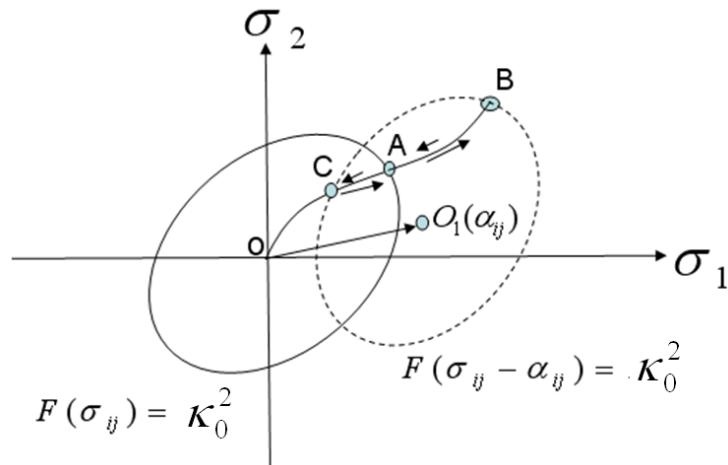


圖 2.3 動態硬化準則之降伏面示意圖

動態加工硬化準則之係數如（式 2.12）所示：

$$dX_{ij} = C_x X_{sat} d\varepsilon_{ij}^p - C_x X_{ij} d\bar{\varepsilon}^p \quad (\text{式 2.12})$$

其中， C_x 與 X_{sat} 為材料之降伏面性質參數， dX_{ij} 與 X_{ij} 為動態硬化張量， $d\bar{\varepsilon}^p$ 為等效應變率， $d\varepsilon_{ij}^p$ 為塑性應變率張量。

除此之外，使用動態硬化準則需要的材料性質參數及實驗如表

2.4 所示。



表 2.4 動態硬化準則之模擬需求參數及實驗表

動態硬化準則	
模擬所需之材料性質參數	C_x 、 X_{sat} 、 X_{11} 、 X_{22} 、 X_{12} (初始降伏面之中心點位置)
取得參數所需之材料實驗	降伏面實驗

雖然動態硬化準則能表現材料的包辛格效應(Bauschinger effect)，但對於材料的真實受力行為亦尚不完整，目前研究學者尚在研究等向硬化及動態硬化的混合硬化準則，希望能更完美的表現出材料受力行為。



2.2.3 混合型硬化準則

由於等向硬化準則是建立在降伏面形狀大小改變但降伏面中心不會移動的基本假設，而非線性動態硬化準則是建立在降伏面形狀與大小不變但降伏面中心會移動的基本假設上；而混合型硬化準則為結合等向硬化準則與非線性動態硬化準則，即是建立在降伏面形狀大小會改變且降伏面的中心會移動的假設上，如圖 2.4 所示，其理論式如（式 2.13）所示。由圖 2.4 亦可得降伏面與其對應單軸應力應變曲線，可知混合型硬化準則仍保留包辛格效應之特性。

$$f(\sigma_{ij}, \alpha_{ij}, \kappa) = F(\sigma_{ij} - \alpha_{ij}) - \kappa^2 = 0 \quad (\text{式 2.13})$$

其中， $\kappa^2(\bar{\varepsilon})$ 為表降伏面的大小， α_{ij} 為背壓力(Back stress)。

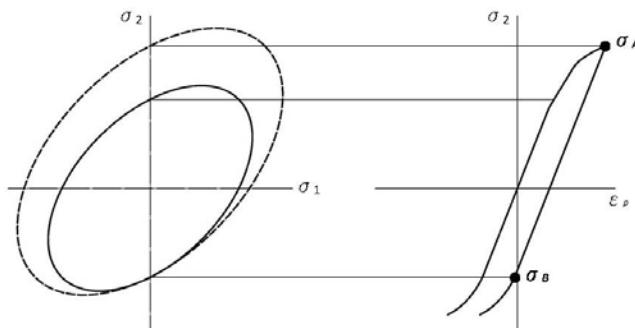


圖 2.4 混合型硬化準則



2.2.4 Yoshida-Uemori 材料模型

Yoshida-Uemori 材料模型是結合等向硬化準則與動態硬化準則的一種混合型硬化準則，由前述小節可知，混合型硬化準則已考量材料之包辛格效應影響，首先便先了解何謂包辛格效應。

材料之應力應變曲線可經由拉伸試驗或壓縮試驗所取得，除了在壓縮試驗上可得到較大的應變範圍之外，拉伸與壓縮試驗所得之應力應變曲線結果幾乎是相同的；然而鋼板在沖壓成形過程會歷經拉伸和壓縮之階段，當板材歷經拉伸與壓縮時會發生二次降伏點下降的現象，也就是反方向壓縮時的降伏應力 σ_{yc} 小於原方向拉伸時的降伏應力 σ_{yt} ，即所謂之包辛格效應，如圖 2.5 所示，此現象則稱為包辛格效應。

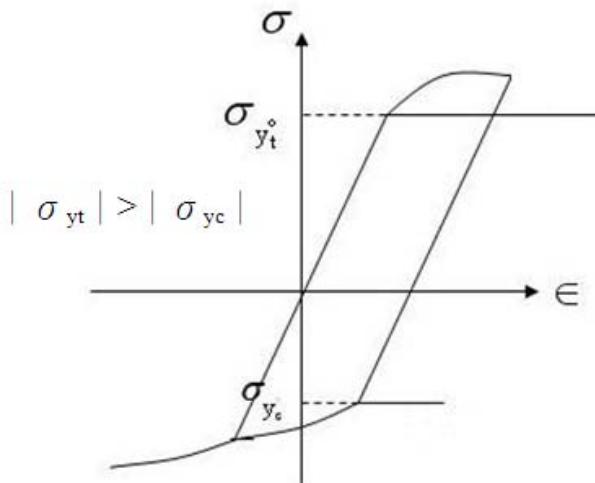


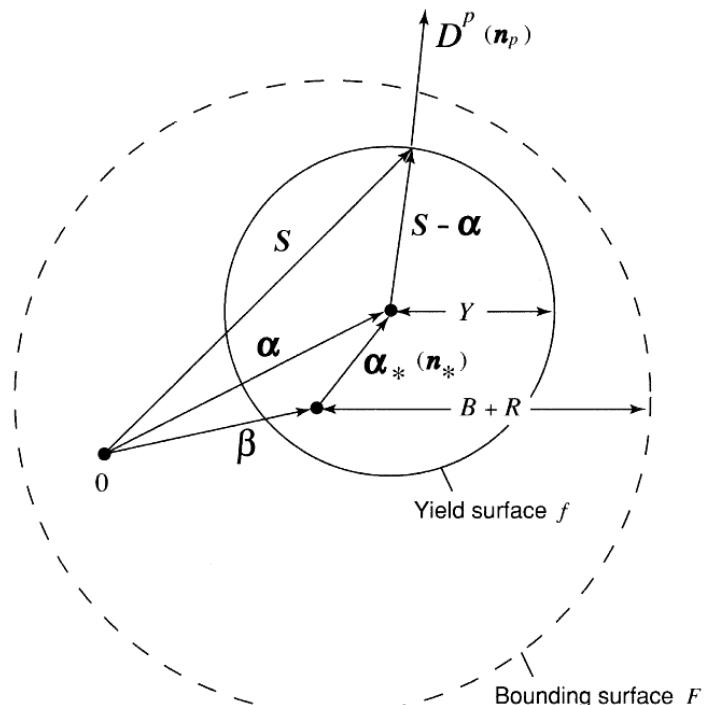
圖 2.5 包辛格效應示意圖



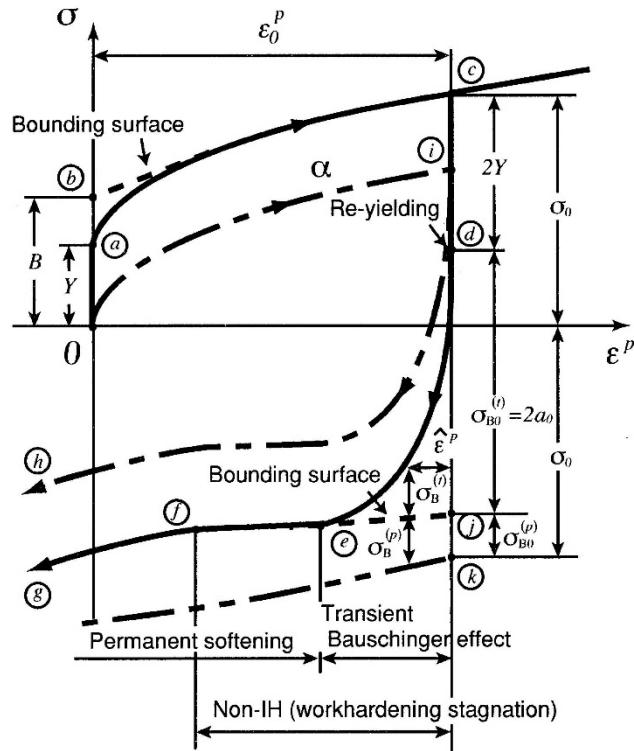
Yoshida-Uemori model(Y-U model)是屬於雙降伏面的硬化模式(Two-surface modeling)，該材料模型同樣是屬於混合型硬化準則(Mixed isotropic-kinematic hardening)如圖 2.6 (a)所示，而 Y-U model 是建立在 von Mises criterion 其降伏面方程式與邊界降伏方程，如(式 2.14)與(式 2.15)所示。

$$f = \frac{3}{2}(s - \alpha) : (s - \alpha) - Y^2 = 0 \quad (\text{式 2.14})$$

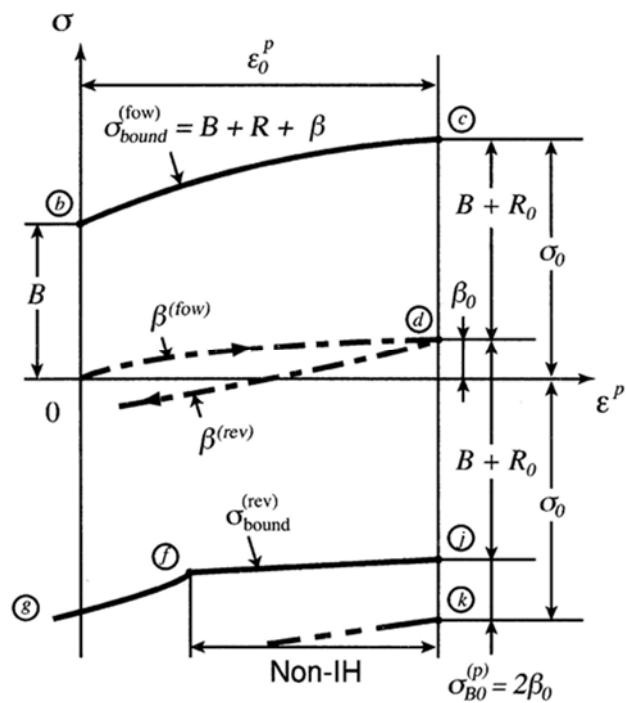
$$F = \frac{3}{2}(s - \beta) : (s - \beta) - (B + R)^2 = 0 \quad (\text{式 2.15})$$



(a) 雙降伏面示意圖



(b) 降伏表面 f



(c) 邊界降伏表面 F

圖 2.6 單軸拉伸降伏面移動軌跡圖[15]



(式 2.14) 是定義在 Deviatoric stress space 中， s 為 Cauchy stress deviator， α 為 Backstress deviator 且 Y 為降伏面的半徑，(式 2.15) 為等向硬化降伏邊界其中 β 為邊界降伏表面的中心，而 B 跟 R 為最初降伏面大小。當材料受單軸向拉伸與壓縮產生塑性變形時，降伏面 f 會在邊界降伏面 F 內部移動，而在 Y-U model 中動態硬化降伏表面 f 是用來描述瞬間包辛格變形行為(Transient Bauschinger deformation characterized)包含二次降伏點提前發生與下個加工硬化急速改變(瞬間軟化特性)，如圖 2.6 (b) c-d-e 階段所示。邊界降伏表面 F 的等向硬化則是用來描述全部的加工硬化，如圖 2.6 (c) 所示。然在圖 2.6 (c) 中動態硬化則是描述反向負載變形下永久軟化(Permanent softening)的行為，而非等向性硬化(non isotropic hardening)則是用來描述加工硬化遲滯(Work hardening stagnation)現象。

除此之外，使用 Yoshida 材料模型需要的材料性質參數及實驗如表 2.5 所示。

表 2.5 Yoshida 材料模型之模擬需求參數及實驗表

Yoshida-Uemori model	
模擬所需之材料參數	楊氏係數、蒲松比、材料密度、 單軸拉伸之應力應變曲線、 0° 、 45° 、 90° 降伏應力 0° 、 45° 、 90° 塑性應變指數、 X_{11} 、 X_{22} 、 X_{12} （初始降伏面之中心點位置）、 X_{sati} 、 B_{sat} 、AM、 R_{satx} 、 E_a （降伏面上之參數）等等
取得參數所需之材料實驗	拉伸實驗（單軸）、塑性應變指數實驗、包辛格實驗



2.3 Yoshida-Uemori 材料參數之探討

Y-U材料模型內包含十個材料參數，分別為 Y 、 C_1 、 C_2 、 B 、 R_{sat} 、 b 、 m 、 h 、 E_a 及 ζ 等參數。其中， Y 為降伏應力， R_{sat} 代表邊界等向硬化穩態參數值， m 代表等向硬化的速率材料參數， b 代表邊界動態硬化穩態值， B 代表初始邊界的降伏參數值， C_2 代表瞬間包辛格效應下動態硬化速率參數值， h 代表限制非等向硬化區域參數值， E_a 為當應變無窮大下之楊氏係數的穩態參數值， ζ 為楊氏係數收斂速度的材料參數值。而 Y 、 C_2 、 B 、 R_{sat} 、 b 、 m 、 E_a 及 ζ 等參數，是透過實驗先取得材料之拉伸壓縮曲線，如圖 2.7 所示，並搭配圖 2.6 單軸向拉伸與壓縮變形下降伏面圖，再配合 Y-U 材料模型理論方程式，利用擬合(Fitting)之方式找出材料於拉伸-壓縮過程中，各段應力應變曲線所需對應之材料參數，以建立 CAE 分析所需要之 Y-U 材料模型。

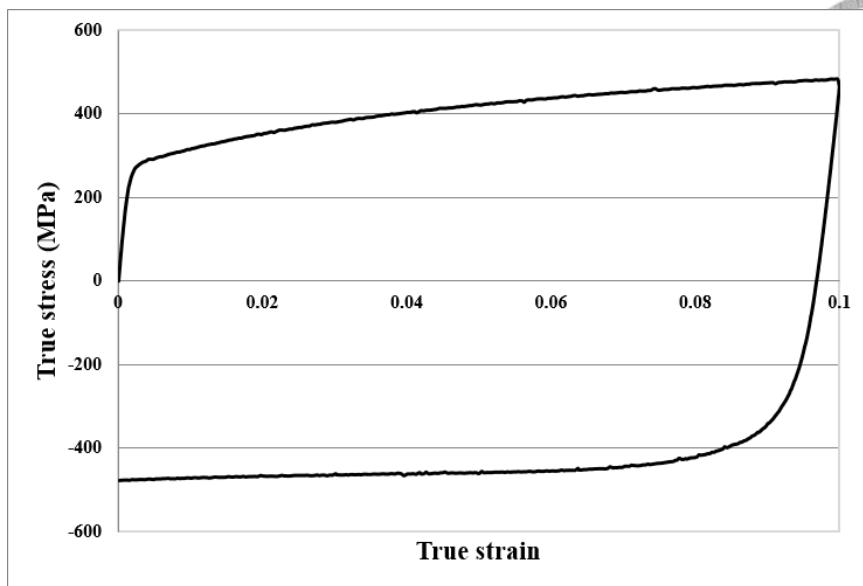


圖 2.7 材料之拉伸壓縮應力應變曲線

在 Y-U 材料模型中將材料參數分成三個階段各自擷取，分別是第一階段為拉伸到塑性區過程階段，此部份可分別求出材料參數 Y 、 B 、 $R_{sat}+b$ 和 m ；第二階段為卸載後彈性回復階段，在此部份可分別求出材料參數 E_a 與 ξ ；而在第三階段為材料進行反方向壓縮之暫態包辛格階段，可求出材料參數 b 與 C_2 。

第一階段拉伸過程中，首先求出初始楊氏係數 E_0 ，接著將初始楊氏係數之斜線，向右偏移應變量 0.002，即可求出降伏應力 Y 。將拉伸過程之實驗數據，如圖 2.8 所示，配合 Y-U 材料模型理論方程式（式 2.16），透過擬合(Fitting)之方法，即可求出 B ， $R_{sat}+b$ 和 m 。

$$\sigma_{bound}^{(flow)} = B + R + \beta = B + (R_{sat} + b)(1 - e^{-m\varepsilon^p})$$

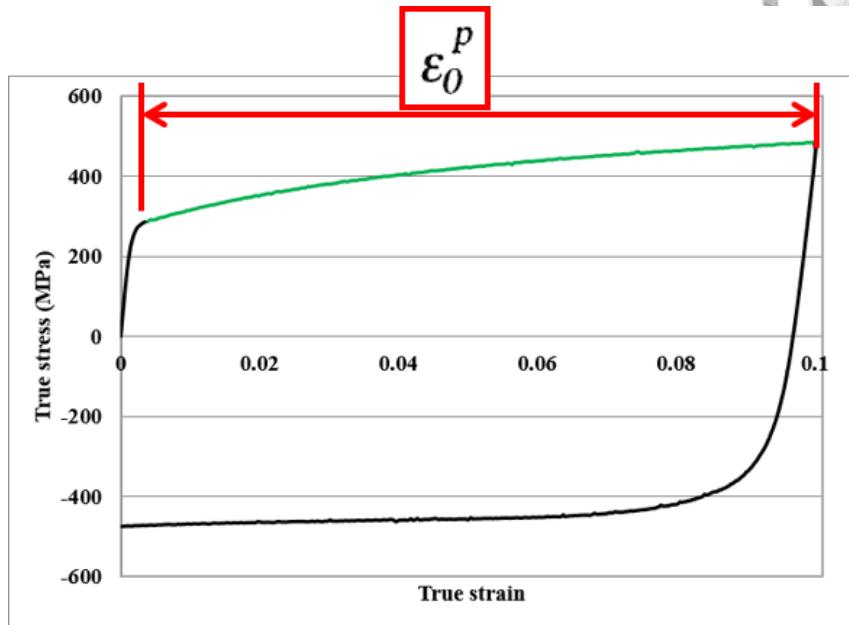


圖 2.8 拉伸過程之實驗數據

第二階段為卸載後彈性回復階段，由文獻可知材料彈性恢復過程

不會沿線性彈性恢復，而是沿非線性曲線來彈性回復，如圖 2.9 所示。

文獻[14]中提出將此卸載曲線以應力分成四等份，分別為：(1) $0.75\sigma_0 \leq \sigma \leq 0.95\sigma_0$ ，(2) $0.50\sigma_0 \leq \sigma \leq 0.95\sigma_0$ ，(3) $0.25\sigma_0 \leq \sigma \leq 0.95\sigma_0$ ，(4) $0 \leq \sigma \leq 0.95\sigma_0$ ，如圖 2.9 所示。由於在轉折點(σ_0)時，其應力應變曲線呈明顯非線性狀態，由圖 2.10 之拉伸壓縮實驗曲線亦可觀察到，故從 $0.95\sigma_0$ 開始取數值。文獻[15]中選取應力範圍 $0.50\sigma_0 \leq \sigma \leq 0.95\sigma_0$ 得出卸載時之楊氏係數，故本研究同樣於不同應變範圍之實驗數據擷取相同應力區間，如圖 2.11 所示。將不同應變範圍卸載時取得之楊氏係

數以擬合之方式，求取理論方程式（式 2.17）中之楊氏係數的穩態參

數值 E_a 與楊氏係數收斂速度參數值 ζ ，如圖 2.12 所示。



$$E = E_o - (E_o - E_a)[1 - e^{-\zeta \bar{\varepsilon}_p}] \quad (\text{式 2.17})$$

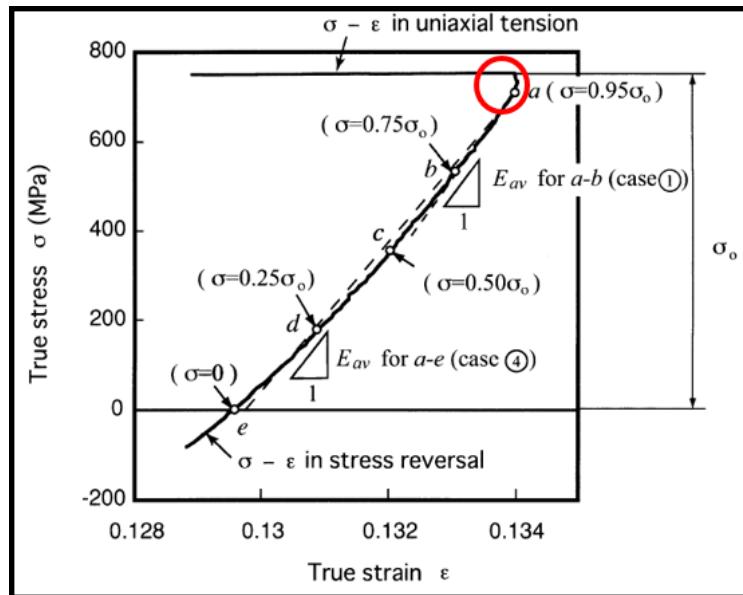


圖 2.9 卸載時楊氏係數應力應變曲線選取範圍之示意圖[14]

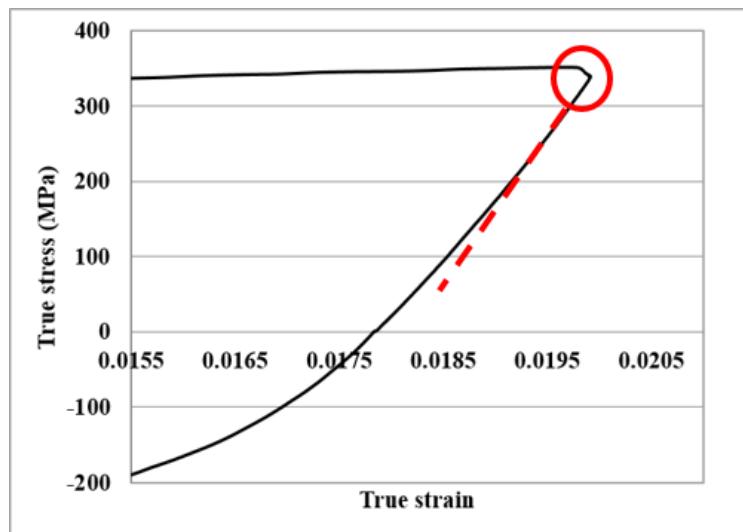


圖 2.10 拉伸壓縮實驗曲線卸載示意圖

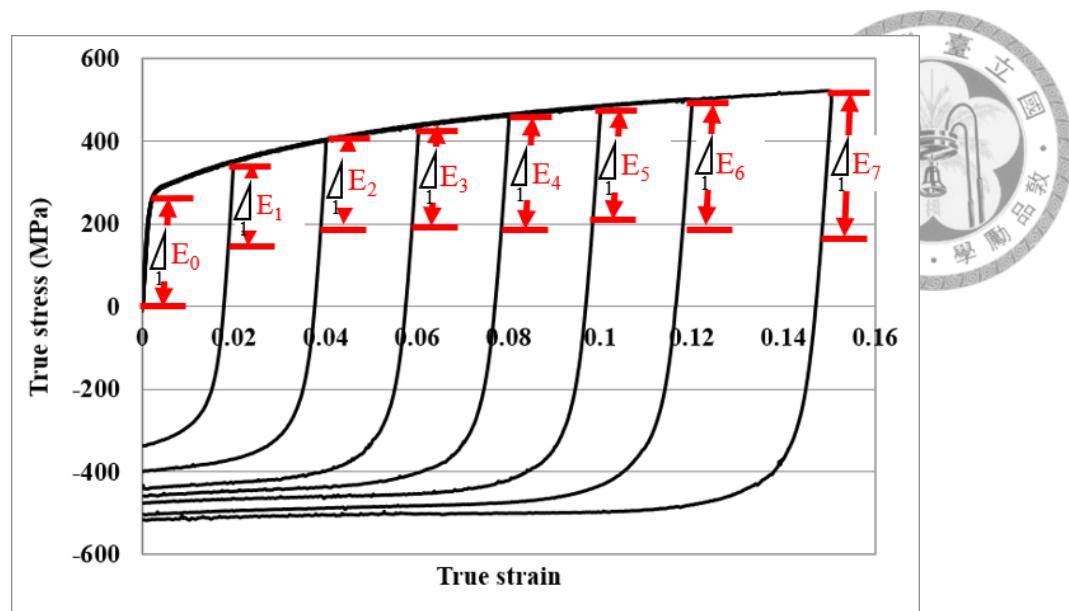


圖 2.11 不同應變範圍擷取卸載時楊氏係數之示意圖

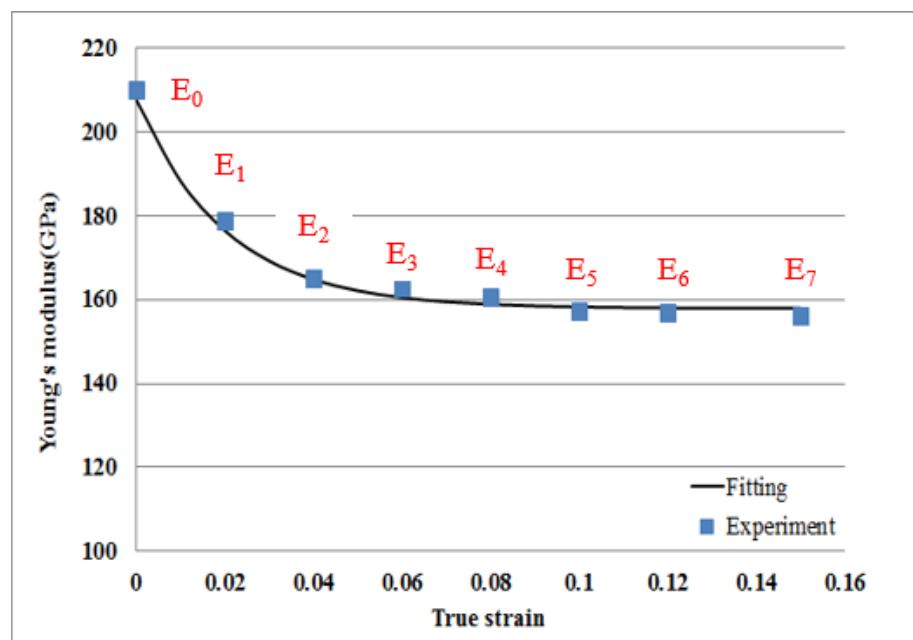


圖 2.12 不同應變範圍卸載時楊氏係數與 Fitting 結果

在第三階段板材反向壓縮時，可由圖 2.13 中材料曲線延伸反向塑性變形邊界 $\sigma_{bound}^{(rev)}$ ，即可求得 $\sigma_{B0}^{(t)}$ ，故可知應力差值 $\sigma_{Bo}^{(p)}$ 。此時，搭配理論方程式（式 2.18）計算出參數 b，再將階段拉伸過程中求出之 $R_{sat}+b$ 代入 b 值，即可反向求出 R_{sat} 。接著，由實驗數據值取得 $\sigma_B^{(t)}/\sigma_{Bo}^{(t)}$ 與反向塑性應變 ε^p 之關係，將其繪製於圖 2.14，以取得適當之材料參數 C_2 。

$$\sigma_{Bo}^{(p)} = 2\beta_o = 2b \left(1 + e^{-m\varepsilon_o^p} \right)$$

即 $b = \frac{\beta_o}{\left(1 + e^{-m\varepsilon_o^p} \right)}$ (式 2.18)

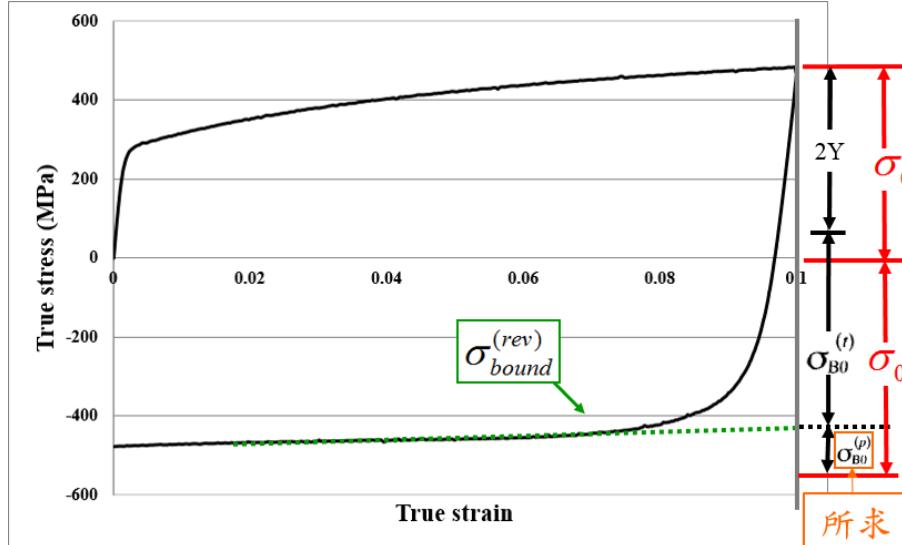


圖 2.13 $\sigma_{Bo}^{(p)}$ 位置示意圖

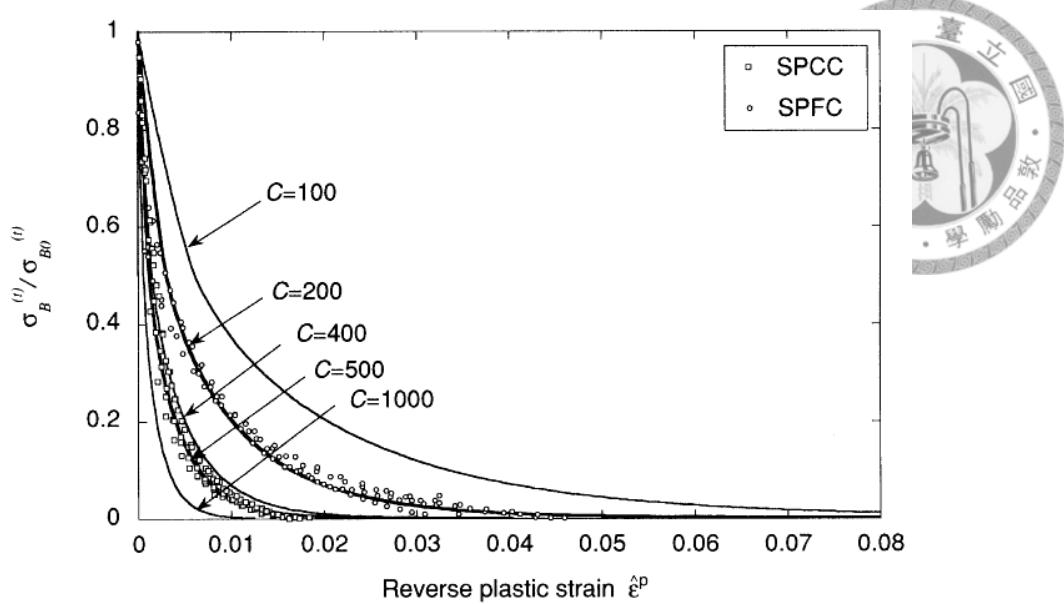


圖 2.14 不同材料參數 C_2 之示意圖[15]

最後在 C_1 以及 h 部份，在後續修改之模型中 Yoshida[15] 中提出（式 2.19），將 C 分為 C_1 以及 C_2 ，其影響情形如圖 2.15 所示；至於 h 值，Yoshida[15] 中以非等向性硬化理論（式 2.20）與（式 2.21）來決定限制非等向硬化區域參數值 h 。

由（式 2.21）可知，非等向硬化區域參數值 h 之範圍 $0 \leq h \leq 1$ 。因此，若 h 值越小，即表示反向加工硬化遲滯範圍越小，故導致加工遲滯現象越不明顯；反之若 h 值越大，即表示反向加工硬化遲滯範圍越大，故導致加工遲滯現象越明顯，如圖 2.16 所示。

$$C = C_1 \text{ when } \text{Max}(\bar{\alpha}_*) < B - Y,$$

$$C = C_2, (C_1 > C_2), \text{ otherwise} \quad (\text{式 2.19})$$

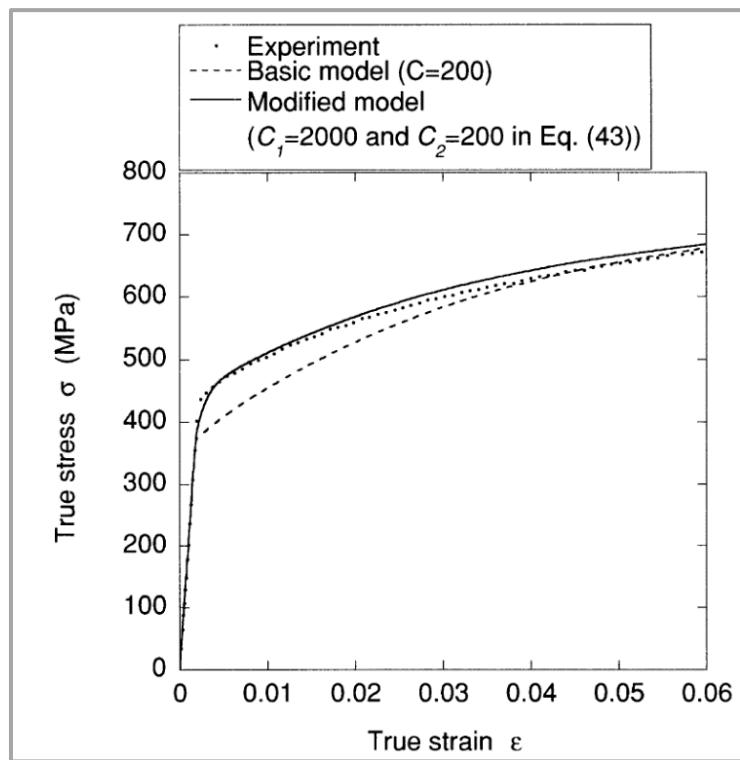


圖 2.15 不同 C_1 值之影響[15]

$$\dot{r} = h\Gamma, \text{ 其中 } \Gamma = \frac{3(\beta-q):\dot{\beta}}{2r} \quad (\dot{R} > 0) \quad (\text{式 2.20})$$

若 $\dot{R} = 0$ ，則 $\dot{r} = 0$

$$\mu = \frac{(1-h)\Gamma}{r} \quad (\text{式 2.21})$$

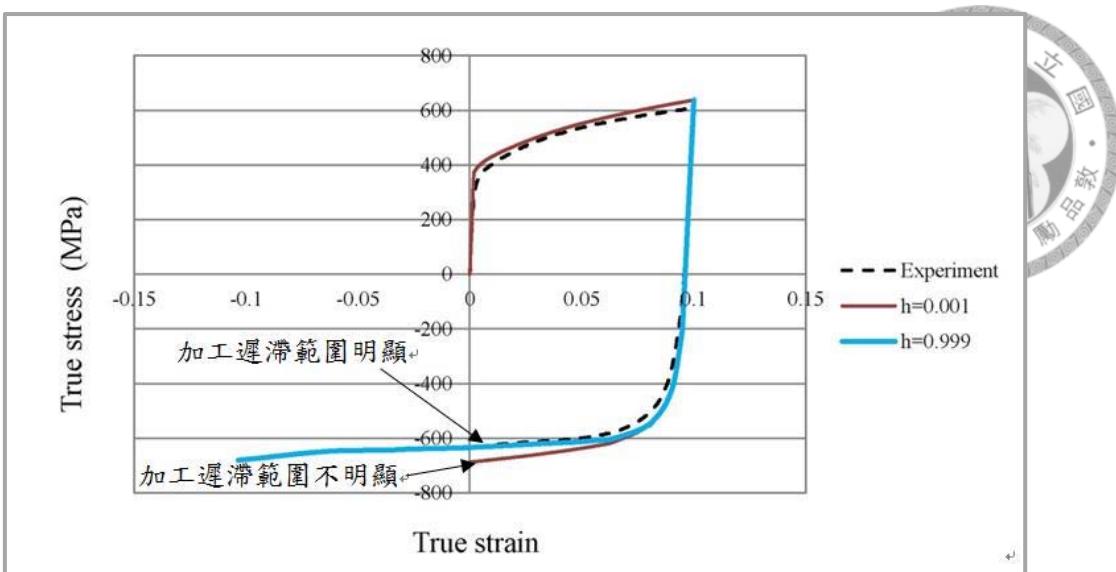


圖 2.16 不同 h 值之影響[18]

2.4 材料模型參數之建立

本研究選用材料方面，為中鋼公司提供之 440 級與 490 級高強度鋼板，其各項機械性質如表 2.6 與表 2.7 所示，圖 2.17 和圖 2.18 分別為 440 級與 490 級之成形極限曲線圖。

在建立材料模型之降伏準則方面，將針對廠商最常使用的 Hill 48、修正 Hill 48 的 Hill 90 以及改善 Barlat 89 的 Barlat 91 等三個降伏準則進行建立。由中鋼公司提供之各方向塑性應變指數，即可建立使用 Hill 48 降伏準則時所需之材料參數，如表 2.8 與表 2.9 所示；若使用 Hill 90 降伏準則時，則以中鋼公司提供之各方向塑性應變指數與降伏應力，並使用蔡恒光學長設計之雙軸機構進行雙軸拉伸實驗，如圖 2.19 所示，取得其雙軸拉伸因子，如表 2.10 與表 2.11 所示。由表 2.12

與表 2.13 可知，使用 Barlat 91 降伏準則時之材料參數需使用各方向

塑性應變指數與降伏應力，以及代表不同材料晶格所需之參數 m 值。



表 2.6 440 級鋼板材料參數數據表

材料等級	軋延 方向	YS (MPa)	TS (MPa)	UE%	TE%	r
440 級	0°	301	462	16.1	33.4	1.57
	45°	314	475	15.5	30.8	1.12
	90°	299	461	15.8	33.2	1.59
	平均	307	468	15.7	32	1.35

表 2.7 490 級鋼板材料參數數據表

材料等級	軋延 方向	YS (MPa)	TS (MPa)	UE%	TE%	r
490 級	0°	353	491	13.7	32	1.47
	45°	373	507	13.5	29	1.09
	90°	354	491	14.3	31	1.68
	平均	363	499	13.8	30	1.33

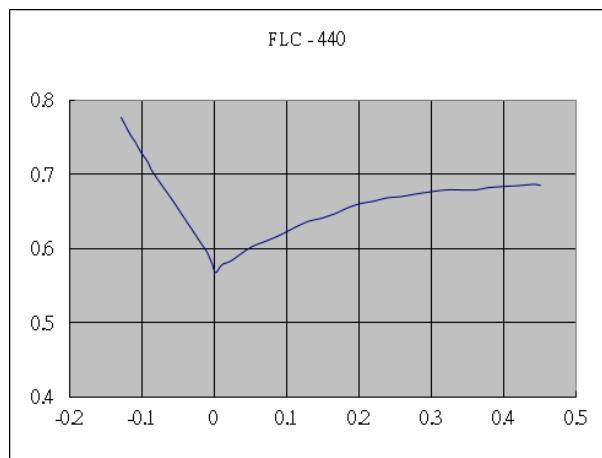


圖 2.17 440 高強度鋼板之 FLC

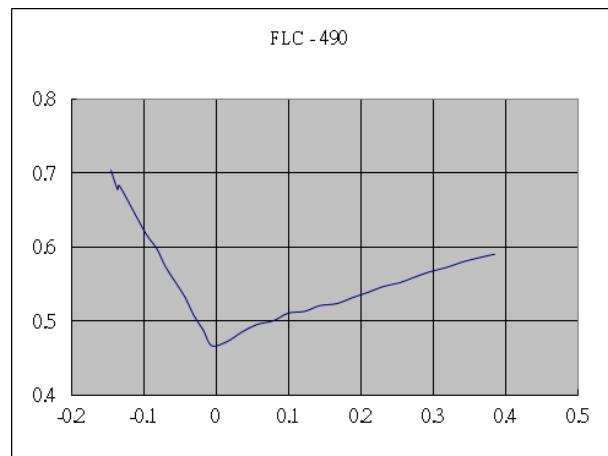


圖 2.18 490 高強度鋼板之 FLC

表 2.8 440 級 Hill 48 降伏準則材料參數

材料參數 降伏準則	楊氏係數 $E(\text{GPa})$	蒲松比 ν	材料密度 $\rho(\text{g/mm}^3)$	塑性應變指數		
				r_0	r_{45}	r_{90}
Hill 48 降伏準則	208	0.3	7.8	1.57	1.12	1.59

表 2.9 490 級 Hill 48 降伏準則材料參數

材料參數 降伏準則	楊氏係數 $E(\text{GPa})$	蒲松比 ν	材料密度 $\rho(\text{g/mm}^3)$	塑性應變指數		
				r_0	r_{45}	r_{90}
Hill 48 降伏準則	210	0.3	7.8	1.47	1.09	1.68

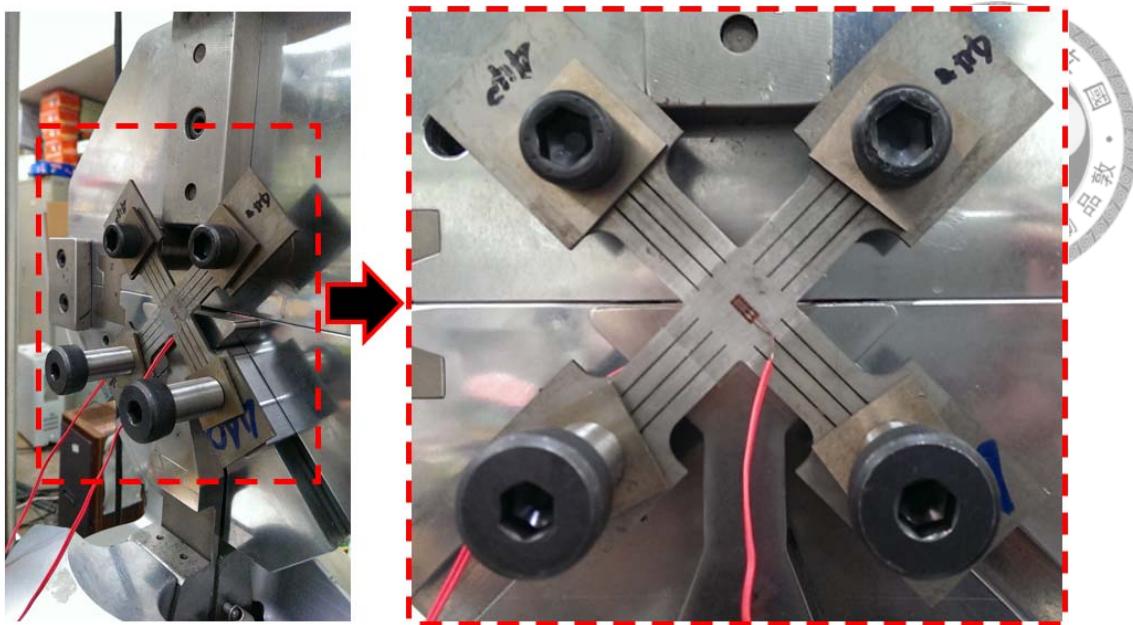


圖 2.19 雙軸拉伸實驗示意圖

表 2.10 440 級 Hill 90 降伏準則材料參數

材料參數 降伏準則	楊氏係數 $E(\text{GPa})$	蒲松比 ν	材料密度 $\rho(\text{g/mm}^3)$	塑性應變指數		
				r_0	r_{45}	r_{90}
Hill 90 降伏準則	208	0.3	7.8	1.57	1.12	1.59
	降伏強度 $YS 0^\circ(\text{MPa})$		降伏強度 $YS 45^\circ(\text{MPa})$	降伏強度 $YS 90^\circ(\text{MPa})$	等雙軸降伏 應力 $\sigma_b(\text{MPa})$	
	301	314		299	324.2	

表 2.11 490 級 Hill 90 降伏準則材料參數

材料參數 降伏準則	楊氏係數 $E(\text{GPa})$	蒲松比 ν	材料密度 $\rho(\text{g/mm}^3)$	塑性應變指數		
				r_0	r_{45}	r_{90}
Hill 90 降伏準則	210	0.3	7.8	1.47	1.09	1.68
	降伏強度 $YS 0^\circ(\text{MPa})$		降伏強度 $YS 45^\circ(\text{MPa})$	降伏強度 $YS 90^\circ(\text{MPa})$	等雙軸降伏 應力 $\sigma_b(\text{MPa})$	
	353	373		354	389	

表 2.12 440 級 Barlat 91 降伏準則材料參數

材料參數 降伏準則	楊氏係數 $E(\text{GPa})$	蒲松比 ν	材料密度 $\rho(\text{g/mm}^3)$	塑性應變指數		
				r_0	r_{45}	r_{90}
Barlat 91 降伏準則	208	0.3	7.8	1.57	1.12	1.59
	降伏強度 $YS 0^\circ(\text{MPa})$		降伏強度 $YS 45^\circ(\text{MPa})$	降伏強度 $YS 90^\circ(\text{MPa})$	材料晶格 參數 m	
	301		314	299	6	

表 2.13 490 級 Barlat 91 降伏準則材料參數

材料參數 降伏準則	楊氏係數 $E(\text{GPa})$	蒲松比 ν	材料密度 $\rho(\text{g/mm}^3)$	塑性應變指數		
				r_0	r_{45}	r_{90}
Barlat 91 降伏準則	210	0.3	7.8	1.47	1.09	1.68
	降伏強度 $YS 0^\circ(\text{MPa})$		降伏強度 $YS 45^\circ(\text{MPa})$	降伏強度 $YS 90^\circ(\text{MPa})$	材料晶格 參數 m	
	353		373	354	6	

在建立材料模型之加工硬化準則方面，將圖 2.20 中之 440 級與 490 級單軸拉伸應力應變曲線，以等向加工硬化準則進行其應力應變曲線之擬合(Fitting)，可得其所需之強度係數 K 值與降伏時之應變 ε_0 與應變硬化指數 n 值，如表 2.14 所示。

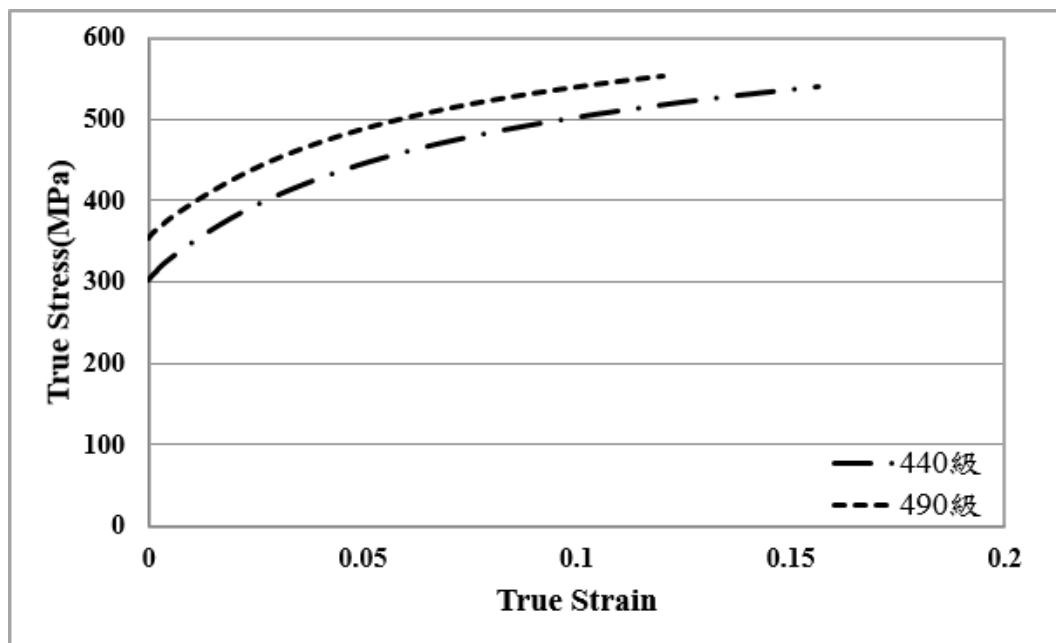


圖 2.20 材料應力應變曲線圖

表 2.14 440 級與 490 級等向硬化準則材料參數

材料等級 / 材料參數	Hardening curve : Krupkowsky	K(MPa)	ε_0	n
440 級	$\sigma = K \cdot (\varepsilon_0 + \varepsilon_p)^n$	811.17	0.015	0.248
490 級		804.6	0.00975	0.179

而混合硬化準則之 Y-U 材料模型，則須透過不同應變範圍之板材拉伸壓縮實驗，如圖 2.21 所示，取得其實驗曲線，如圖 2.22 與圖 2.23 所示，並利用 2.3 節敘述之方式取得其材料參數，分別為 Y 、 C_1 、 C_2 、 B 、 R_{sat} 、 b 、 m 、 h 、 E_a 及 ζ 等十個參數，如表 2.15 所示。

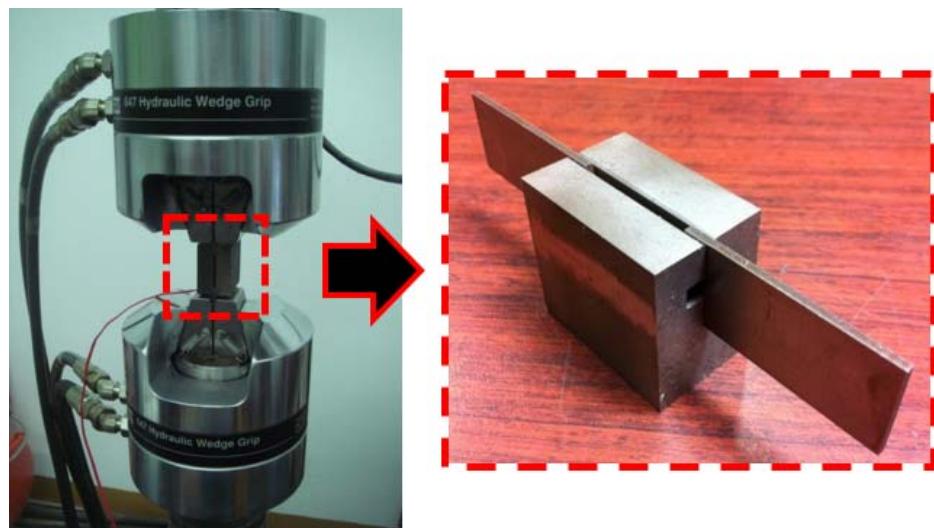


圖 2.21 拉伸壓縮實驗示意圖

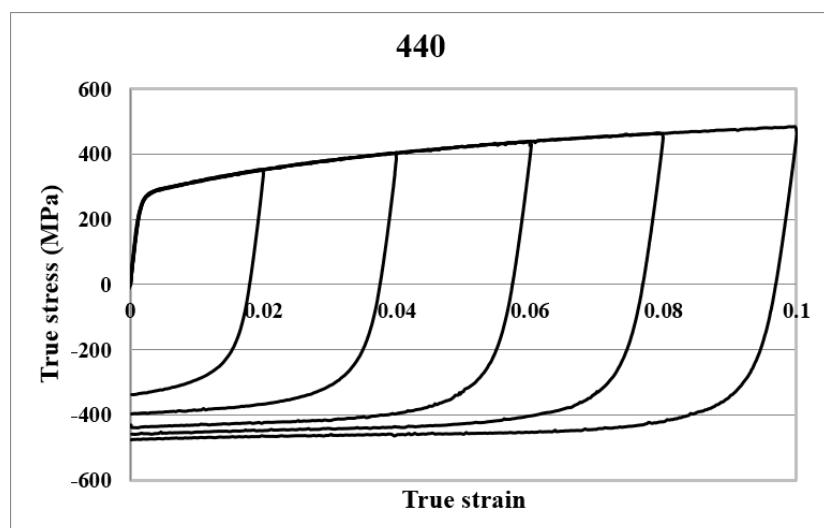


圖 2.22 440 級鋼板不同應變範圍之板材拉伸壓縮實驗結果

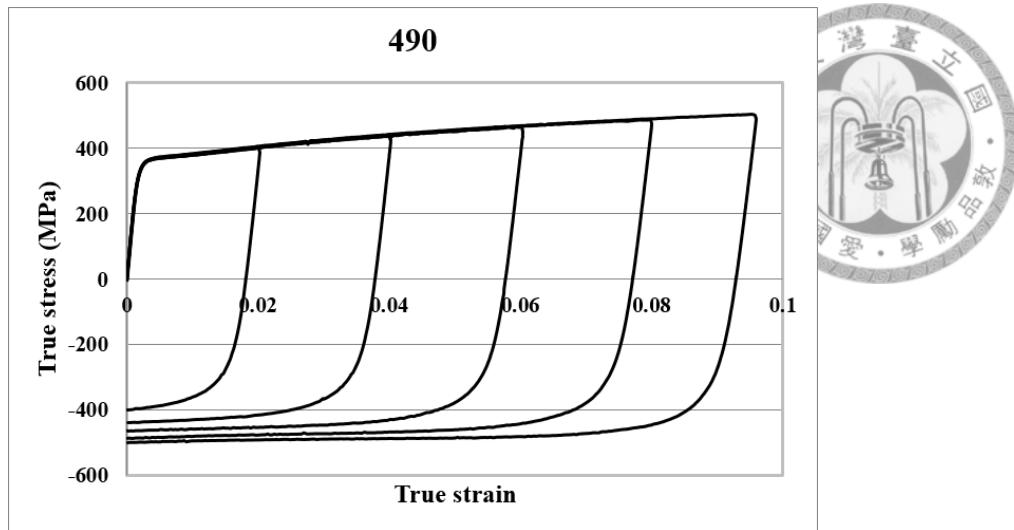


圖 2.23 490 級鋼板不同應變範圍之板材拉伸壓縮實驗結果

表 2.15 440 級與 490 級 Y-U 材料模型參數表

Material Parameters	Y (MPa)	B (MPa)	R_{sat} (MPa)	m	b (MPa)
440 級	285	302	197.3	13.7	22.3
Material Parameters	h	E_a (GPa)	ξ	C_1	C_2
440 級	0.8	158	49	300	220
490 級	0.7	159.8	22	300	200

為驗證 Y-U 材料模型參數之正確性，因此使用有限元素模擬分析軟體 PAM-STAMP 2G，針對 440 級與 490 級高強度鋼板進行板材拉伸與壓縮實驗模擬，並將其模擬結果與板材拉伸壓縮實驗結果進行驗證。其中，限制治具與材料試片由電腦輔助立體繪圖軟體建構，如圖 2.24 所示。針對不同應變範圍進行板材拉伸壓縮模擬與實驗驗證，

有限元素模擬分析結果與實驗結果如圖 2.25 與圖 2.26 所示，由有限
元素模擬與實驗結果驗證 Y-U 材料模型參數之正確性。

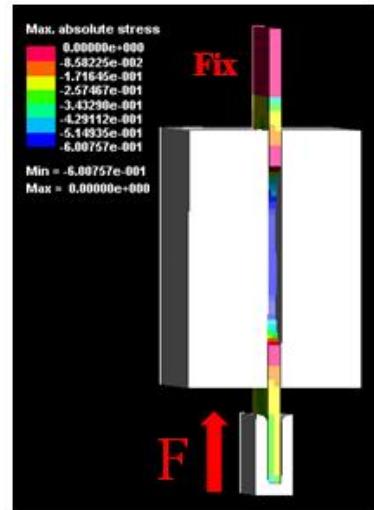


圖 2.24 拉伸壓縮實驗模擬之模型示意圖

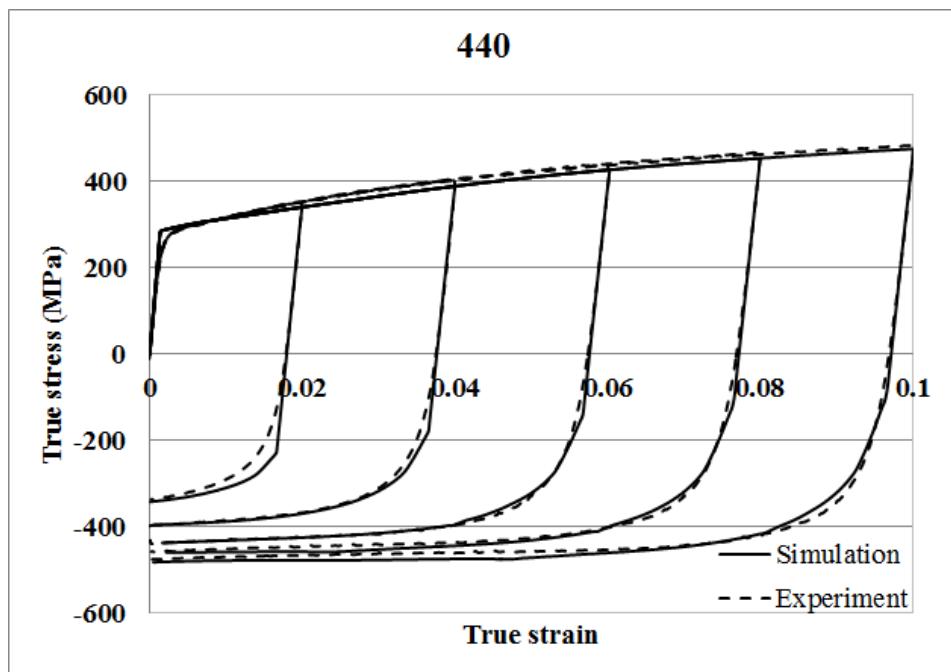


圖 2.25 440 級鋼板不同應變範圍實驗之驗證

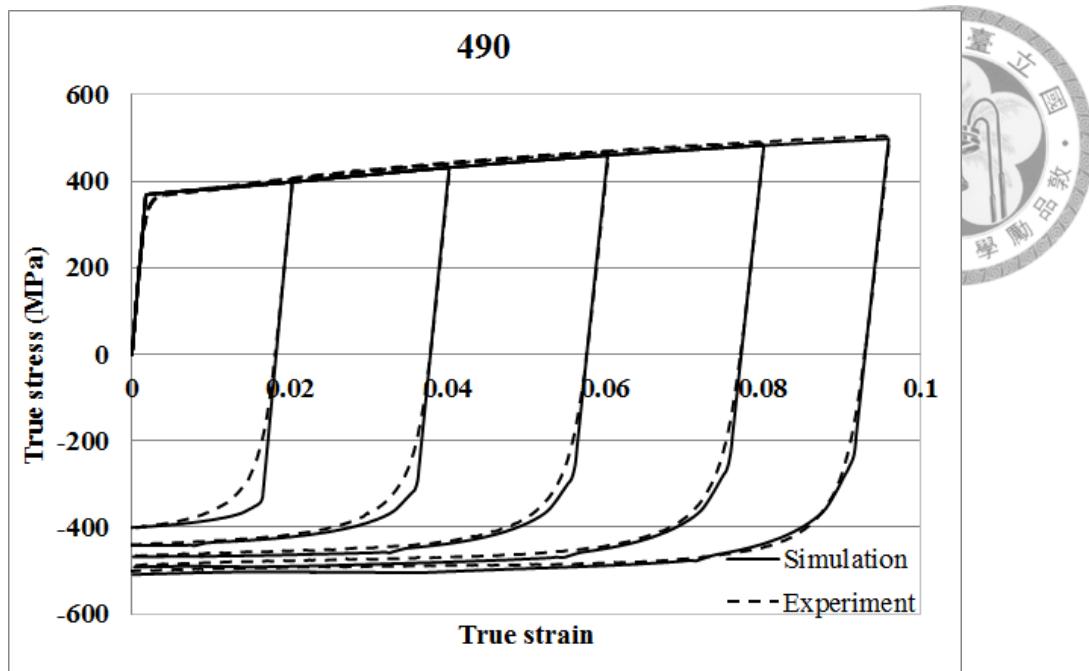


圖 2.26 490 級鋼板不同應變範圍實驗之驗證

後續將以 Hill 48 降伏準則、Hill 90 降伏準則與 Barlat 降伏準則搭配等向硬化準則以及混合硬化準則(Yoshida-Uemori)等六種不同組合之材料模型進行分析比較，可得高強度鋼板沖壓成形分析所適用之材料模型，並以較為準確之材料模型進行高強度鋼板之材料成形特性研究。



2.5 基礎載具有限元素模擬

上述所建立之高強度鋼板材料模型尚需經過實際驗證方能確認其正確性，也唯有經過驗證後之高強度鋼板材料模型方可作為輔助模具設計之工具。本節將針對基礎載具 V 型彎曲成形、U 形帽狀引伸成形進行 440 級與 490 級厚度分佈以及回彈特性分析，並比較不同材料模型之差異性。

2.5.1 V 型彎曲成形之模型、分析方法與模擬結果

V 型彎曲成形模具是由一組彎曲角度為 90 度之母模與沖頭所組成，如圖 2.27 所示，其作動方式為將試驗板材置放於母模上，再由沖頭下壓至底完成。

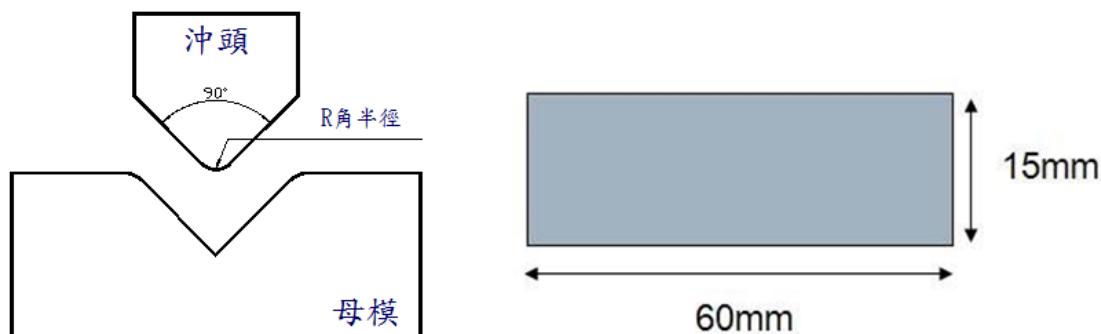


圖 2.27 V 型彎曲成形模具與試片尺寸示意圖

V型彎曲成形後的側壁外開角度為此分析模型之探討參數，因此必須進行側壁外開之角度定義。當沖壓過程結束，板材從模具中取出時，板材會因為材料之回彈行為，使原本 90 度之 V 型側壁不再是 90 度。因此，定義退模前與退模後的板材側壁角度差異為側壁外開角度，而 V 型回彈可分為兩種情況，一種為大於 90 度時稱為正回彈；另一種為小於 90 度則稱為負回彈，側壁外開角度則為成形後之角度減去 90 度，如圖 2.28 所示，圖 2.29 則為實際之 V 型彎曲模具。

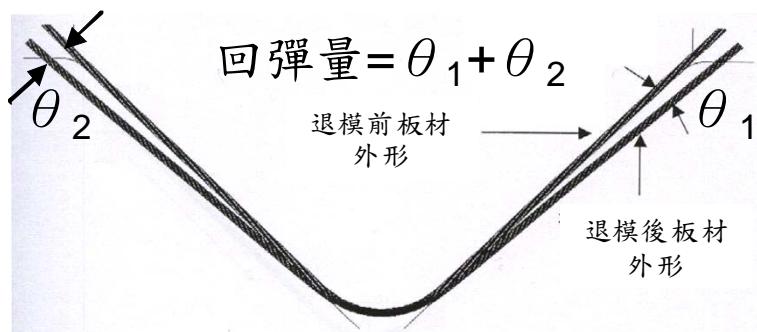


圖 2.28 V 型彎曲回彈示意圖



圖 2.29 實際 V 型彎曲成形模具

本節為針對 440 級與 490 級鋼板使用不同材料模型對 V 型彎曲之回彈模擬差異進行比較，其模具配置如圖 2.30 所示，摩擦係數為 0.12，沖壓速度為 5 m/s，440 級與 490 級鋼板厚度皆為 2.15 mm。

除此之外，材料模型方面以 Hill 48 降伏準則材料模型搭配等向加工硬化準則與 Y-U 材料模型兩種不同材料模型進行 V 型載具實驗模擬，圖 2.31 與圖 2.32 為厚度分佈之模擬結果，可發現兩種材料模型之厚度分佈極為相似；而回彈量之模擬結果則如

圖 2.33 與圖 2.34 所示。並使用 440 級與 490 級鋼板進行 V 型彎曲成形實驗，驗證 440 級與 490 級材料模型之正確性。

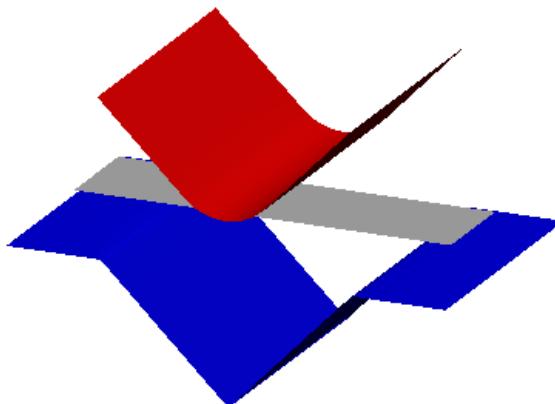


圖 2.30 V 型彎曲模具配置圖

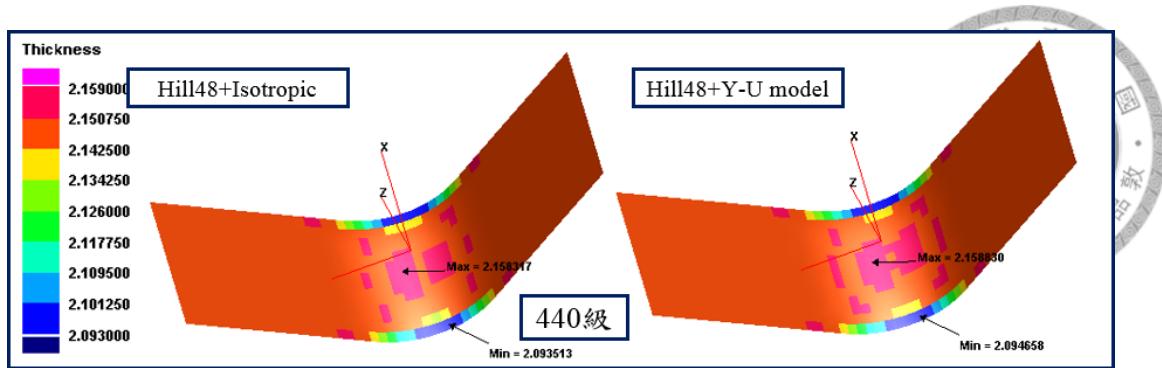


圖 2.31 440 級鋼板 V 型彎曲成形厚度分佈模擬結果

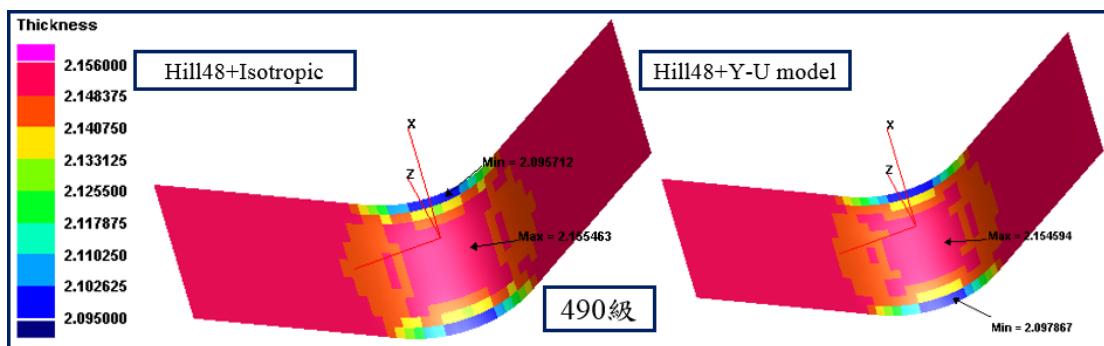


圖 2.32 490 級鋼板 V 型彎曲成形厚度分佈模擬結果

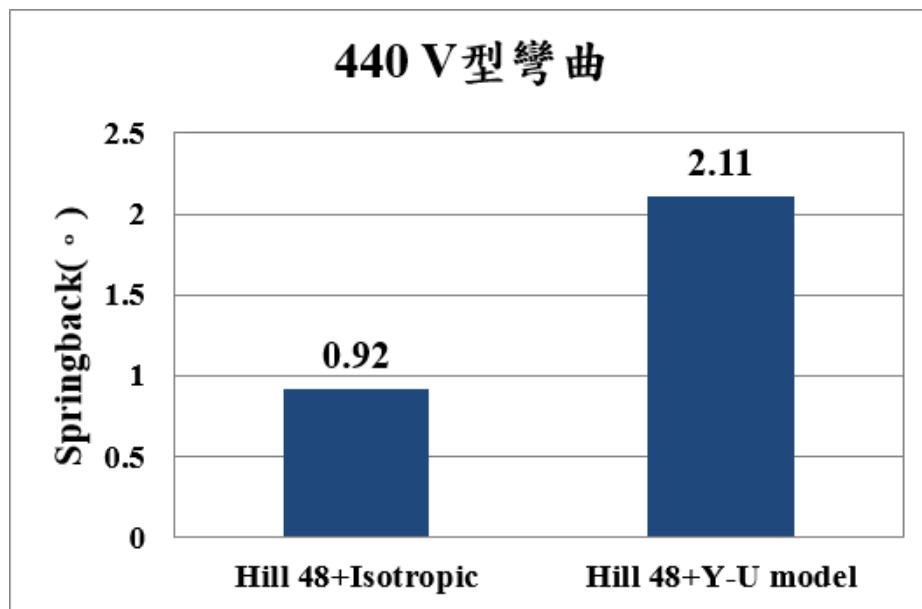


圖 2.33 440 級鋼板 V 型彎曲成形回彈量模擬結果

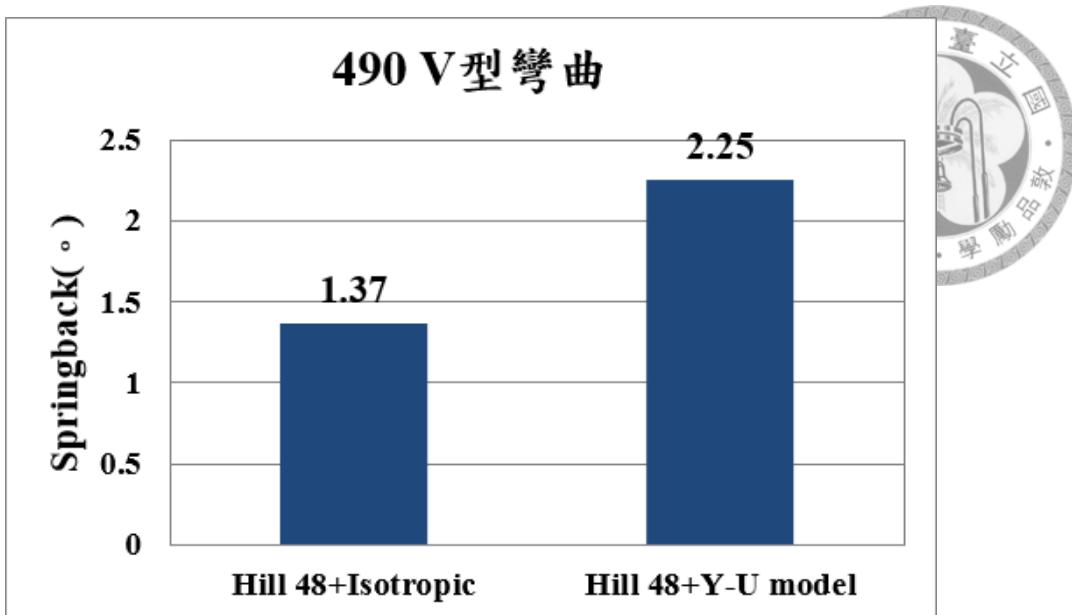


圖 2.34 490 級鋼板 V 型彎曲成形回彈量模擬結果

2.5.2 V 型彎曲成形不同材料模型之探討

由圖 2.35 與圖 2.36 可知，V 型彎曲成形板材受到單獨的拉伸或是壓縮過程，故其包辛格效應較不明顯，但兩種材料模型之回彈模擬結果卻存在差異性。推測造成上述結果之原因為 Y-U 材料模型於力量卸載時，針對其卸載楊氏係數進行修正，如圖 2.37 所示，故在此將 Y-U 材料模型之材料參數 E_a 進行修改，令 $E_a = E_0$ ，消除 Y-U 材料模型修正之結果，如圖 2.38 所示，藉以證實上述推測之正確性。

圖 2.39 為 440 級兩種材料進行 V 型彎曲成形之回彈量模擬結果，觀察可知，消除 Y-U 材料模型卸載楊氏係數修正之模擬結果與等向硬化準則之模擬結果極為接近。由此可知，於 V 型彎曲成形時，就

算圓角處無包辛格效應之產生，Y-U 材料模型對於卸載時楊氏係數之

修正，對於回彈模擬結果亦有相當大之影響性。

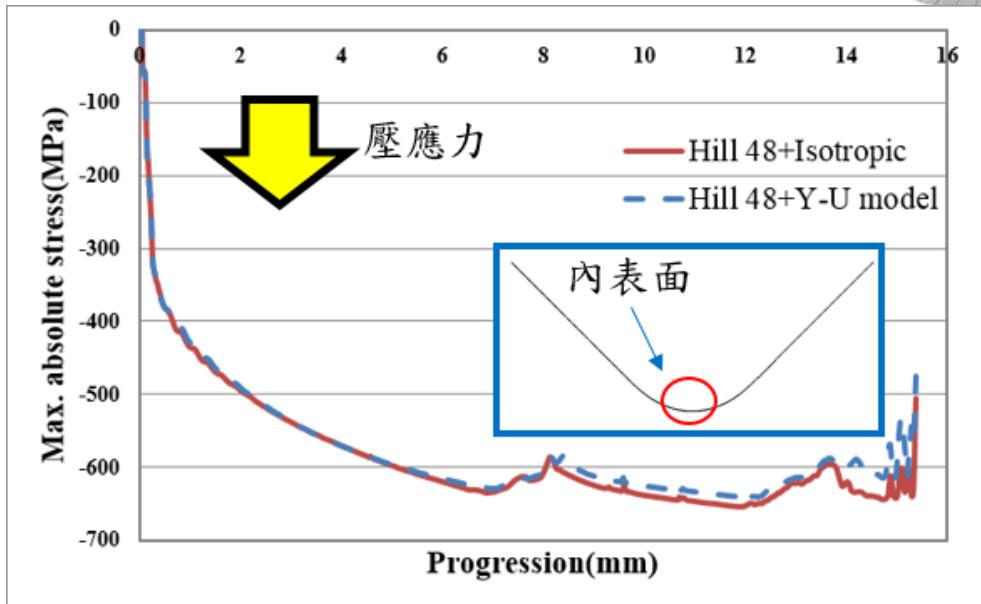


圖 2.35 V 型彎曲圓角處之內表面於成形時板材受力情形

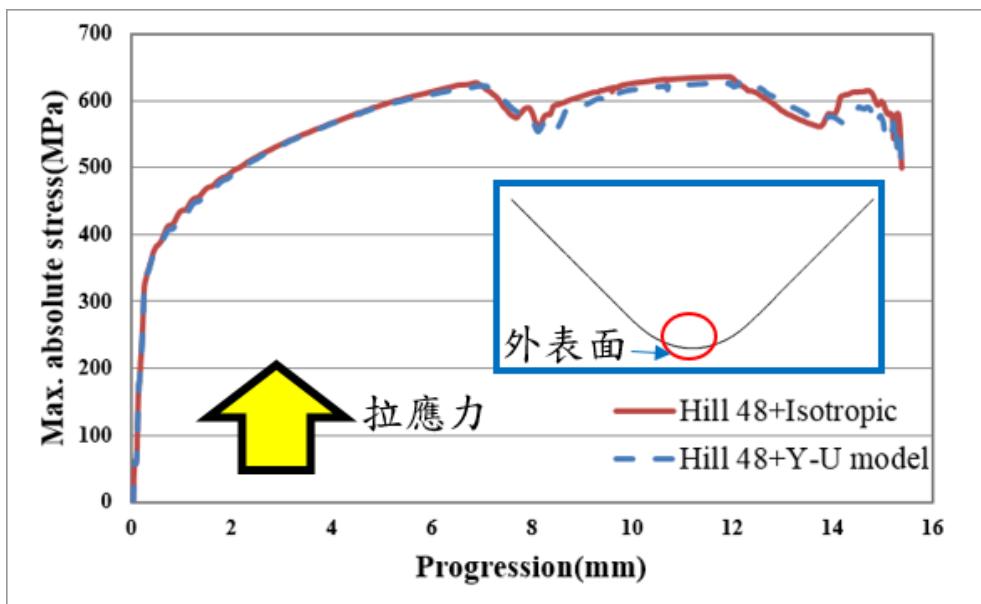


圖 2.36 V 型彎曲圓角處之下表面於成形時板材受力情形

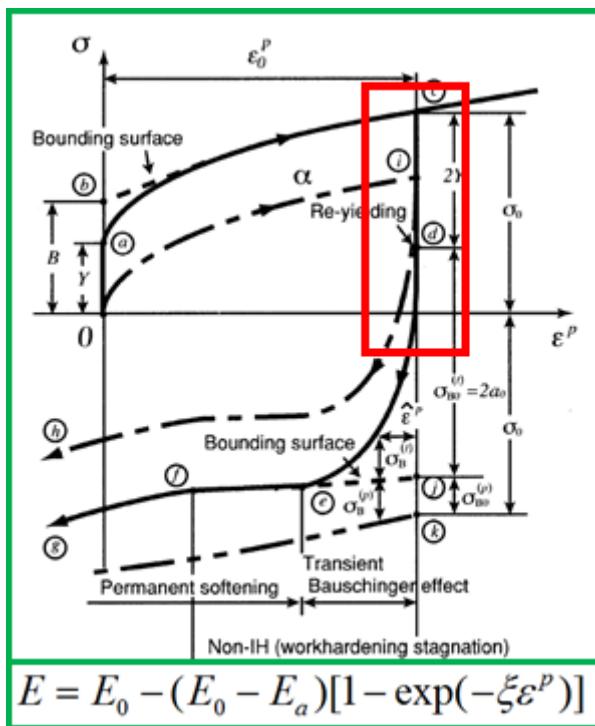


圖 2.37 Y-U 材料模型卸載楊氏係數之修正

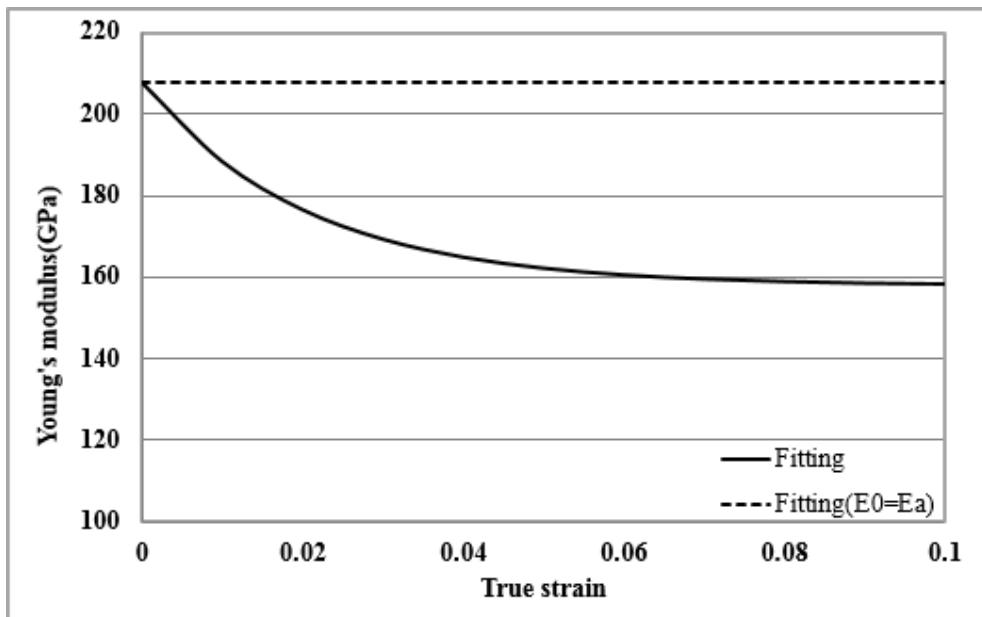


圖 2.38 消除 Y-U 材料模型修正之楊氏係數示意圖

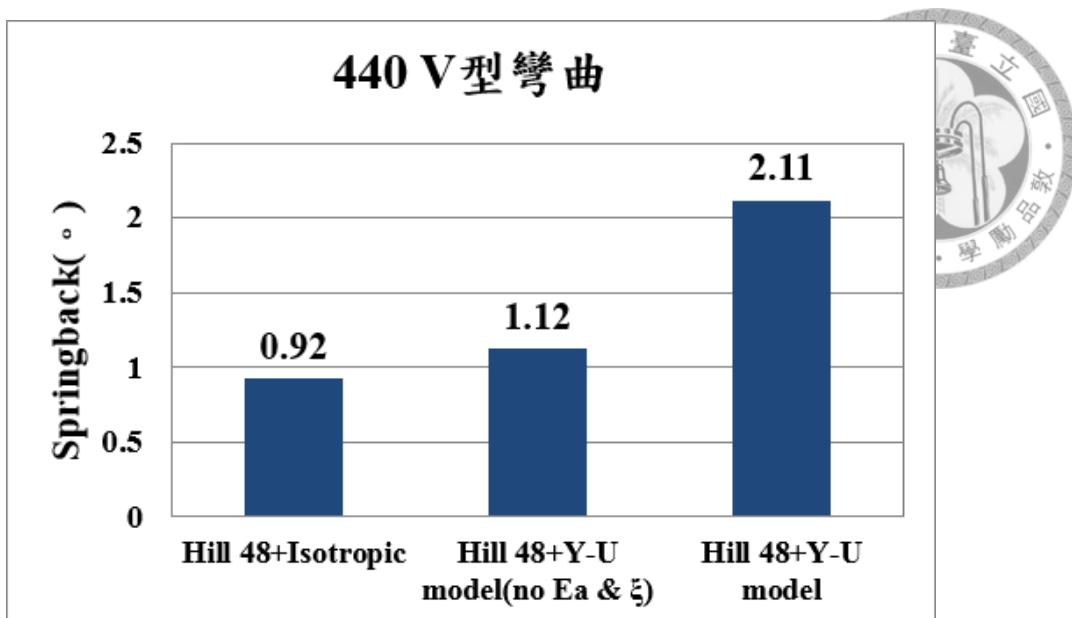


圖 2.39 440 級不考慮 Y-U 材料模型修正楊氏係數之回彈模擬結果



2.5.3 U形帽狀引伸成形之模型、分析方法與模擬結果

U形帽狀引伸成形是由沖頭、母模及壓料板所組成，如圖 2.40 所示，其作動方式為板材置於母模上，壓料板往下夾住板材，然後沖頭往下沖壓至合模為止。

一般而言，對於需要壓料板之 U 形帽狀成形實驗來說，實驗機台必須為雙動模式，能夠提供沖頭與壓料板兩個動力源，但由於本實驗採用 MTS 810 為實驗機台，其為單動模式，故本實驗室設計一組機構配合彈簧，如圖 2.41 所示，來提供壓料力。實驗之作動方式為：將板材先置放於母模上，壓料板往下移動直到夾住板材，然後沖頭下壓到底成形為 U 形帽狀。U 形帽狀引伸成形實驗最主要為板材流過母模圓角而經歷彎曲與反彎曲(拉伸與壓縮)之受力情形，使側壁應力分佈情況較為複雜而產生側壁捲曲之現象。因此，此模型探討參數為側壁捲曲之曲率半徑，如圖 2.42 所示。

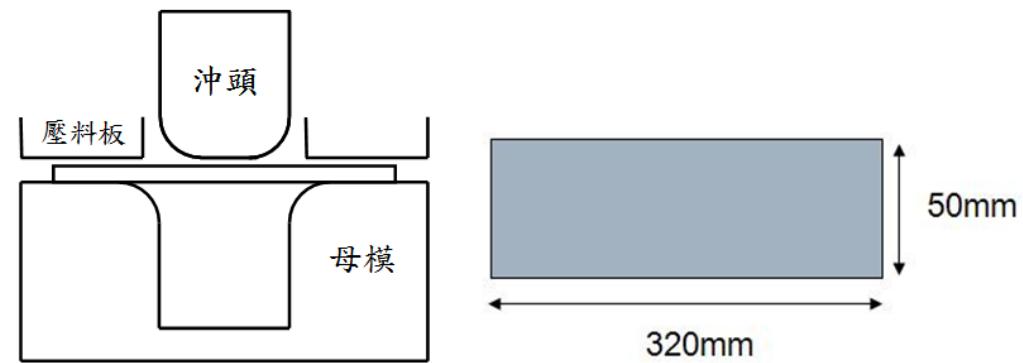


圖 2.40 U 形帽狀引伸成形模具與試片尺寸示意圖

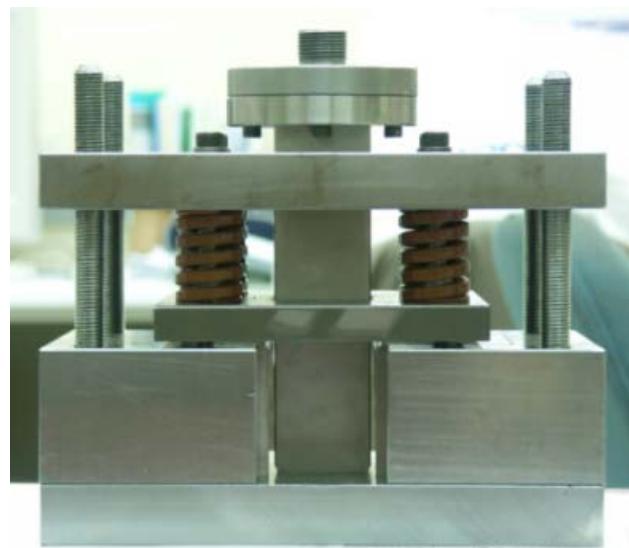


圖 2.41 實際 U 形帽狀引伸成形模具

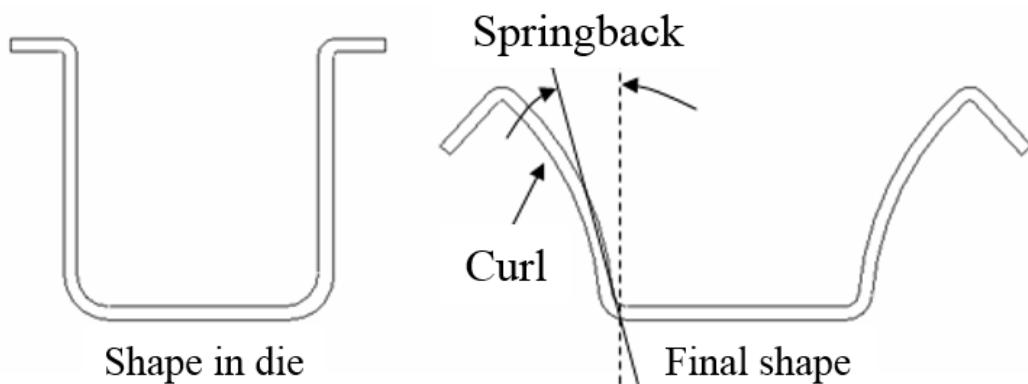


圖 2.42 側壁捲曲示意圖

本節為針對 440 級與 490 級鋼板使用不同材料模型對 U 形帽狀引伸成形之回彈模擬差異進行比較，其模具配置如圖 2.43 所示，摩擦係數設定為 0.12，沖壓速度為 5 m/s，440 級與 490 級鋼板厚度皆為 2.15 mm。

除此之外，材料模型方面以 Hill 48 降伏準則材料模型搭配等向



加工硬化準則與 Y-U 材料模型兩種不同材料模型進行 U 形帽狀引伸成形之模擬，其厚度分佈模擬結果如圖 2.44 與圖 2.45 所示；圖 2.46 與圖 2.47 則為其側壁捲曲之量測結果。由於 U 形帽狀引伸成形板材經過母模圓角時，受到拉伸(彎曲)與壓縮(反彎曲)之過程，故於側壁端兩種材料模型之厚度分佈產生差異，側壁捲曲現象之差異為同樣因素所造成。本研究同時進行 440 級與 490 級鋼板進行 U 形帽狀引伸成形實驗，以驗證材料模型之正確性。

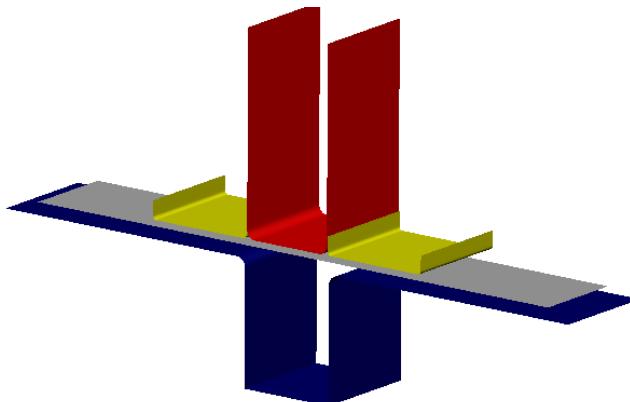


圖 2.43 U 形帽狀引伸成形模具配置圖

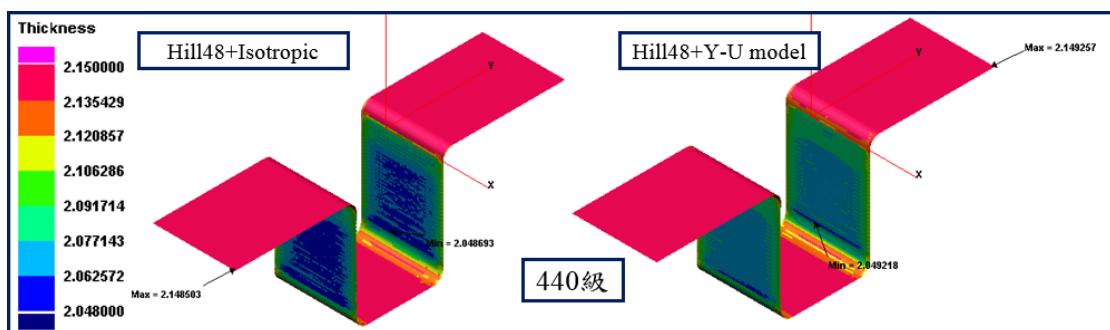


圖 2.44 440 級鋼板 U 形帽狀引伸成形厚度分佈模擬結果

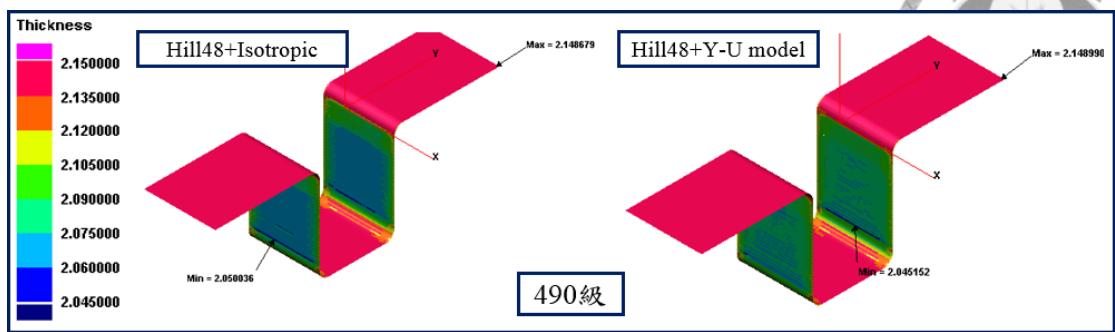


圖 2.45 490 級鋼板 U 形帽狀引伸成形厚度分佈模擬結果

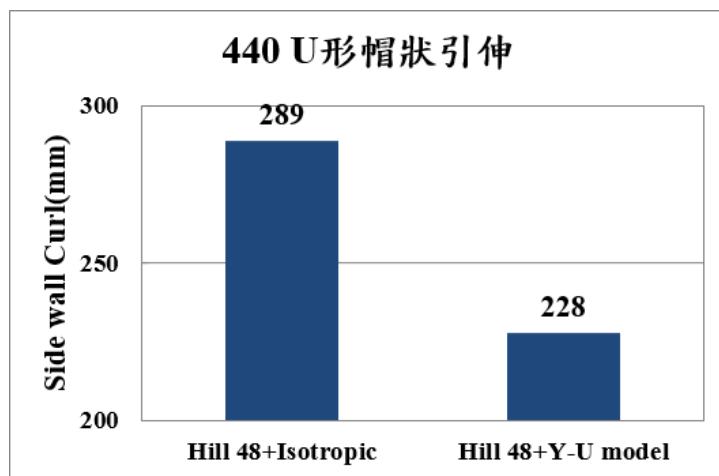


圖 2.46 440 級鋼板 U 形帽狀引伸成形模擬結果

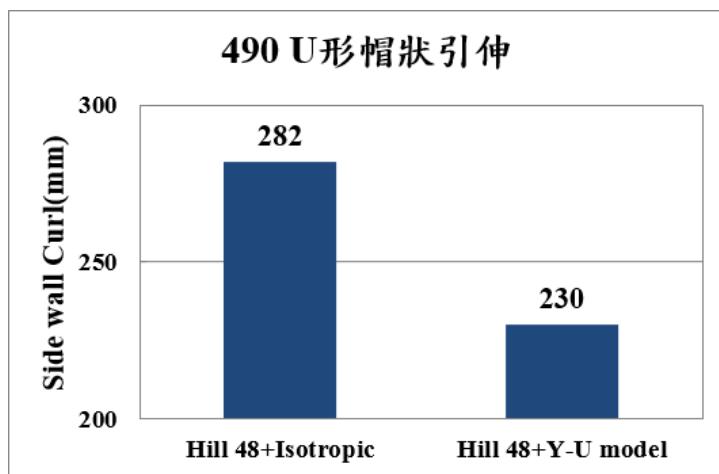


圖 2.47 490 級鋼板 U 形帽狀引伸成形模擬結果



2.5.4 U 形帽狀引伸成形不同材料模型之探討

由圖 2.48 與圖 2.49 可知，U 形帽狀引伸成形側壁處板材同時受到拉伸以及壓縮之過程，並可看出考慮包辛格效應之 Y-U 材料模型受到反向應力時，其應力明顯下降之情形，故有包辛格效應之產生。觀察圖 2.48 與圖 2.49 可看出，不考慮包辛格效應之材料模型板材受力情形於反向應力時，其應力值明顯大於 Y-U 材料模型，在此情況下，回彈現象應是 Hill 48 + Isotropic 較為明顯，但量測側壁捲曲之模擬結果卻是 Y-U 材料模型較為明顯。推測造成上述結果之原因亦為 Y-U 材料模型於力量卸載時，針對其卸載楊氏係數進行修正，如圖 2.37 所示，故在此將 Y-U 材料模型之材料參數 E_a 進行修改，令 $E_a = E_0$ ，消除 Y-U 材料模型修正之結果，如圖 2.38 所示，藉以證實上述推測之正確性。

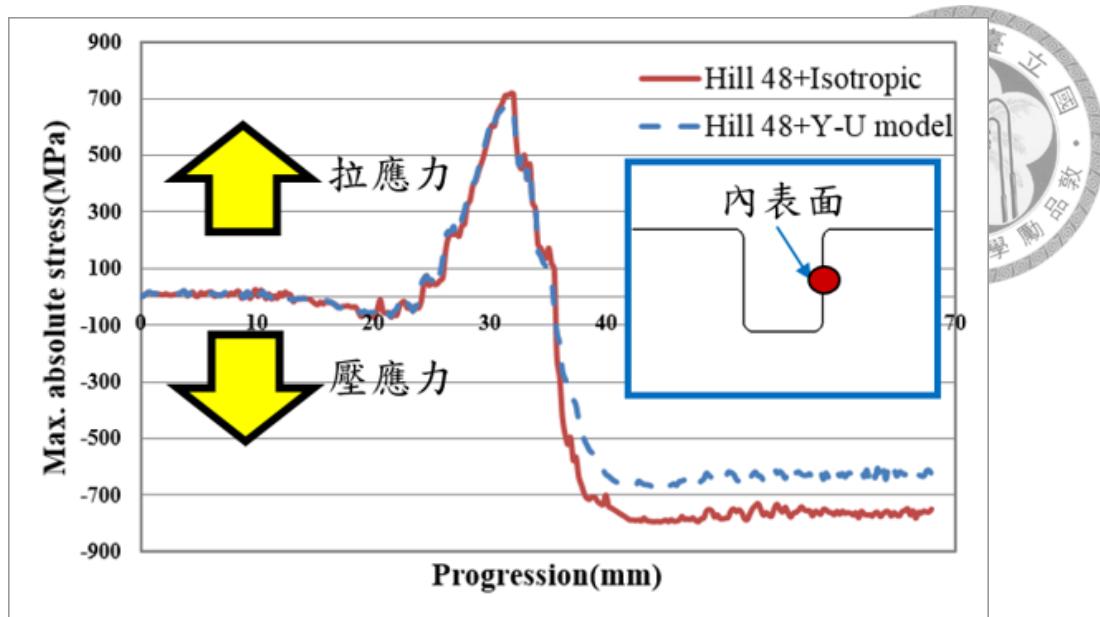


圖 2.48 U 形帽狀引伸成形側壁處之內表面於成形時板材受力情形

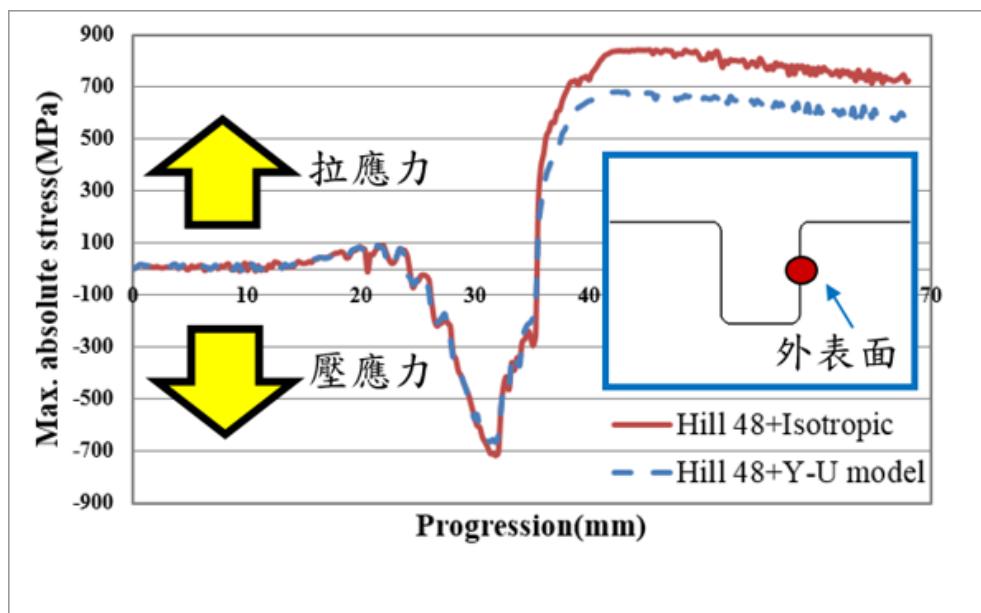


圖 2.49 U 形帽狀引伸成形側壁處之外表面於成形時板材受力情形

圖 2.50 與圖 2.51 為增加消除 Y-U 材料模型修正之板材受力情形，由圖中可看出，Y-U 材料模型(藍色虛線)與消除楊氏係數修正(綠色點)之板材受力情形幾乎疊合。圖 2.52 為三種材料模型進行 U 形帽狀引伸成形之回彈模擬量測結果，觀察可知，消除 Y-U 材料模型力量卸載時楊氏係數修正之模擬結果與等向硬化準則之模擬結果較為接近。由此可知，於 U 形帽狀引伸成形時，在 Y-U 材料模型中對於卸載時楊氏係數之修正，以及有無考慮包辛格效應，皆對於回彈模擬之結果具有其影響性。

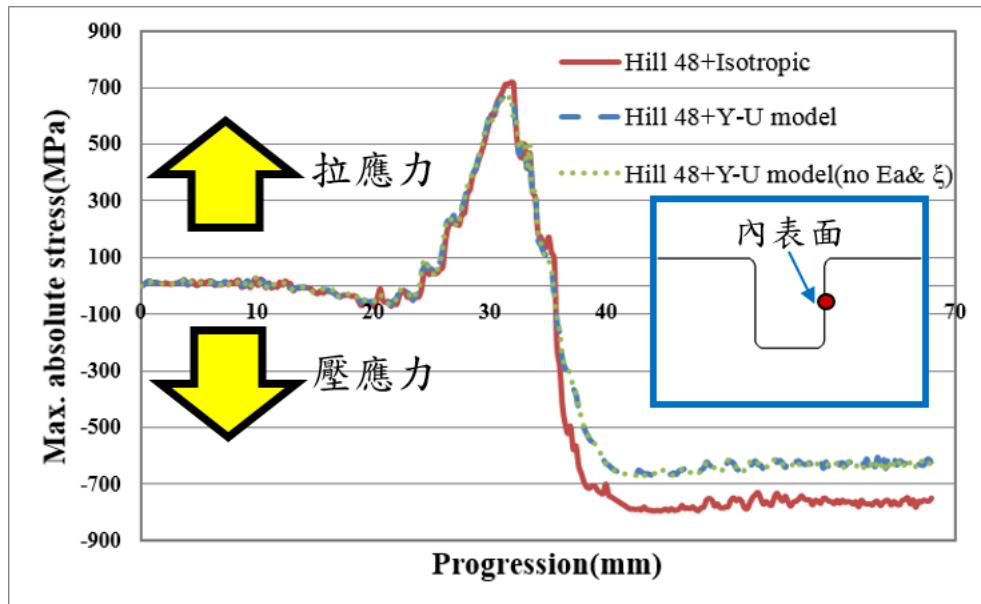


圖 2.50 U 形帽狀引伸成形側壁處之內表面於成形時板材受力情形

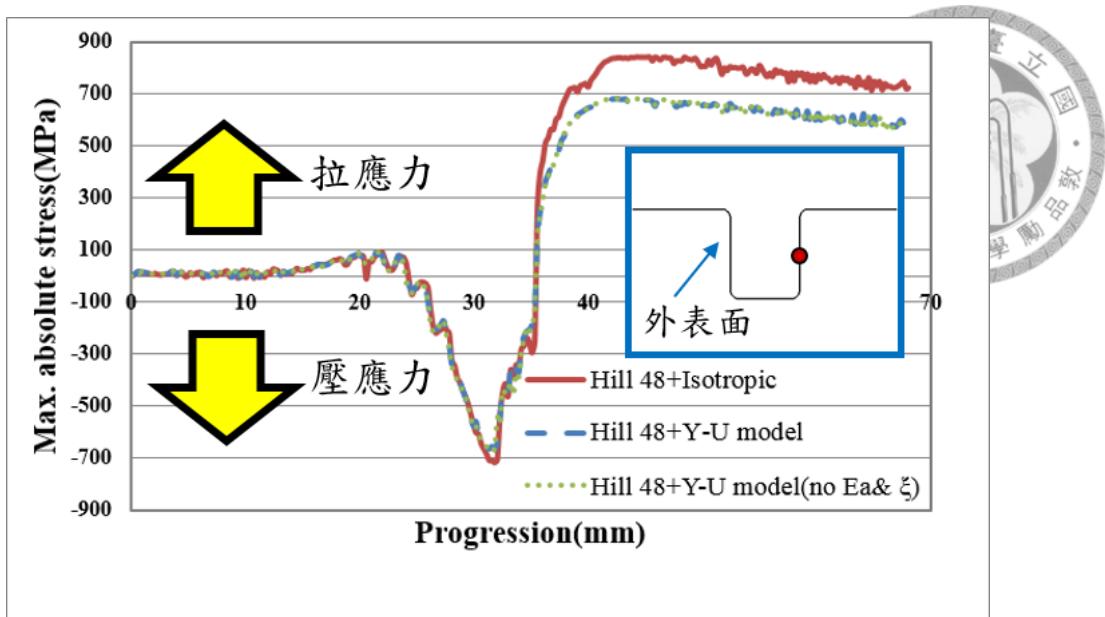


圖 2.51 U 形帽狀引伸成形側壁之外表面於成形時板材受力情形

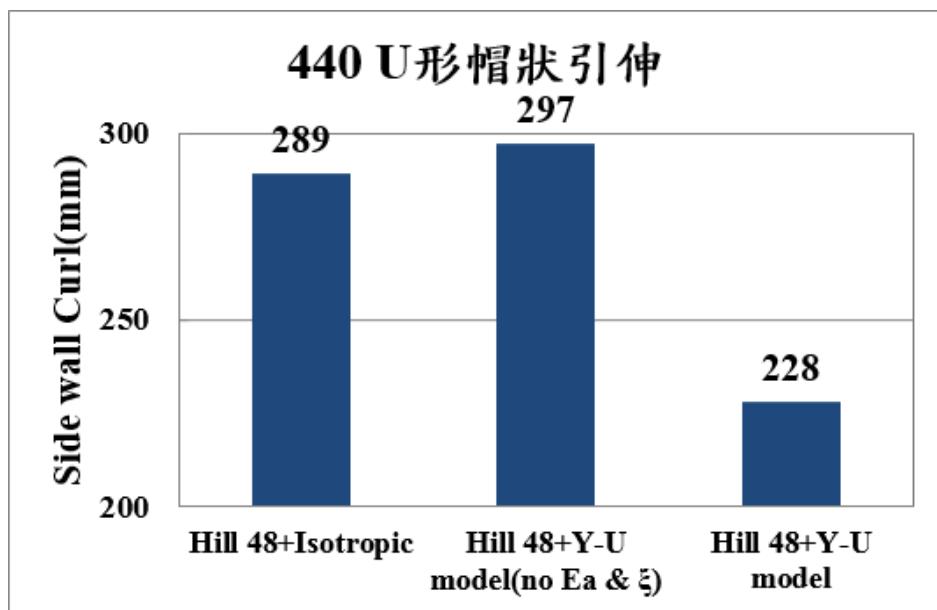


圖 2.52 440 級不考慮 Y-U 材料模型修正楊氏係數之回彈模擬結果



2.6 基礎載具不同材料模型之試驗驗證

在 2.4 節材料模型參數之建立中，將 440 級與 490 級高強度鋼板透過板材單軸拉伸、雙軸拉伸以及拉伸壓縮實驗，針對使用不同降伏準則以及加工硬化準則時，所需之材料參數進行建立，本小節將使用降伏準則 Hill 48、Hill 90 與 Barlat 91，搭配等向硬化準則以及混合型加工硬化準則之 Y-U 材料模型等六種材料模型，進行實際之 V 型彎曲成形試驗與 U 形帽狀引伸成形試驗，如圖 2.53 和圖 2.54 所示，其試驗結果將與模擬結果比對驗證。



圖 2.53 實際 V 型彎曲成形試驗



圖 2.54 實際 U 形帽狀引伸成形試驗

2.6.1 V 型彎曲成形試驗

上述六種材料模型經過材料參數之建立後，在模擬中以沖頭圓角 $R = 9\text{ mm}$ 之 V 型沖頭進行 V 型彎曲成形，並與實際 V 型彎曲試驗比對驗證。其中，以 V 型側壁外開量作為比對驗證之依據。

觀察圖 2.55 及圖 2.56 可知，使用 Y-U 材料模型之模擬結果，其準確率明顯高於使用等向性硬化準則之材料模型，其中又以 Hill 90 與 Barlat 91 最為準確。由此可知，雖然 V 型彎曲圓角處並無包辛格效應產生，但力量卸載時楊氏係數之修正可明顯提升回彈模擬之準確率。

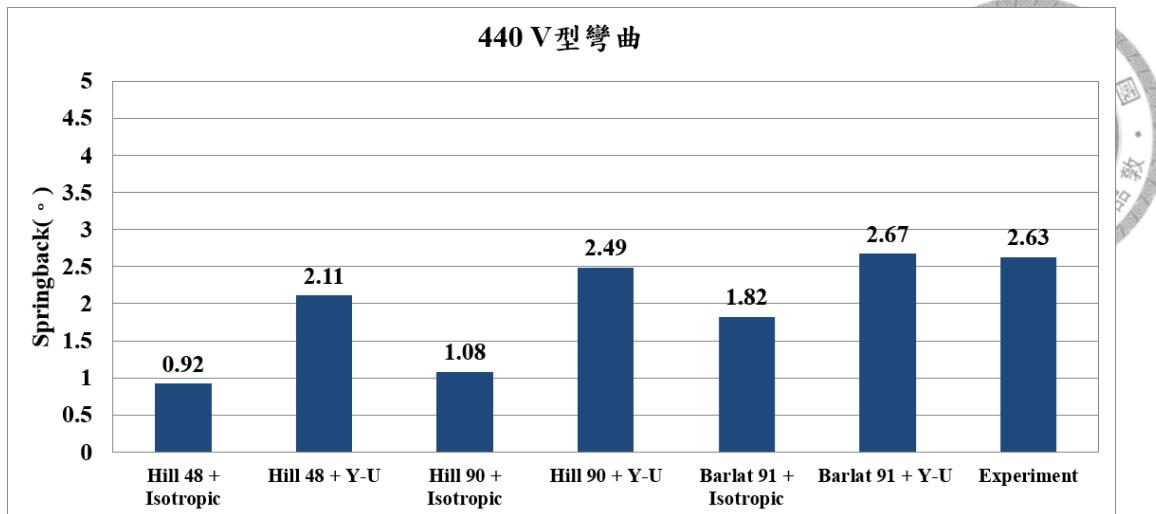


圖 2.55 440 級高強度鋼板於 V 型彎曲成形試驗與模擬之比較

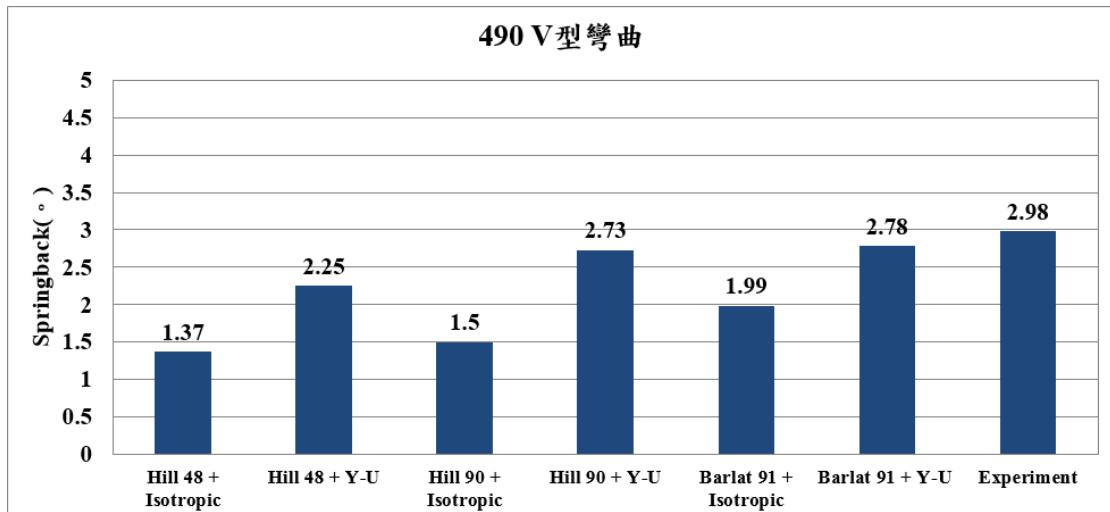


圖 2.56 490 級高強度鋼板於 V 型彎曲成形試驗與模擬之比較

2.6.2 U 形帽狀引伸成形試驗

上述六種材料模型經過材料參數之建立後，在模擬中以母模圓角 $R = 5\text{mm}$ 以及沖頭圓角 $R = 5\text{mm}$ 進行 U 形帽狀引伸成形，並與實際 U 形帽狀引伸成形試驗比對驗證。其中，以 U 形帽狀側壁捲曲之曲率半徑作為比對驗證之依據。



圖 2.57 與圖 2.58 為 U 形帽狀引伸成形試驗與模擬之比較，由圖可知，考慮包辛格效應之 Y-U 材料模型與等向硬化準則相比，其側壁捲曲之回彈模擬量測結果較為貼近實際試驗結果。

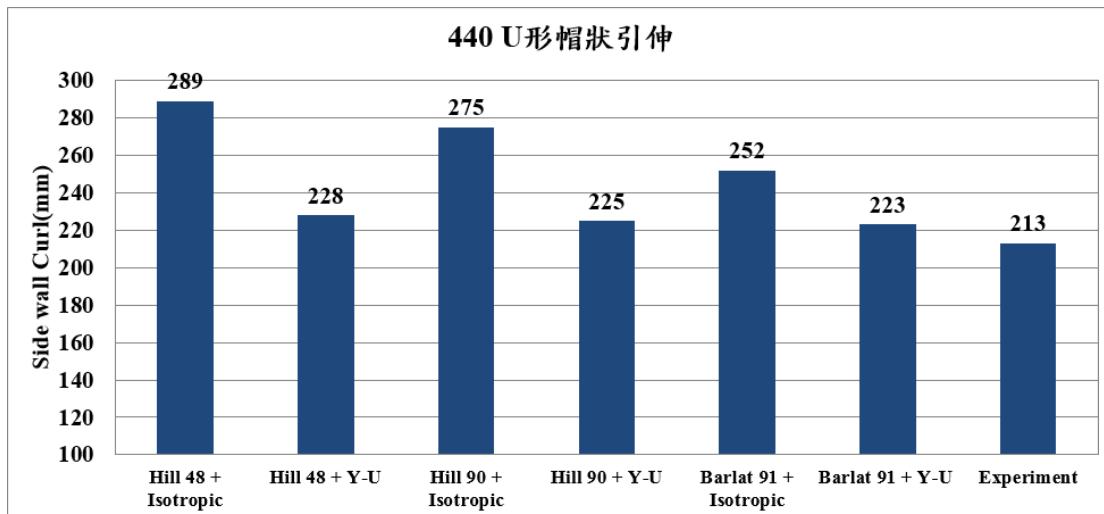


圖 2.57 440 級高強度鋼板於 U 形帽狀引伸成形試驗與模擬之比較

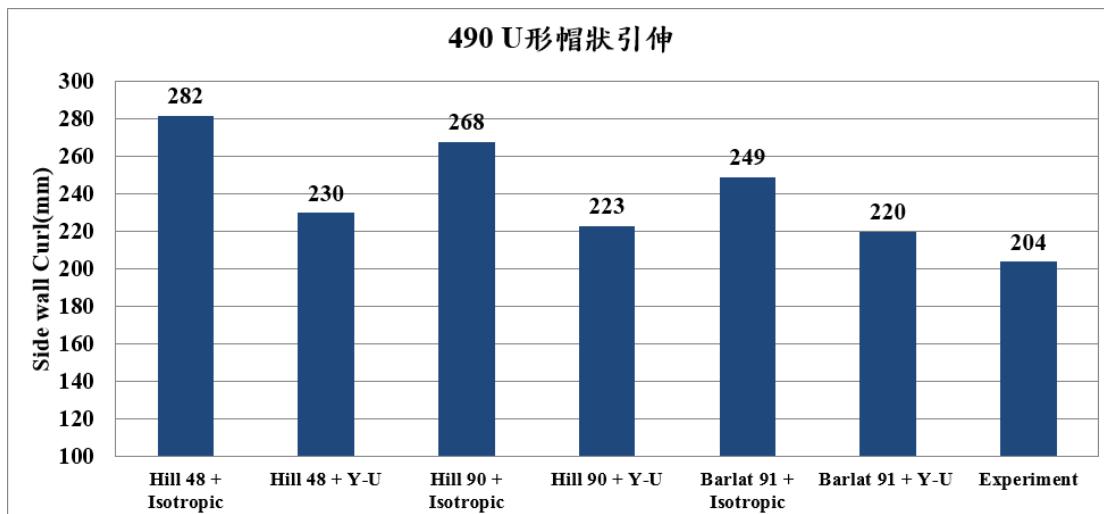


圖 2.58 490 級高強度鋼板於 U 形帽狀引伸成形試驗與模擬之比較

第3章 高強度鋼板之材料成形特性研究



由於高強度鋼板成形性低於一般低強度鋼板，故高強度保險桿於深引伸時，其破裂情況更加嚴重，使過去低強度保險桿之模具設計法則已無法完全套用於高強度保險桿之沖壓成形，故本章節首先針對研究載具之變形模式進行探討，進一步針對不同造型參數之影響性進行探討。

3.1 變形模式之探討

圖 3.1 為 440 級研究載具之初始成形模面以及各區域之板件變形模式示意圖，觀察圖 3.1 可知，中央、兩側區域、側壁端以及側壁小凹槽之板件大部分區域皆為引伸變形模式，而 U 形帽狀引伸成形之板件絕大部分變形模式亦為引伸變形，如圖 3.2 所示。因此，本章節將針對 U 形帽狀之造型參數與製程參數之壓料力對於減薄率與回彈現象之影響性進行探討，如圖 3.3 所示，而探討參數之範圍則如表 3.1 所示。

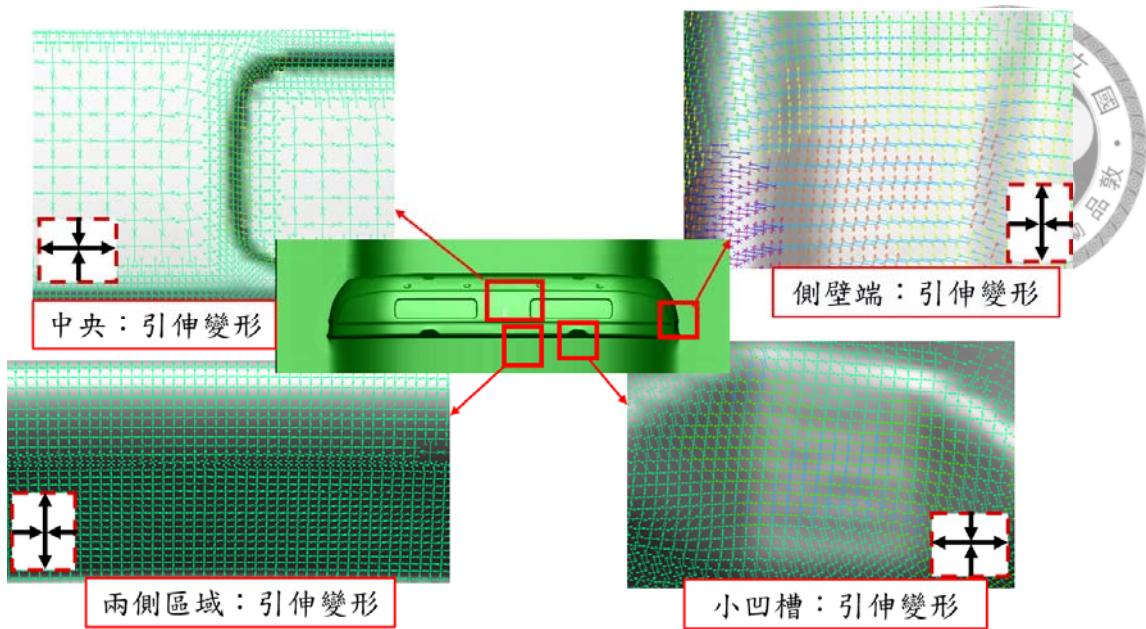


圖 3.1 研究載具板件成形後不同區域之變形模式

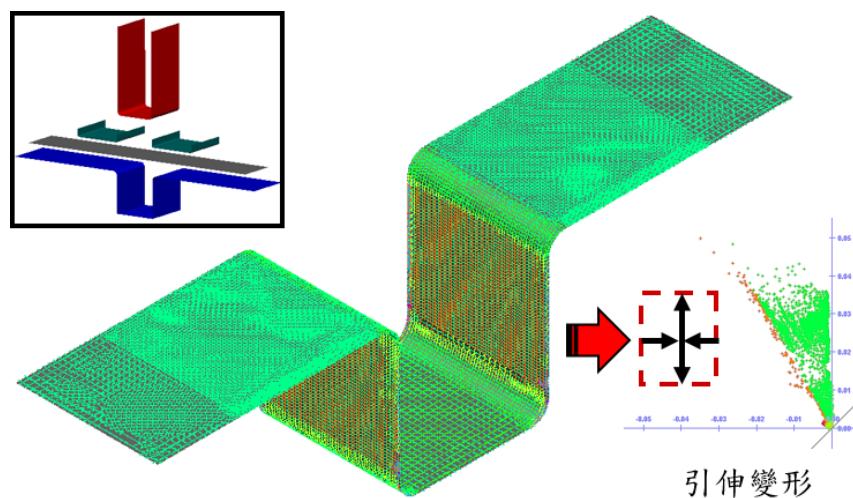


圖 3.2 U 形帽狀引伸成形板件之變形模式

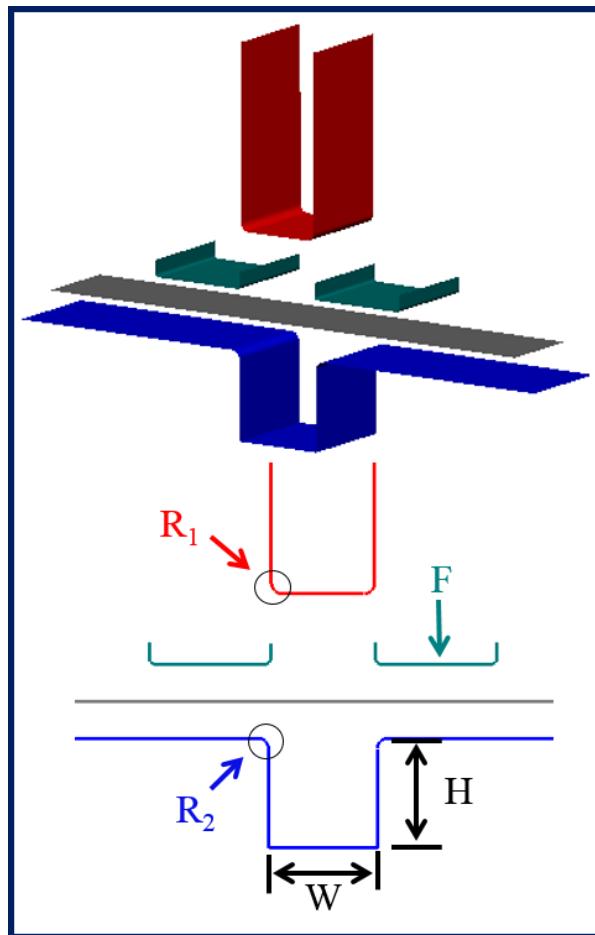


圖 3.3 U 形帽狀引伸成形不同造型參數示意

表 3.1 U 形帽狀引伸成形不同造型參數探討範圍

參數名稱	探討範圍
引伸比 H/W	1、1.2、1.4
Punch圓角 R_1	1、5、9 (mm)
Die圓角 R_2	1、5、9 (mm)
壓料力 F	20、30、40 (kN)



3.2 U 形帽狀造型參數對於引伸成形之影響

本節將針對 U 形帽狀之不同造型參數與製程參數之壓料力對於板材成形後之減薄率與回彈現象之影響，造型參數包括引伸比、Punch 圓角、Die 圓角等三項造型參數，分別進行探討與分析。其中，分析時所使用之材料為 440 級高強度鋼板。

3.2.1 引伸比對於減薄率以及回彈現象之影響

圖 3.4 為造型參數引伸比之示意圖，本小節首先探討造型參數中之不同引伸比並進行模擬，如表 3.2 所示，將其模擬結果針對板件成形後之減薄率以及回彈現象進行比較。

在減薄率方面，由圖 3.5 板材於不同引伸比情況下之最大減薄率可知，引伸比對於減薄率之影響甚微；觀察圖 3.6 之不同引分比減薄率分佈圖可知，最大減薄率發生之位置均相同，並以引伸比為 1 之側壁區域為基準(紅色虛線區域)可知，不同引分比減薄率分佈均相同。

而在回彈現象方面，觀察圖 3.7 不同引伸比之側壁捲曲現象截面圖可發現，其回彈現象之側壁捲曲三者幾乎完全疊合；而圖 3.8 則為不同引伸比之側壁捲曲量測結果，由圖可知，引伸比對於側壁捲曲並無明顯影響。

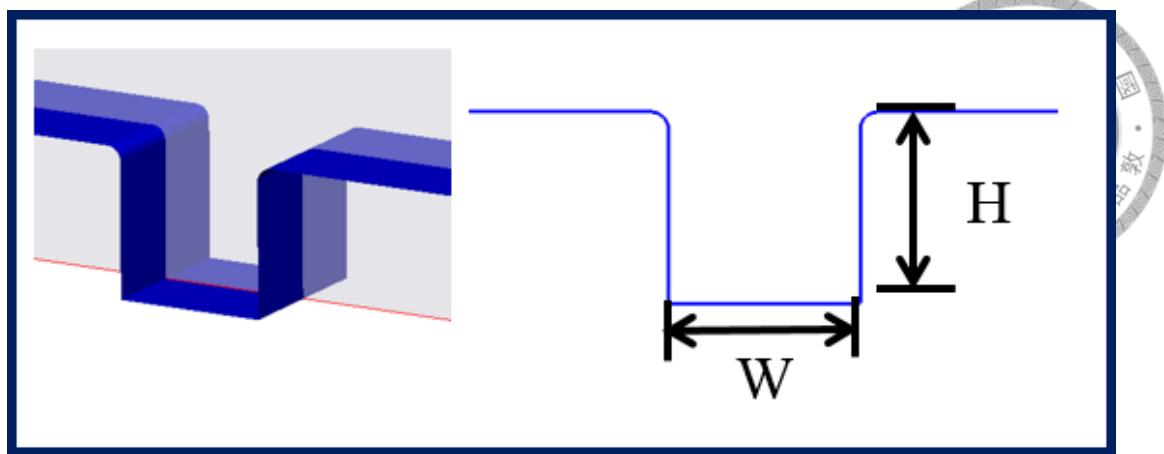


圖 3.4 造型參數引伸比之示意圖

表 3.2 探討引伸比之造型參數表

參數名稱	探討範圍
引伸比 H/W	1、1.2、1.4
Punch 圓角 R_1	5 (mm)
Die 圓角 R_2	5 (mm)
壓料力 F	30 (kN)
模具間隙	1.1 (Blank)

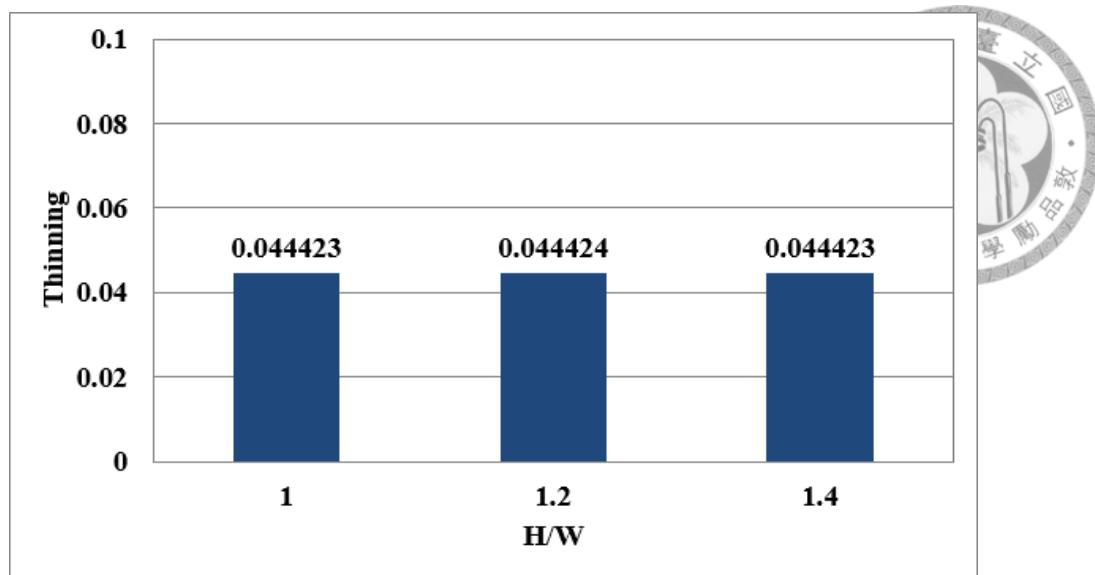


圖 3.5 不同引伸比之最大減薄率

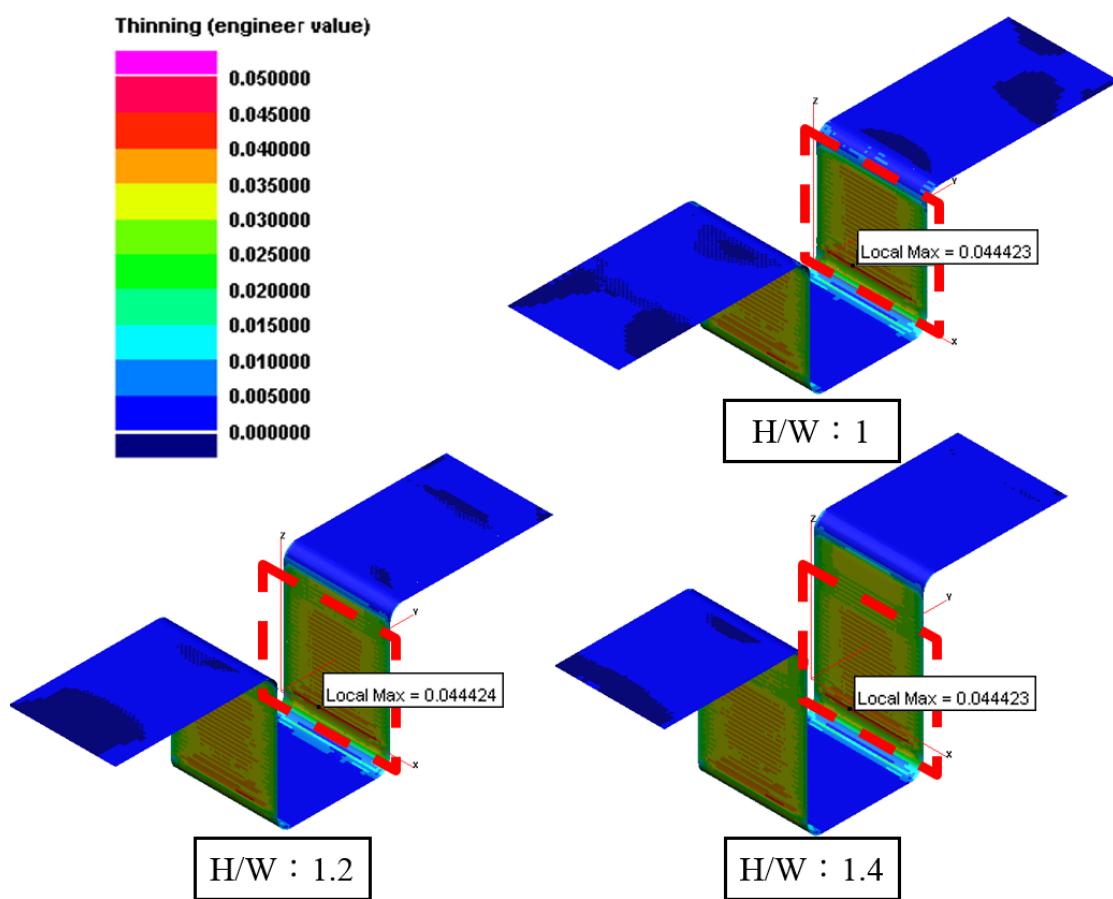


圖 3.6 不同引伸比之減薄率分佈圖

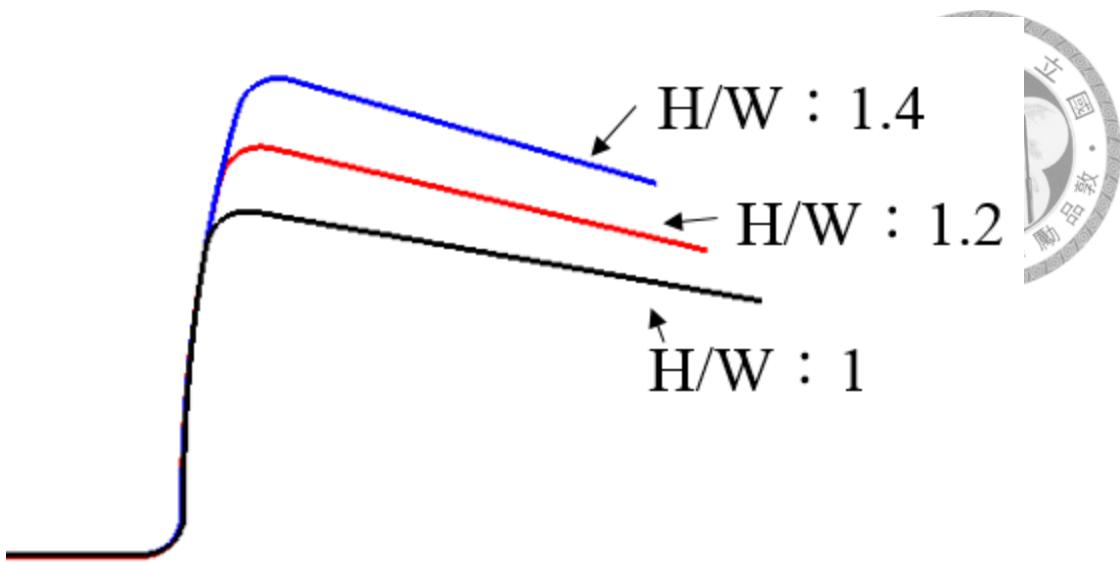


圖 3.7 不同引伸比之側壁捲曲現象截面圖

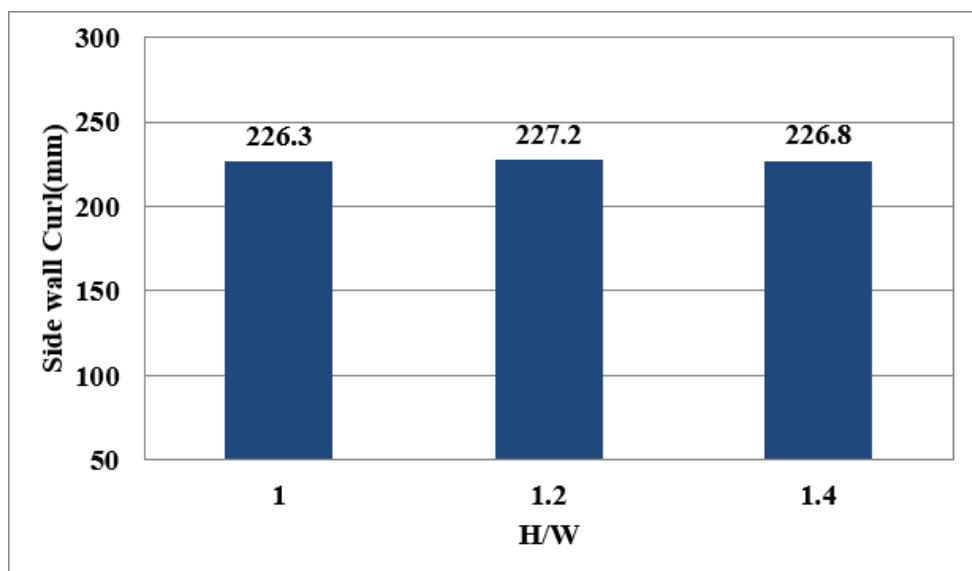


圖 3.8 不同引伸比之側壁捲曲量測結果



3.2.2 Punch 圓角對於減薄率以及回彈現象之影響

圖 3.9 為造型參數 Punch 圓角 R_1 之示意圖，本小節將針對不同 Punch 圓角 R_1 進行探討，如表 3.3 所示，並將其模擬結果針對板件成形後之減薄率以及回彈現象進行比較。

在減薄率方面，圖 3.10 為板材於不同 Punch 圓角情況下之最大減薄率，由圖可知，Punch 圓角愈大，其減薄率愈低；觀察圖 3.11 之不同 Punch 圓角減薄率分佈圖可知，隨著 Punch 圓角增加，其最大減薄率產生位置高度亦為增加趨勢。

而在回彈現象方面，圖 3.12 為不同 Punch 圓角之側壁捲曲現象截面圖，觀察發現，其回彈現象之側壁捲曲看似 Punch 圓角愈小其回彈現象愈不明顯，但透過圖 3.13 之量測結果可知，其側壁捲曲之曲率半徑非常接近，故可知 Punch 圓角主要是影響回彈現象之側壁外開，而對於側壁捲曲無明顯影響。

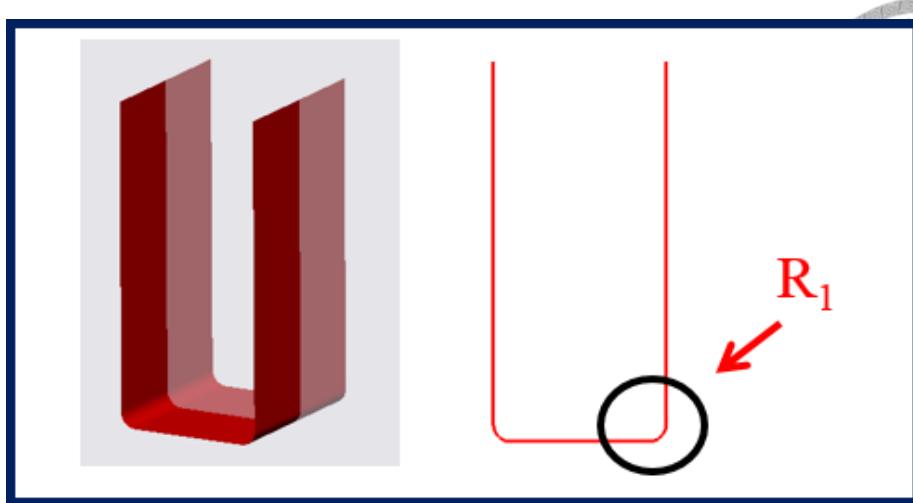


圖 3.9 造型參數 Punch 圓角 R1 之示意圖

表 3.3 探討 Punch 圓角 R1 之造型參數表

參數名稱	探討範圍
引伸比 H/W	1
Punch圓角 R ₁	1、5、9 (mm)
Die圓角 R ₂	5 (mm)
壓料力 F	30 (kN)
模具間隙	1.1 (Blank)

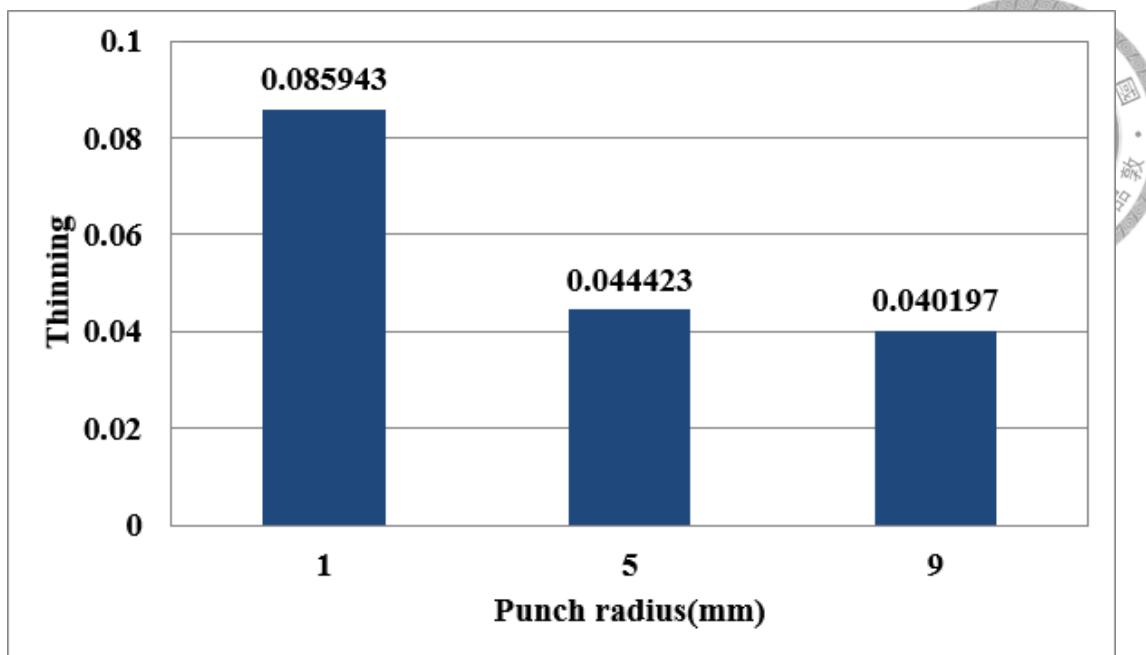


圖 3.10 不同 Punch 圓角之最大減薄率

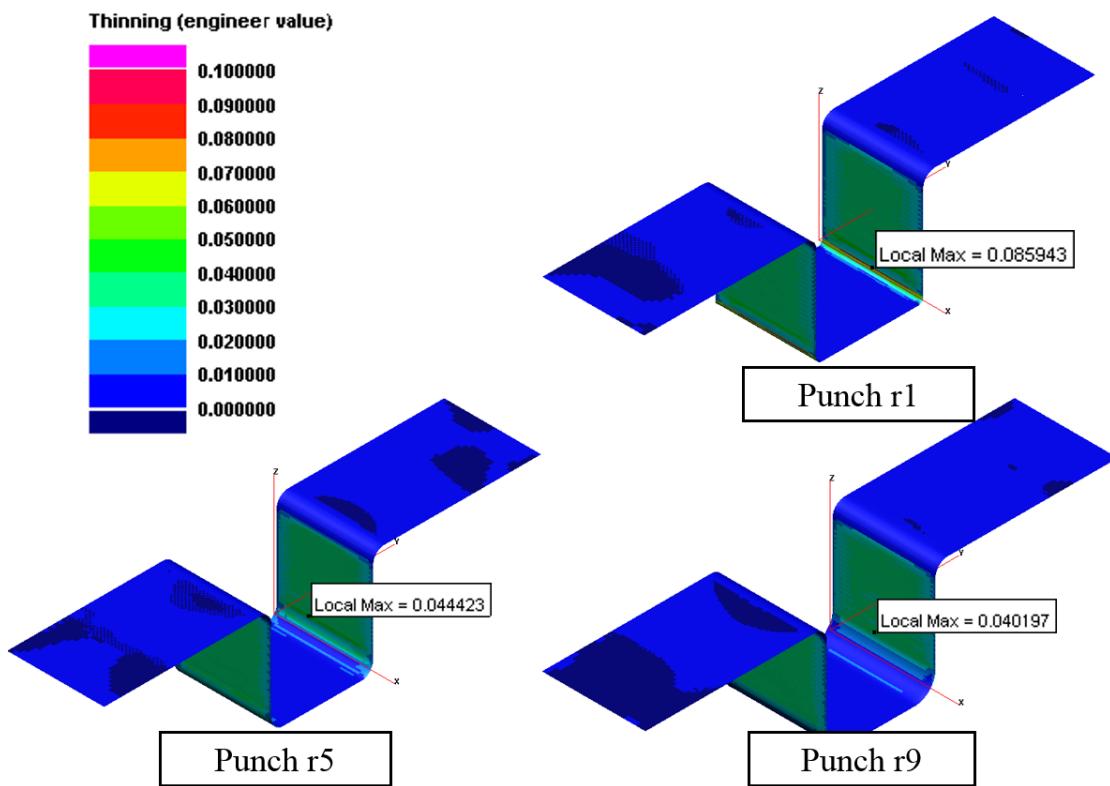


圖 3.11 不同 Punch 圓角之減薄率分佈圖

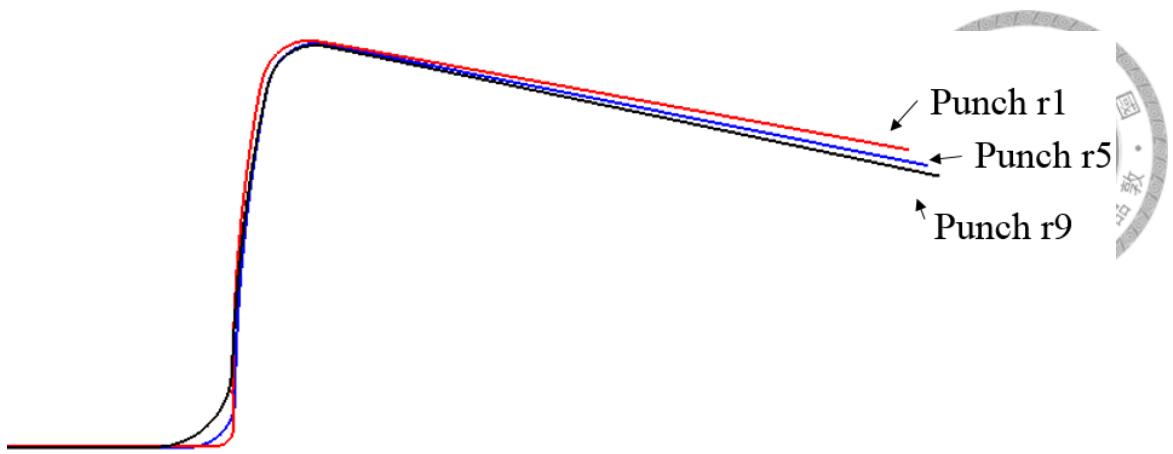


圖 3.12 不同 Punch 圓角之側壁捲曲現象截面圖

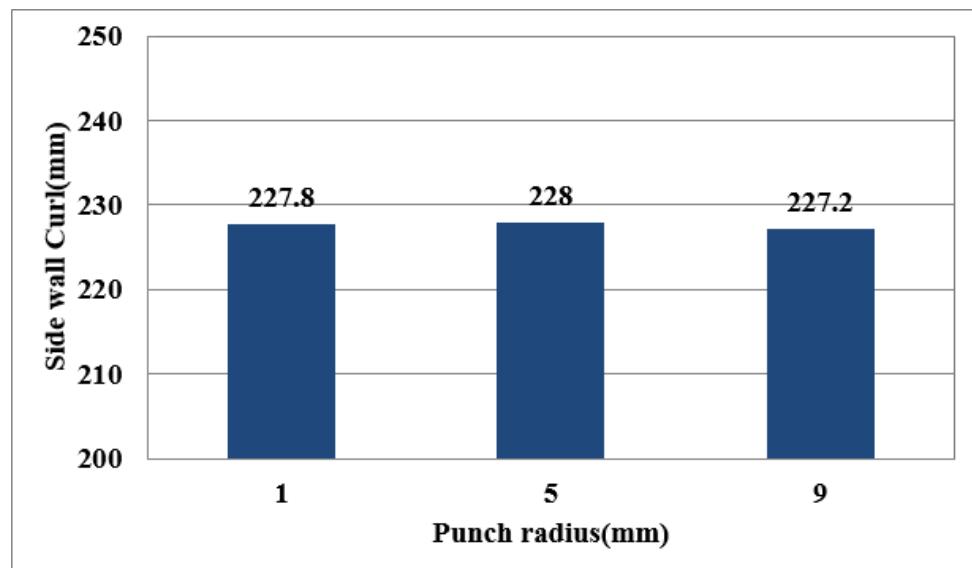


圖 3.13 不同 Punch 圓角之側壁捲曲量測結果



3.2.3 Die 圓角對於減薄率以及回彈現象之影響

本小節將探討造型參數中之不同 Die 圓角，圖 3.14 造型參數 Die 圓角 R_2 之示意圖。探討 Die 圓角時，其他造型參數之設定如表 3.4 所示，並將其模擬結果針對板件成形後之減薄率以及回彈現象進行比較。

在減薄率方面，由圖 3.15 板材於不同 Die 圓角情況下之最大減薄率發現，Die 圓角為 1 時，減薄率急遽上升至接近 40%。由此可知，Die 圓角愈小時，對於減薄率影響愈大；觀察圖 3.16 之不同 Die 圓角減薄率分佈圖可知，在相同顯示比例下，相對於 Die 圓角為 1，在 Die 圓角為 5 和 9 時，三者減薄率分佈差異過大，使 Die 圓角為 5 和 9 之減薄率模擬結果均位於同一顏色區間。

而在回彈現象方面，圖 3.17 不同 Die 圓角之側壁捲曲現象截面圖，由圖中可發現較為特別之現象，在 Die 圓角由 5 上升至 9 時，其側壁捲曲現象趨於不明顯；而 Die 圓角由 5 下降至 1 時，其側壁捲曲雖同樣趨於不明顯，但側壁捲曲之方向卻是剛好相反。觀察圖 3.18 和圖 3.19 板件成形後之應力分佈，由圖可知，Die 圓角 $R_2=9$ 時，外表面為拉應力，內表面為壓應力，與 Die 圓角 $R_2=5$ 為相同情形；而 Die 圓角 $R_2=1$ 時，卻是完全相反，外表面為壓應力，內表面為拉應力，導致兩者之側壁捲曲方向相反；透過觀察不同 Die 圓角成形時內

外表面板材受力情形可知，Die 圓角 $R_2 = 1$ 時板材產生包辛格效應後再次受到反向應力，使其成形後之應力分佈與 Die 圓角 $R_2 = 9$ 完全相反，如圖 3.20 和圖 3.21 所示。

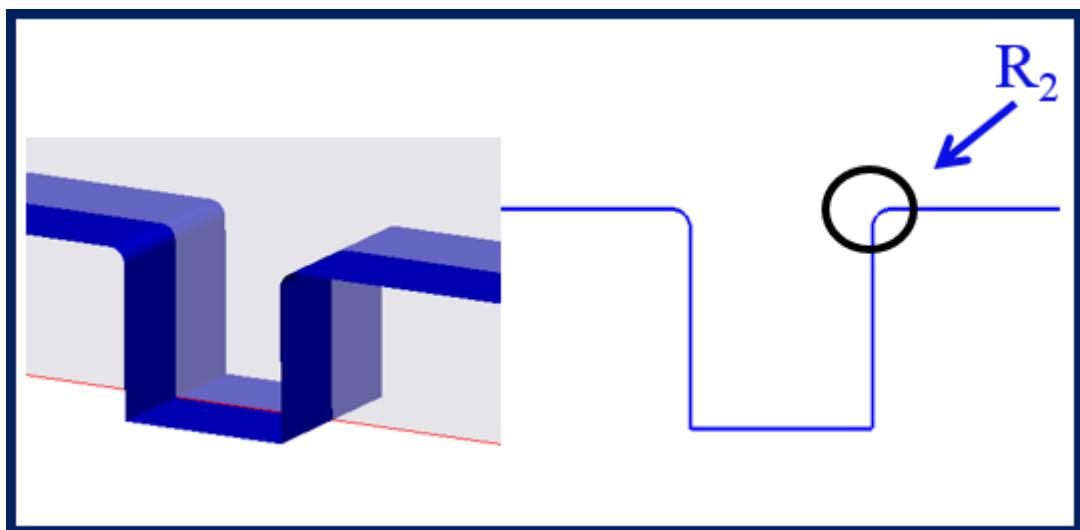


圖 3.14 造型參數 Die 圓角 R_2 之示意圖

表 3.4 探討 Die 圓角 R_2 之造型參數表

參數名稱	探討範圍
引伸比 H/W	1
Punch圓角 R_1	5 (mm)
Die圓角 R_2	1、5、9 (mm)
壓料力 F	30 (kN)
模具間隙	1.1 (Blank)

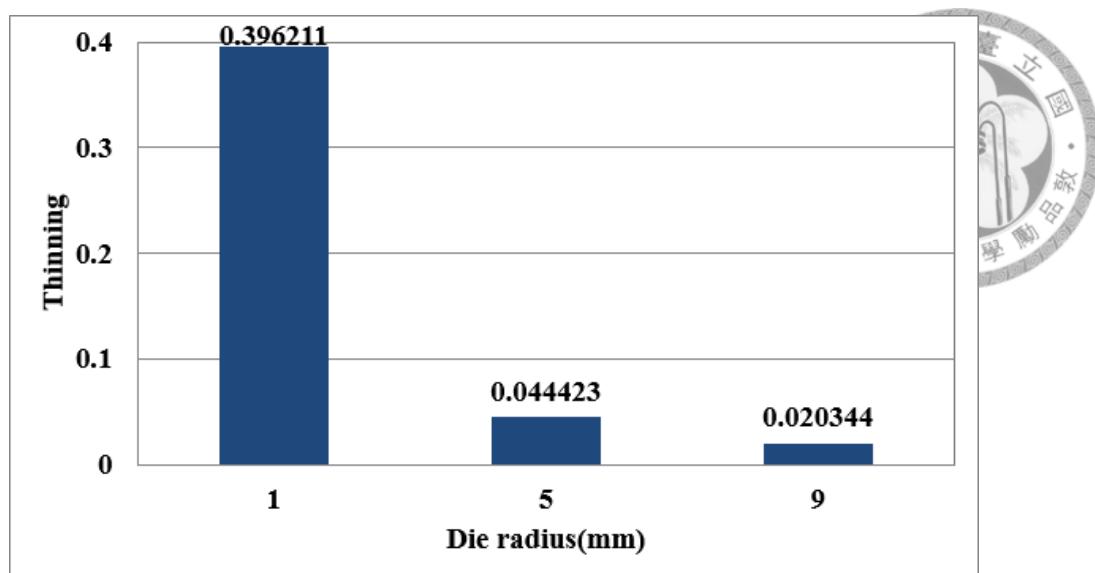


圖 3.15 不同 Die 圓角之最大減薄率

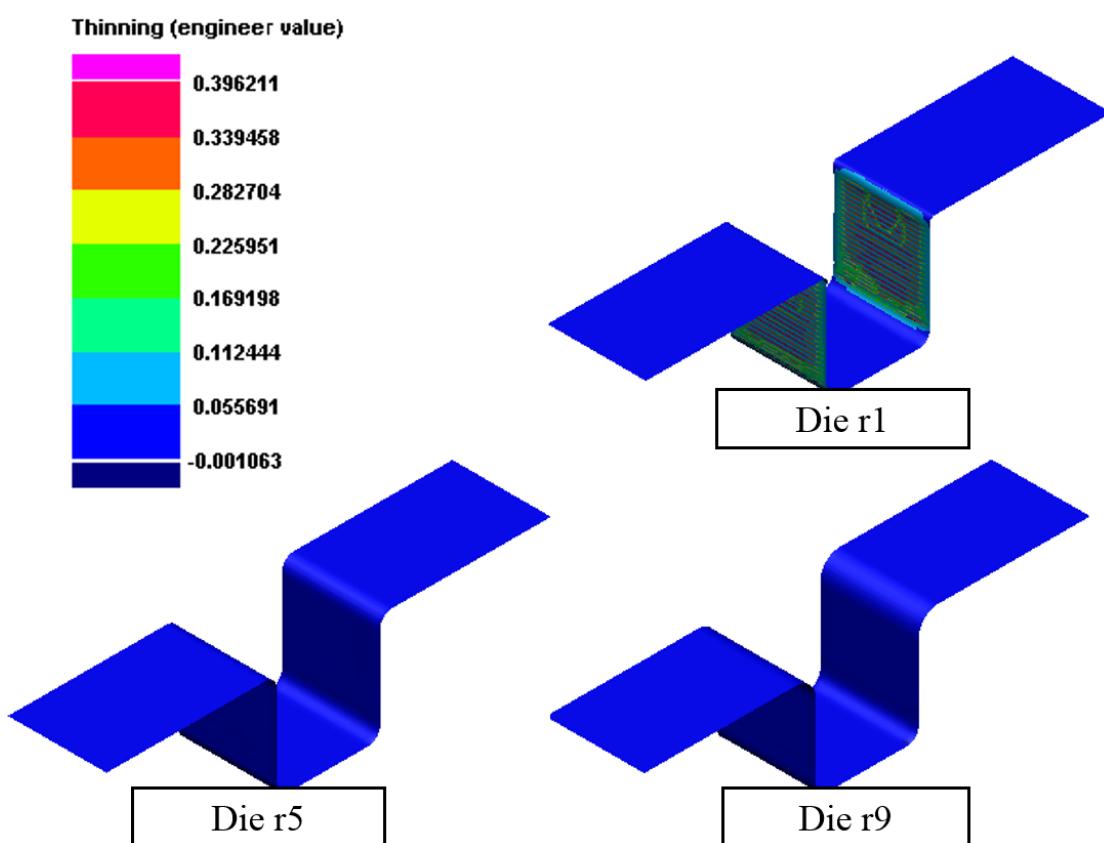


圖 3.16 不同 Die 圓角之減薄率分佈圖

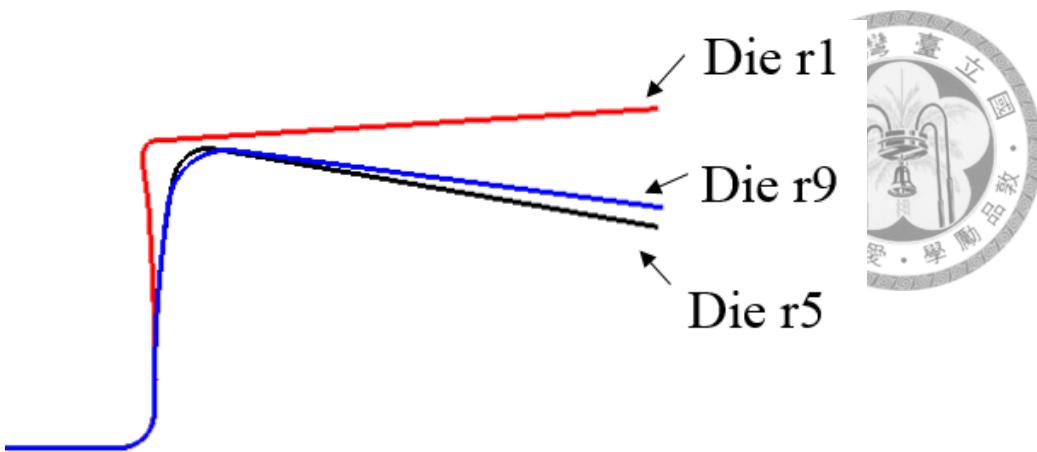


圖 3.17 不同 Die 圓角之側壁捲曲現象截面圖

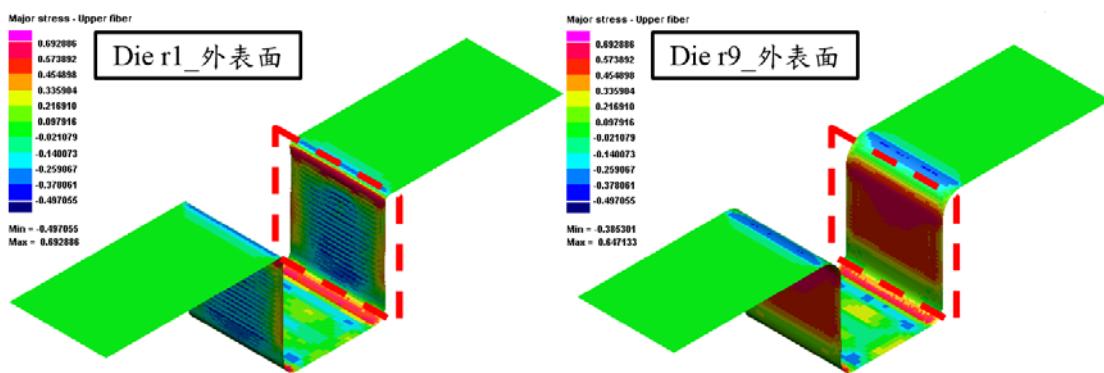


圖 3.18 不同 Die 圓角成形後之外表面應力分佈

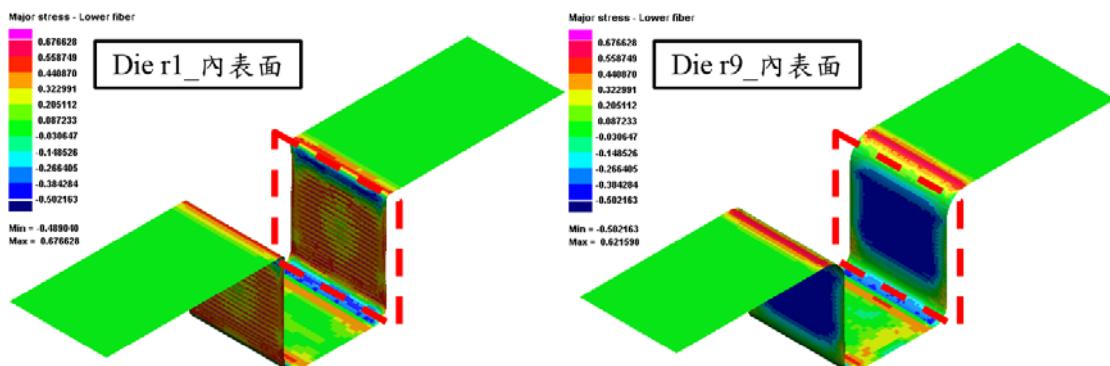


圖 3.19 不同 Die 圓角成形後之內表面應力分佈

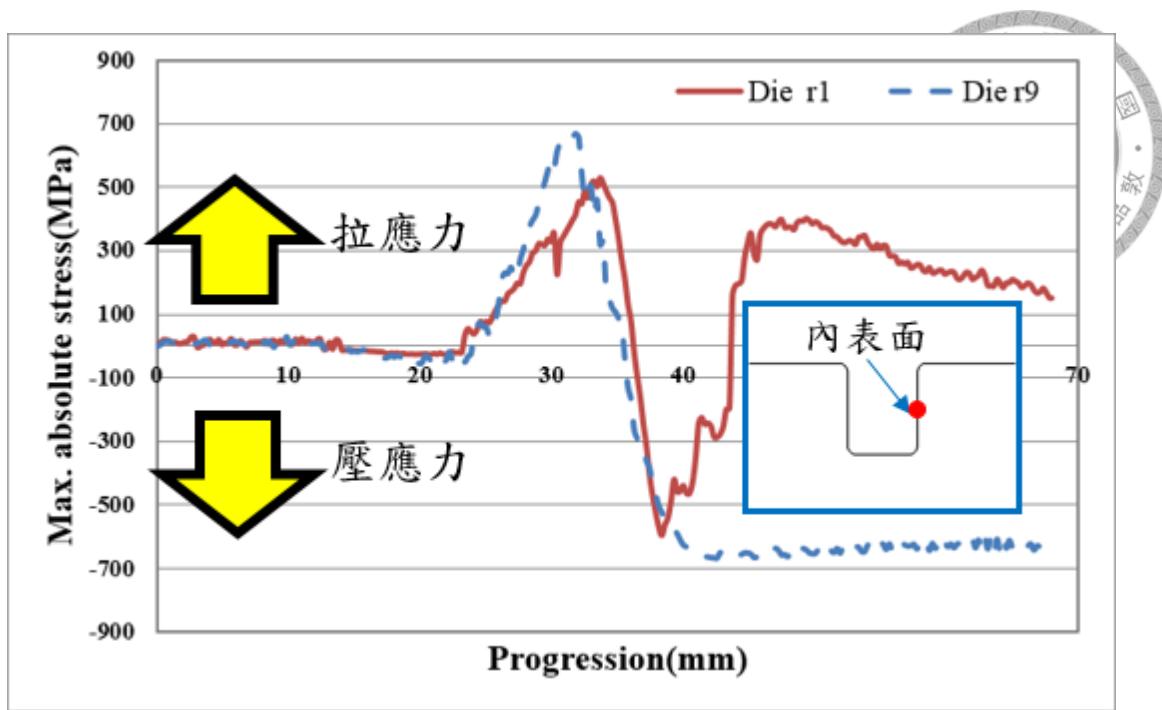


圖 3.20 不同 Die 圓角成形時內表面板材受力情形

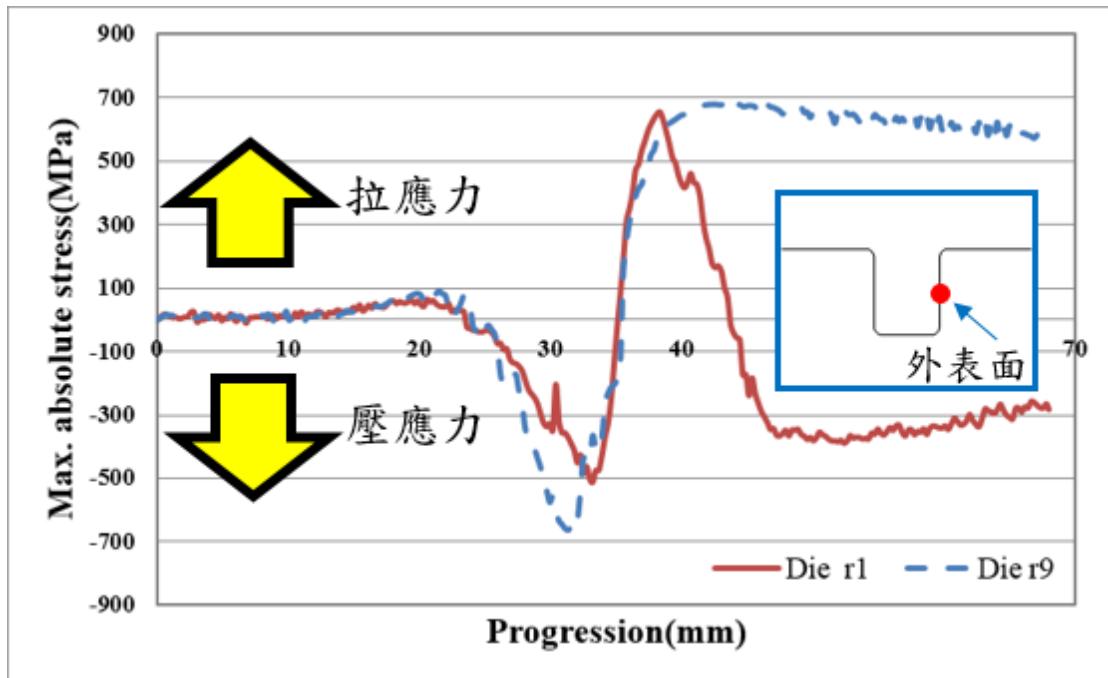


圖 3.21 不同 Die 圓角成形時外表面板材受力情形



3.2.4 壓料力對於減薄率以及回彈現象之影響

本小節將針對不同壓料力進行探討，如圖 2.25 與表 3.5 所示，並將其模擬結果針對板件成形後之減薄率以及回彈現象進行比較。

在減薄率方面，圖 3.23 為板材於不同壓料力情況下之最大減薄率，由圖可知，壓料力愈大，其減薄率愈高；觀察圖 3.24 中不同壓料力減薄率分佈圖可知，隨著壓料力增加，使其側壁減薄率上升，且最大減薄率產生位置不變。

而在回彈現象方面，圖 3.25 為不同壓料力之側壁捲曲現象截面圖，觀察可發現，其側壁捲曲隨著壓料力上升更為明顯，並透過圖 3.26 之量測結果可知，其側壁捲曲之曲率半徑隨壓料力上升而略微下降，故可知壓料力增加，而使其側壁捲曲更為明顯。

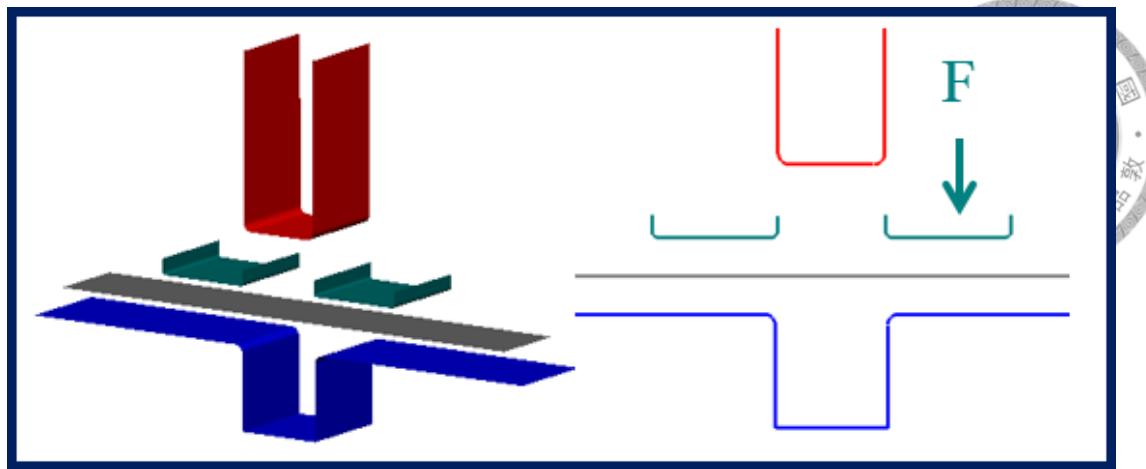


圖 3.22 製程參數壓料力之示意圖

表 3.5 探討壓料力之造型參數表

參數名稱	探討範圍
引伸比 H/W	1
Punch圓角 R_1	5 (mm)
Die圓角 R_2	5 (mm)
壓料力 F	20、30、40 (kN)
模具間隙	1.1 (Blank)

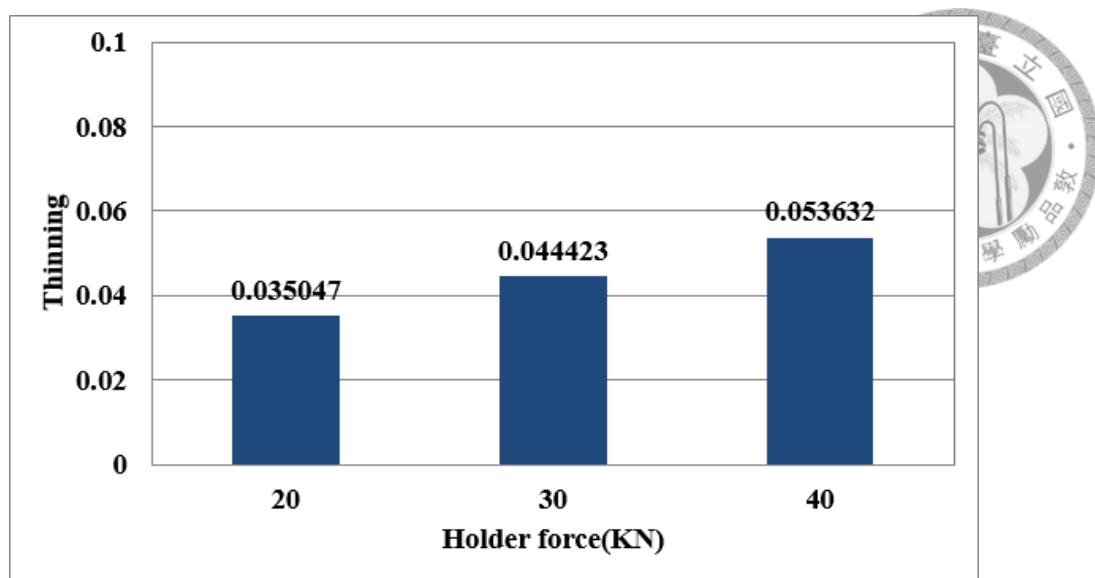


圖 3.23 不同壓料力之最大減薄率

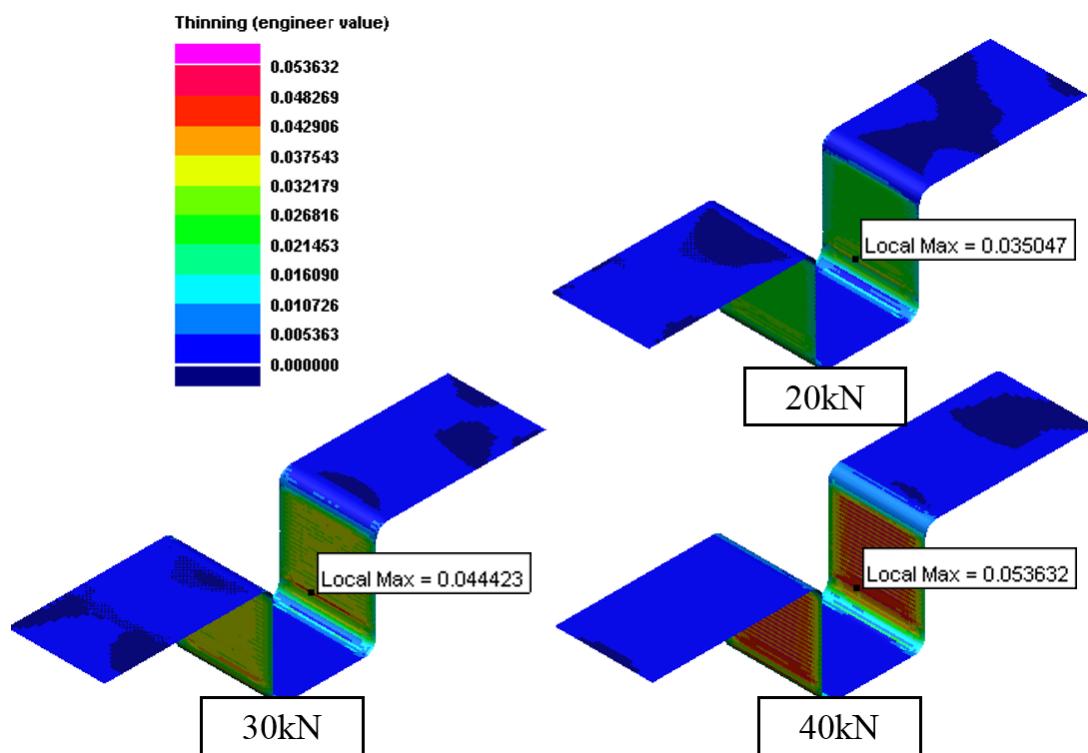


圖 3.24 不同壓料力之減薄率分佈圖



圖 3.25 不同壓料力之側壁捲曲截面圖

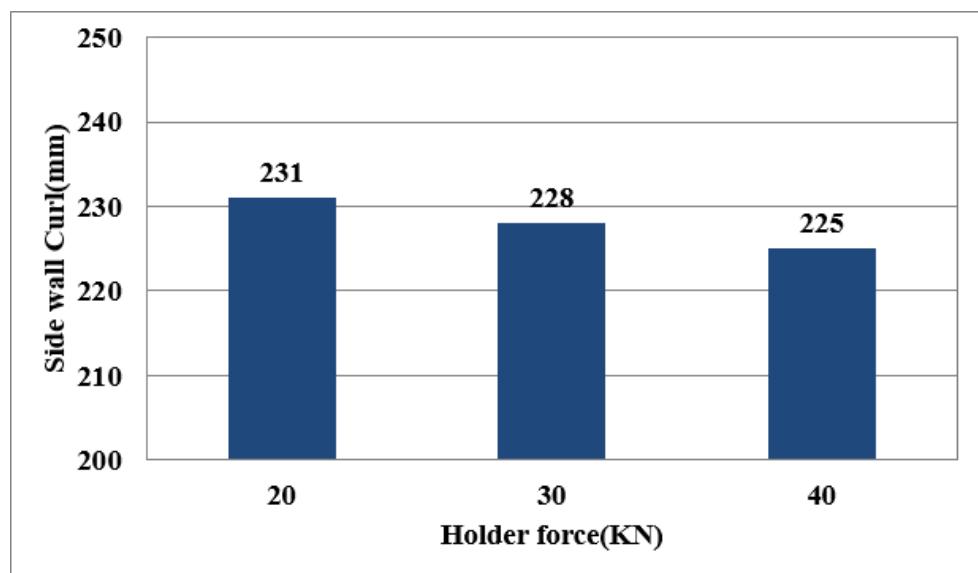


圖 3.26 不同壓料力之側壁捲曲量測結果



3.3 U 形帽狀引伸成形實驗驗證

綜合上述分析可知，於 Die 圓角 $R_2 = 1$ 時，將有相當高之減薄率產生，同時其側壁捲曲現象亦有別於其他分析結果，故在此將針對 Die 圓角 $R_2 = 1$ 與 9 時進行實際 U 形帽狀引伸成形之實驗驗證，分別針對厚度以及側壁捲曲之曲率半徑比對驗證。

由 2.6 節之分析結果可知，使用考慮包辛格效應之材料模型有較高之準確率，故在此將分別使用降伏準則 Hill 48、Hill 90 與 Barlat 91 搭配 Y-U 材料模型等三種材料模型模擬不同 Die 圓角 R_2 之情形，並與實驗值進行比較。

觀察圖 3.27 和圖 3.28 可知，初步於模擬截面圖與實驗結果有一定之相似度。圖為厚度量測點位置，觀察圖 3.30 與圖 3.31 厚度量測結果可知，在 Die 圓角 $R_2 = 1$ 時，Hill 48+Y-U 材料模型厚度準確率略低；Die 圓角 $R_2 = 9$ 時，三種材料模型差異不大。由圖 3.32 和圖 3.33 之側壁捲曲量測結果比較可知，使用 Barlat 91+Y-U 材料模型之回彈準確率最高，Hill 90+Y-U 材料模型次之。

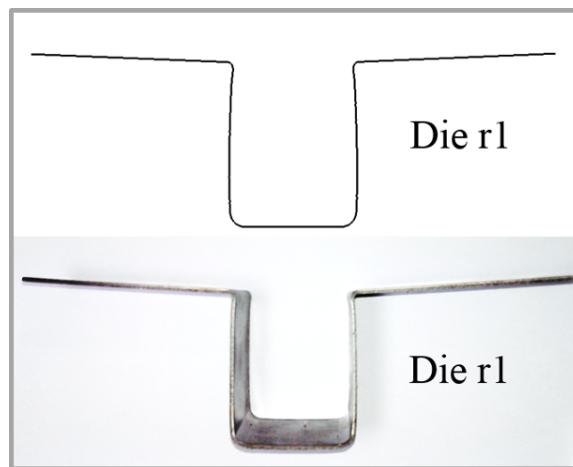


圖 3.27 U 形帽狀引伸成形 Die 圓角 $R_2=1$ 之實驗與模擬成果

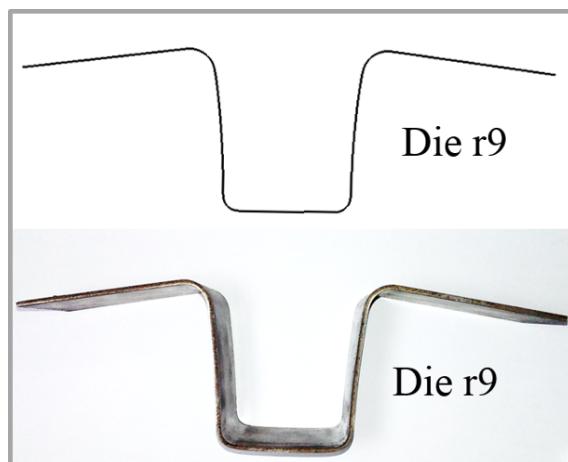


圖 3.28 U 形帽狀引伸成形 Die 圓角 $R_2=9$ 之實驗與模擬成果

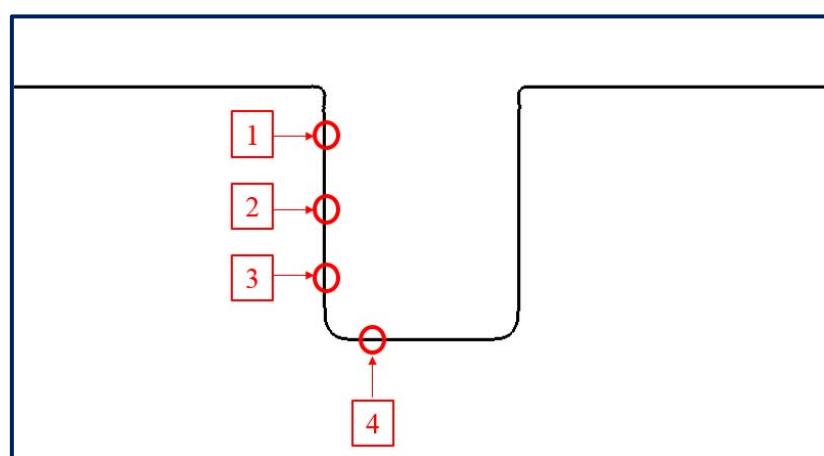


圖 3.29 厚度量測位置示意圖

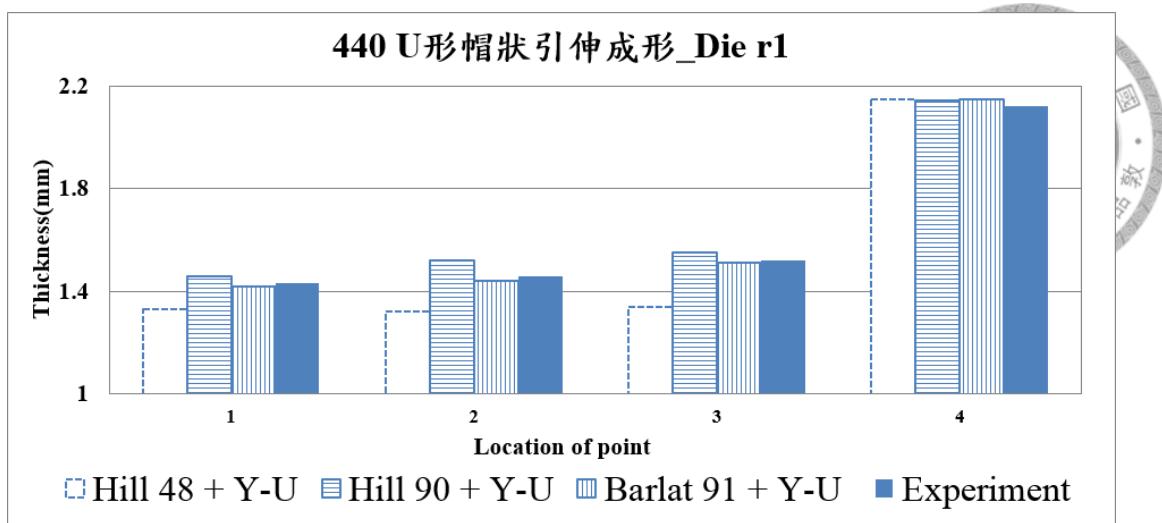


圖 3.30 U 形帽狀引伸成形 Die 圓角 $R_2 = 1$ 之厚度比較結果

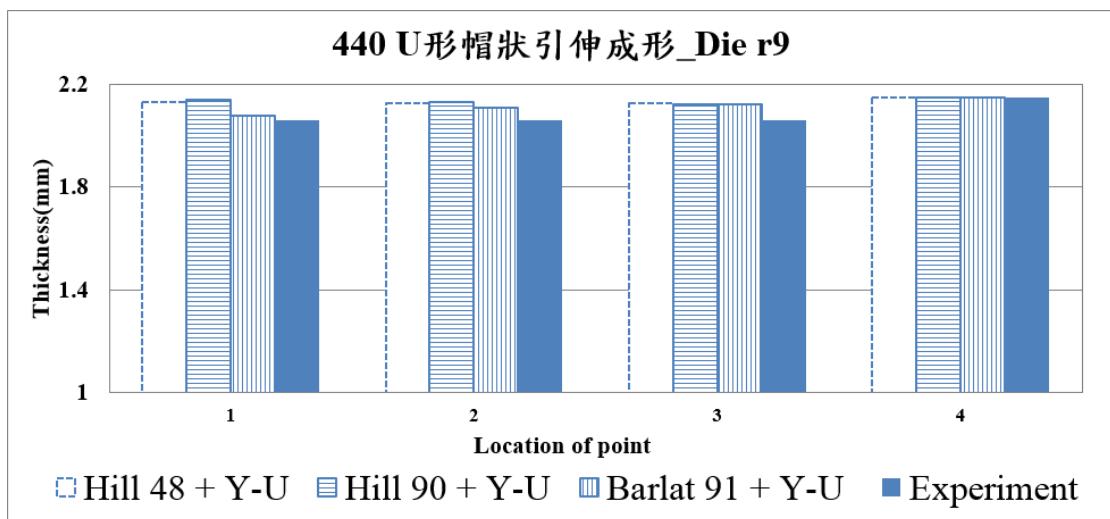


圖 3.31 U 形帽狀引伸成形 Die 圓角 $R_2 = 9$ 之厚度比較結果

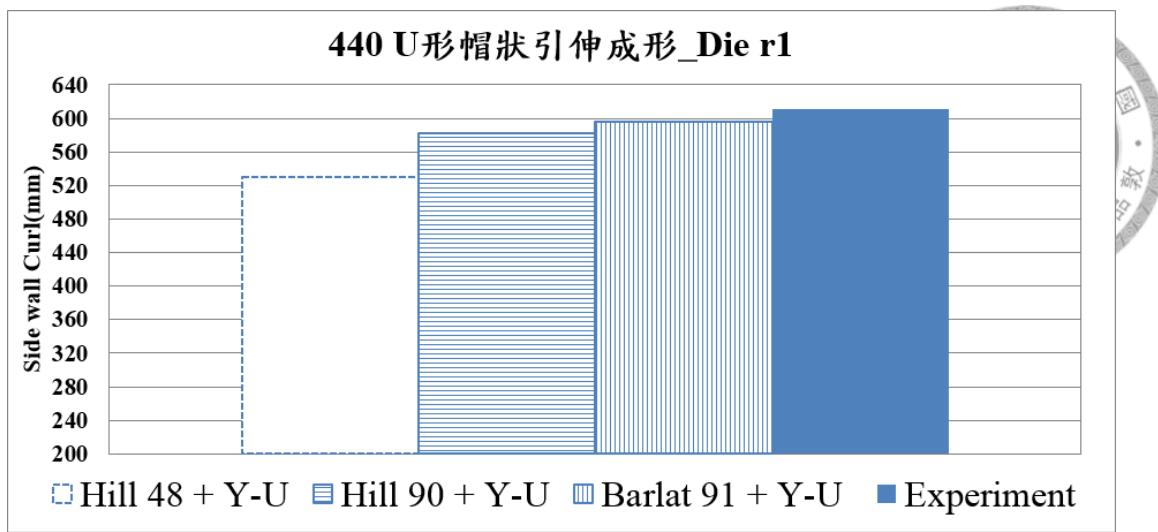


圖 3.32 U 形帽狀引伸成形 Die 圓角 $R_2 = 1$ 之側壁捲曲

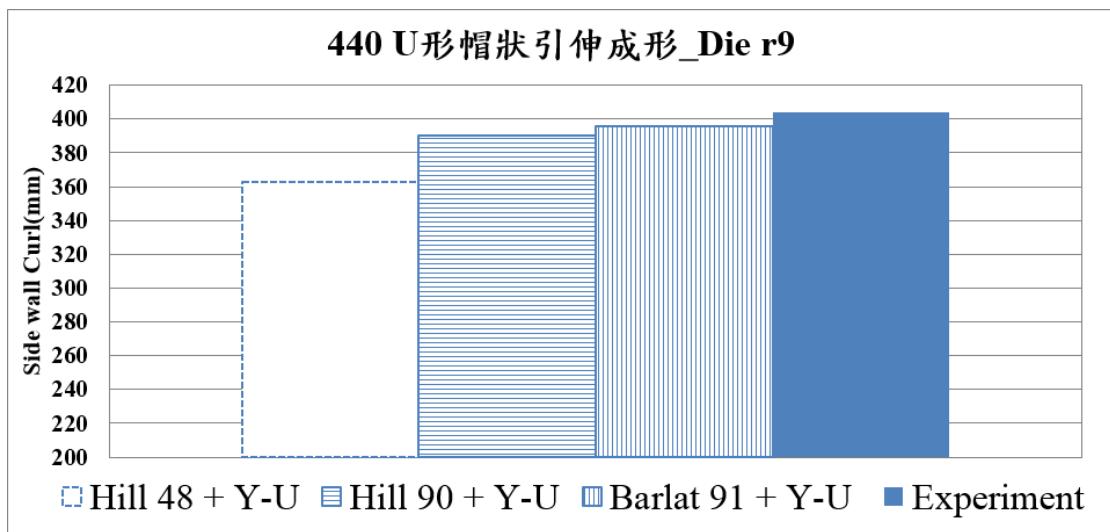


圖 3.33 U 形帽狀引伸成形 Die 圓角 $R_2 = 9$ 之側壁捲曲

第4章 保險桿特徵造型與餘肉造型之歸納與分析



當高強度鋼板作為保險桿沖壓成形材料時，加上保險桿本身複雜之圓角造型和高引伸深度，將使破裂與皺褶缺陷更容易產生。然而若藉由一般製程參數，例如：壓料力、模具間隙以及板材尺寸等調整，其所能減少破裂以及皺褶成形缺陷之效果有限，最終仍需仰賴模面餘肉造型設計，才能真正解決成形缺陷之根本問題。因此，本研究重要項目之一，即係以科學化方式將影響保險桿成形性之餘肉造型加以分析、整理與歸納，並選擇較具代表性之載具，探討各餘肉造型對高強度保險桿沖壓成形性之影響。

4.1 保險桿特徵造型之歸納

針對 440 級研究載具進行保險桿特徵造型之歸納，根據各邊界區域做分類，分為上緣、下緣、中央區域及側邊，如圖 4.1 所示。觀察圖 4.2 可知，440 級研究載具高強度保險桿各區域特徵造型之歸納結果分別為，上緣：凹槽造型、下緣：凹槽造型、中央區域：方形溝槽造型及側邊：平順曲線造型。而後續針對不同保險桿餘肉造型歸納時，首先將其特徵造型進行歸納。

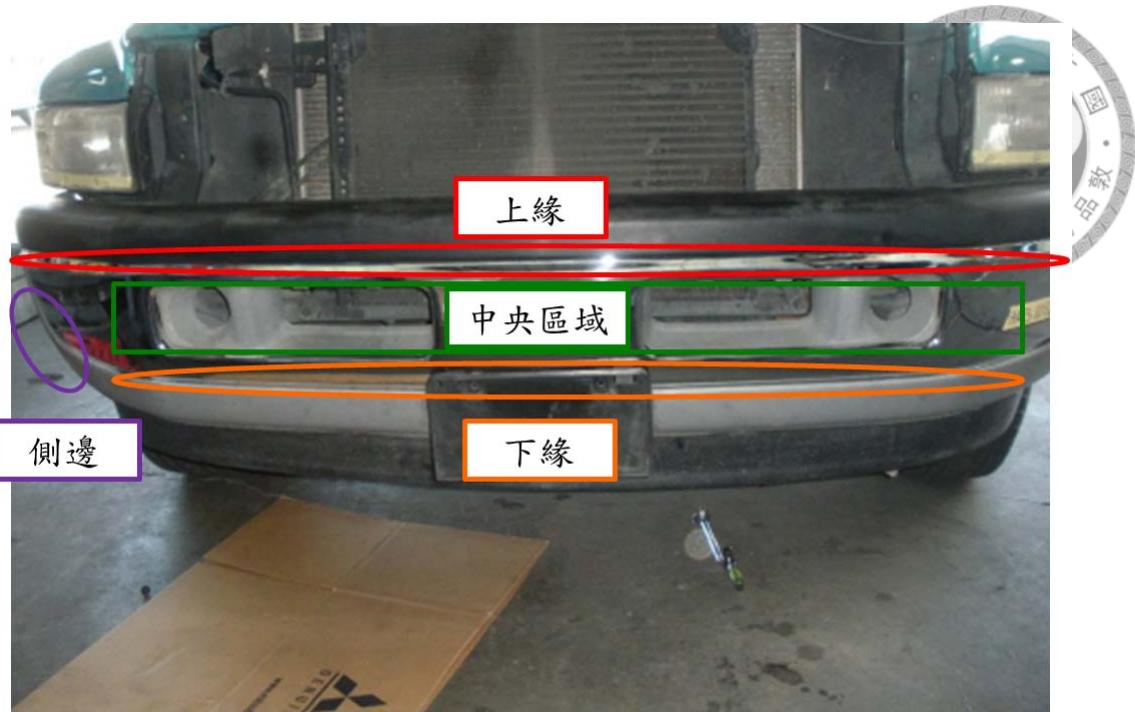


圖 4.1 保險桿特徵造型之分類

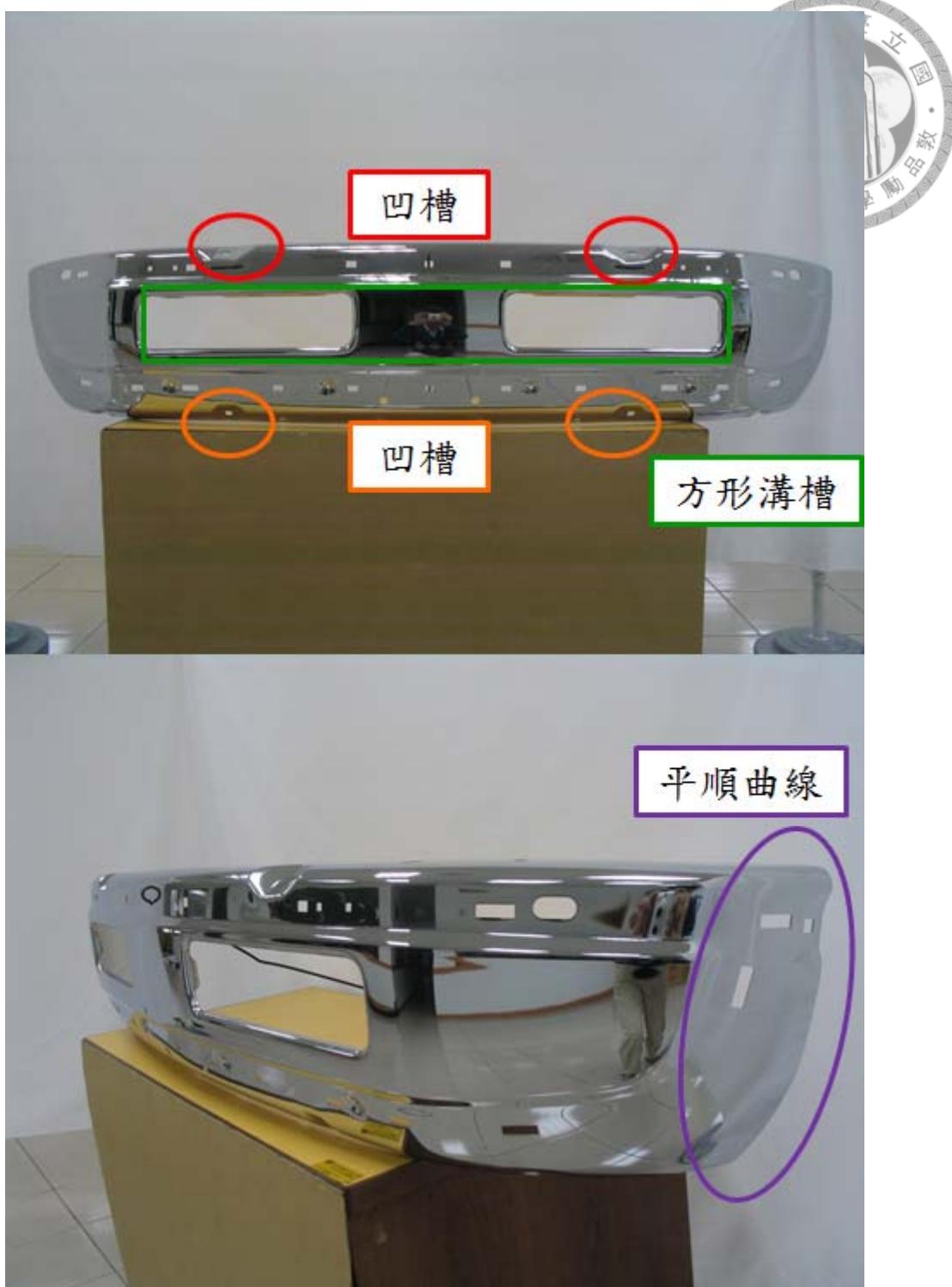


圖 4.2 440 級研究載具各區域特徵造型

4.2 保險桿餘肉造型之歸納



為得到較佳之餘肉造型設計，本研究將蒐集保險桿之成形模面，進行成形缺陷分析，歸納出以餘肉造型解決缺陷之對應方案。圖 4.3 保險桿成形模面為三種保險桿成形模面，將其命名為 A 保險桿、B 保險桿及 C 保險桿，後續章節將探討各個模面所產生之成形缺陷，並歸納其餘肉造型設計對於成形之影響，得出餘肉造型解決成形缺陷之對應方案，如圖 4.4 所示。其中，分析所使用之材料為 440 級高強度鋼板。

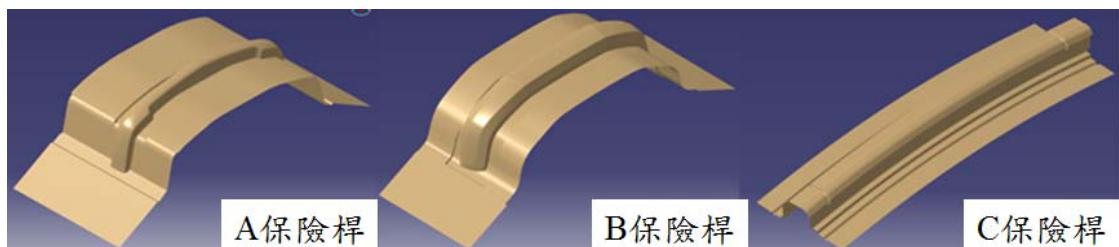


圖 4.3 保險桿成形模面

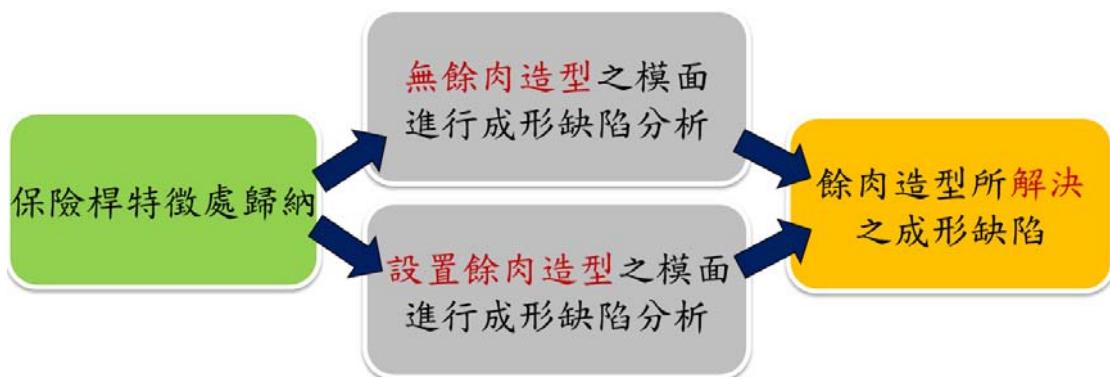


圖 4.4 保險桿餘肉造型歸納流程示意圖



4.2.1 A 保險桿之分析

圖 4.5 為 A 保險桿之模面圖，在 A 保險桿之保險桿下緣處有一階梯特徵(特徵 1)，上緣處有一內凹特徵(特徵 2)。為了探討餘肉造型對於保險桿成形缺陷之影響，後續將針對無餘肉造型及有阻料條餘肉造型之保險桿模面進行成形缺陷分析，並比較其差異性。其中，壓料力均設定為 100 噸。

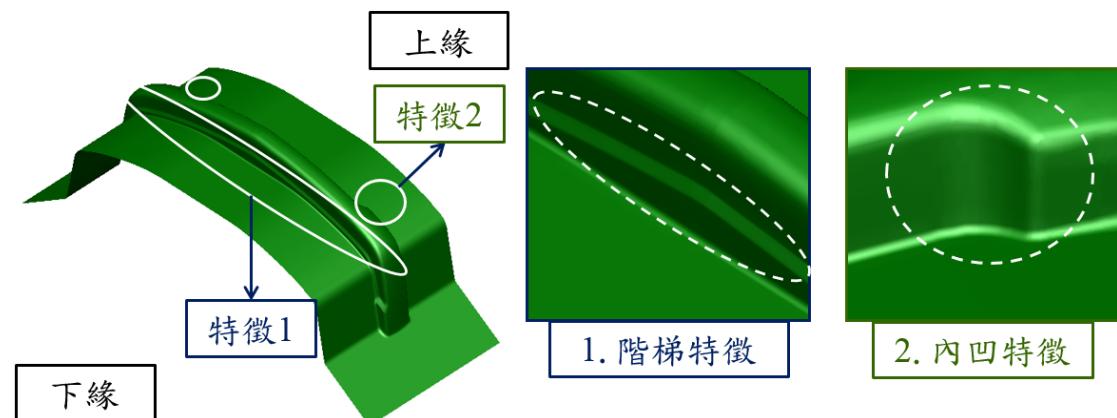


圖 4.5 A 保險桿特徵處

4.2.1.1 無餘肉造型之成形缺陷分析

圖 4.6 為無餘肉造型之 A 保險桿模面為板材成形後之成形極限圖，於側壁端下側區域 I 產生可能產生皺褶缺陷。藉由圖 4.7 成形後板件狀況可確認區域 I 有明顯皺褶，故區域 I 確實產生皺褶缺陷。

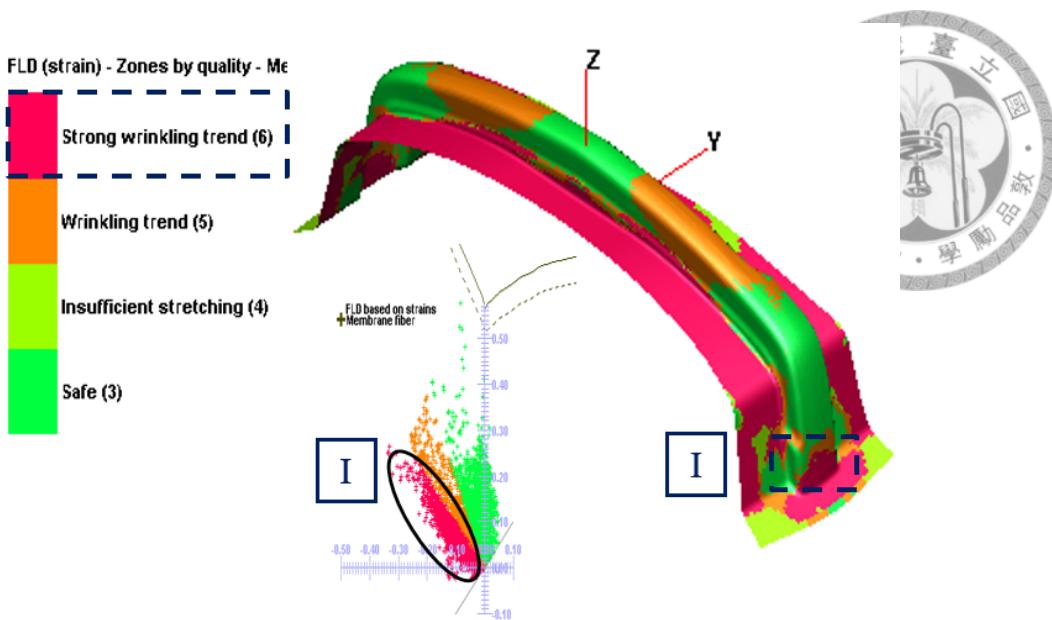


圖 4.6 無餘肉造型之 A 保險桿 FLD 與成形品質分佈圖

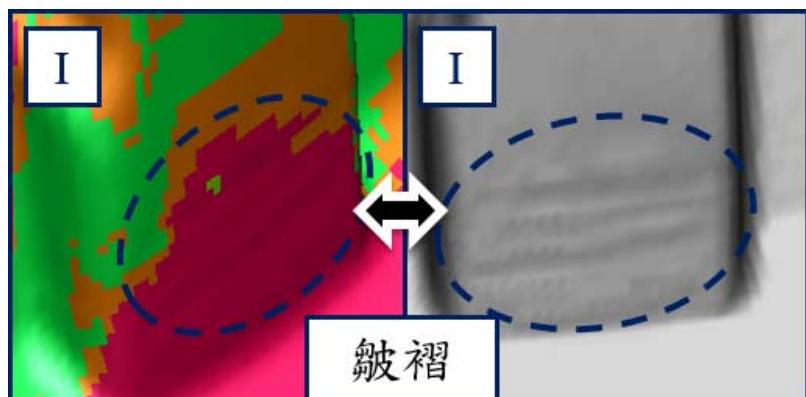


圖 4.7 無餘肉造型之 A 保險桿區域 I 板件狀況

在皺褶缺陷分析方面，由圖 4.8 可知板材於不同成形階段之料流流速。當上下模距離 60mm 時，區域 I 側壁端向下之料流速度大於區域 I 右側往右之料流速度，使流入區域 I 之材料多於流出；當上下模距離 30mm 時情況不變，因此導致此處材料持續累積，進而產生皺褶缺陷，由板件成形情況亦可看出明顯之皺褶缺陷。

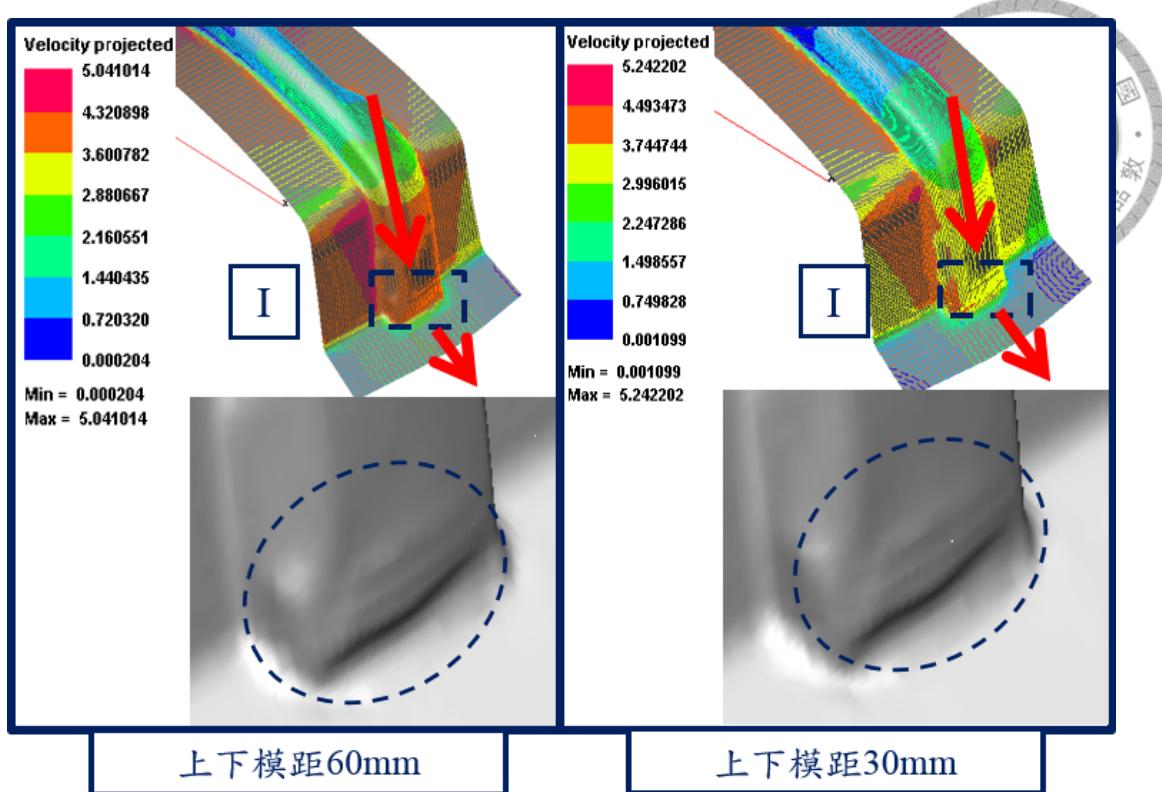


圖 4.8 無餘肉造型之 A 保險桿成形過程流速分佈圖與板件情形

4.2.1.2 阻料條餘肉造型之成形缺陷分析

圖 4.9 為 A 保險桿之阻料條餘肉造型模面，主要於保險桿四周增加一阻料條餘肉造型，板材成形後之成形極限圖如圖 4.10 所示。由圖可知，於區域 I 亦可能產生皺褶缺陷。藉由圖 4.11 阻料條餘肉造型之 A 保險桿成形後板件狀況可確認，區域 I 並無產生皺褶缺陷。

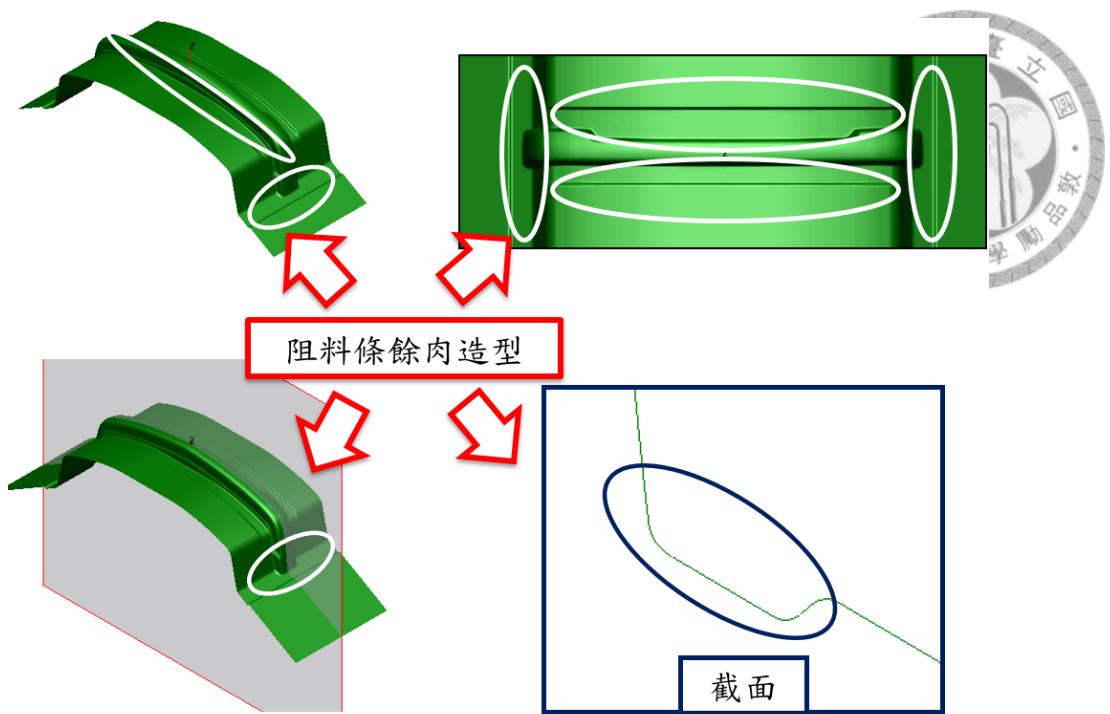


圖 4.9 阻料條餘肉造型之 A 保險桿模面等視角圖及上視圖

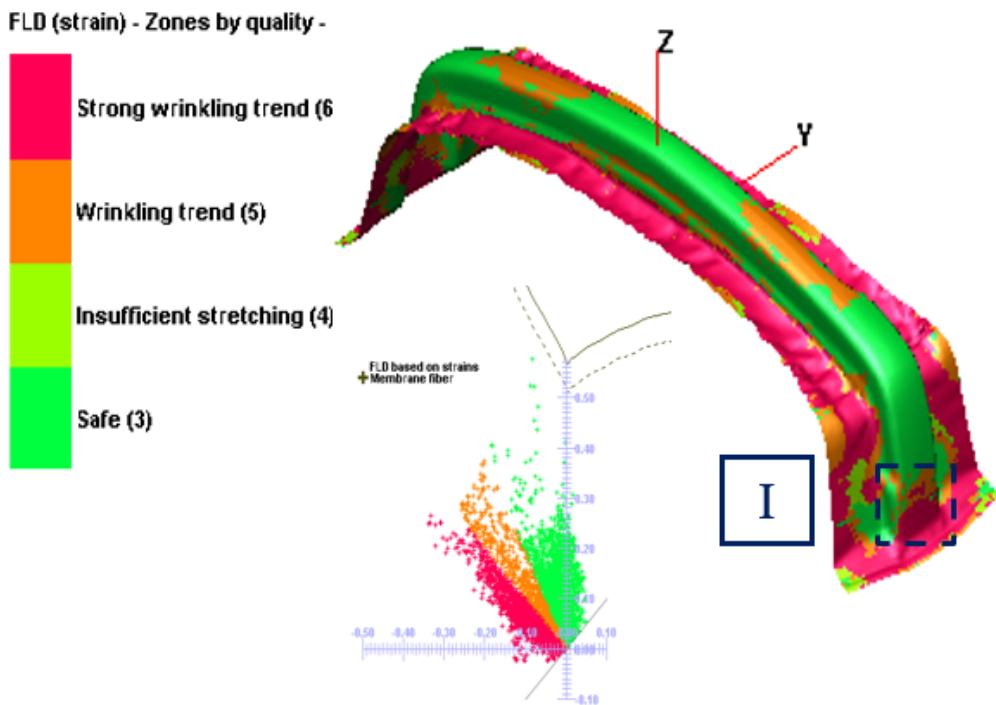


圖 4.10 阻料條餘肉造型之 A 保險桿 FLD 與成形品質分佈圖

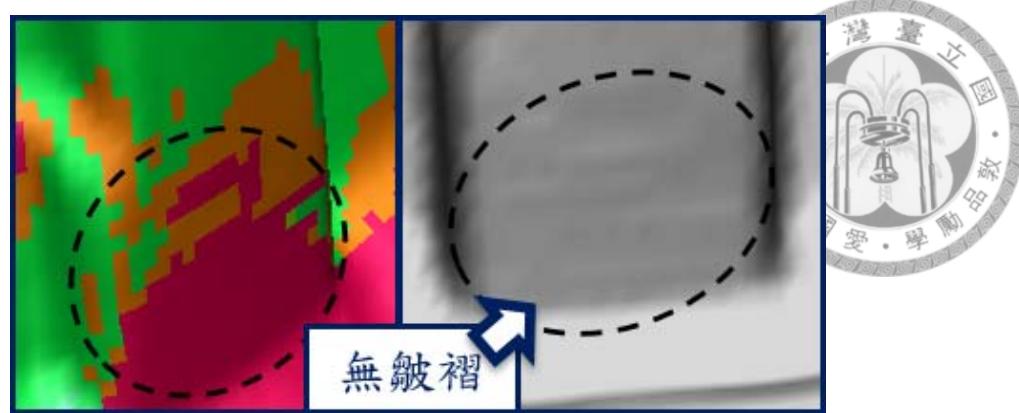


圖 4.11 阻料條餘肉造型之 A 保險桿區域 I 板件狀況

圖 4.12 為無餘肉造型和有阻料條餘肉造型之 A 保險桿成形板件

狀況比較，由圖可比較出板件成形後皺褶缺陷有明顯改善。

由以上之分析可知，藉由增加阻料條餘肉造型可改善板材皺褶之情形，如圖 4.13 沖壓過程所示。當上下模距離 45mm 時，板材於保險桿右側底部雖開始有材料匯聚之情形，但藉由阻料條餘肉造型之設計可限制材料流動，藉以解決皺褶之缺陷。

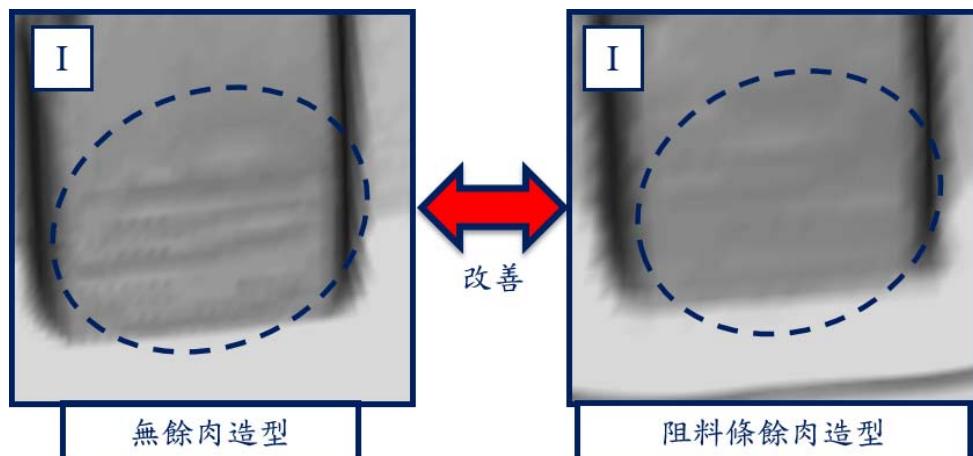


圖 4.12 兩種餘肉造型之 A 保險桿區域 I 成形後板件狀況比較

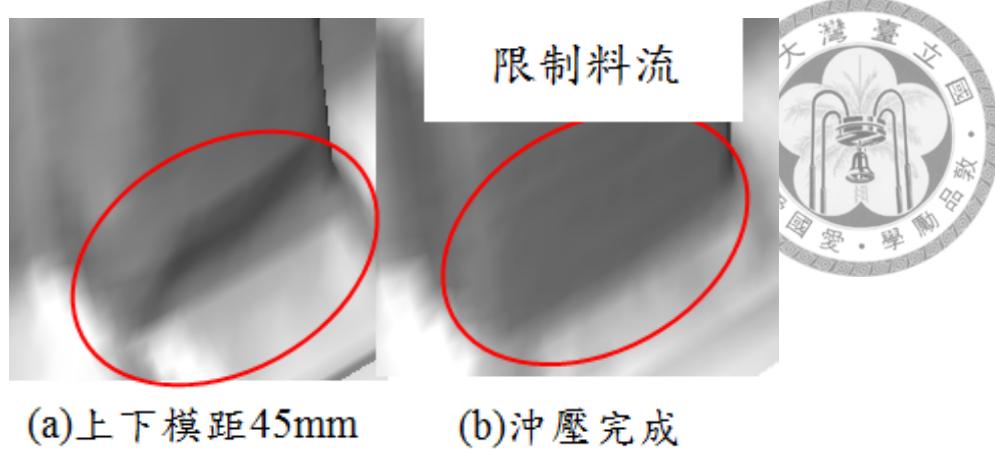


圖 4.13 阻料條餘肉造型之 A 保險桿板件成形過程

4.2.2 B 保險桿之分析

圖 4.14 為 B 保險桿之模面圖，B 保險桿在下緣處有兩處微凸特徵(特徵 3)，中間區域有褶痕特徵(特徵 4)。同樣地，本節將針對無餘肉造型及有阻料條餘肉造型之模面進行成形缺陷分析，並比較其差異性。其中，壓料力均設定為 100 噸。

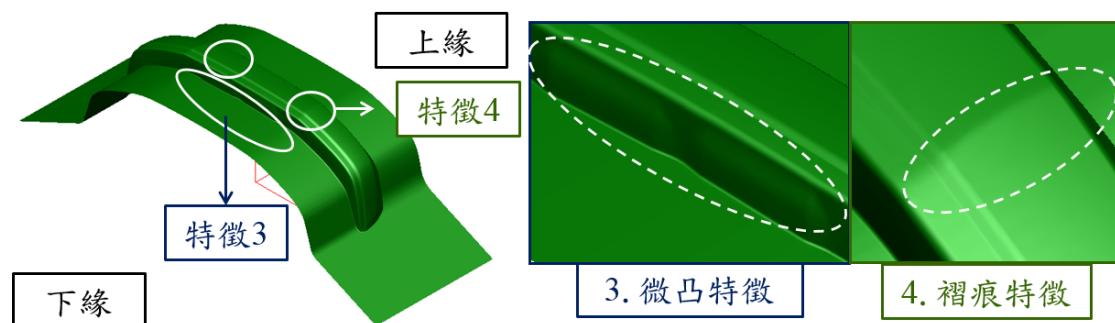


圖 4.14 B 保險桿特徵處



4.2.2.1 無餘肉造型之成形缺陷分析

B 保險桿無餘肉模面成形後之減薄率分佈如圖 4.15 所示，於區域 III 有高達 38% 之減薄率，可能產生破裂缺陷；而由圖 4.16 B 保險桿之成形極限圖可知，區域 II 可能產生皺褶缺陷；於區域 III 判斷無破裂產生，而是可能產生皺褶缺陷。藉由圖 4.17 與圖 4.18 板件成形後之情形可知，區域 II 與區域 III 有明顯之皺褶缺陷產生。

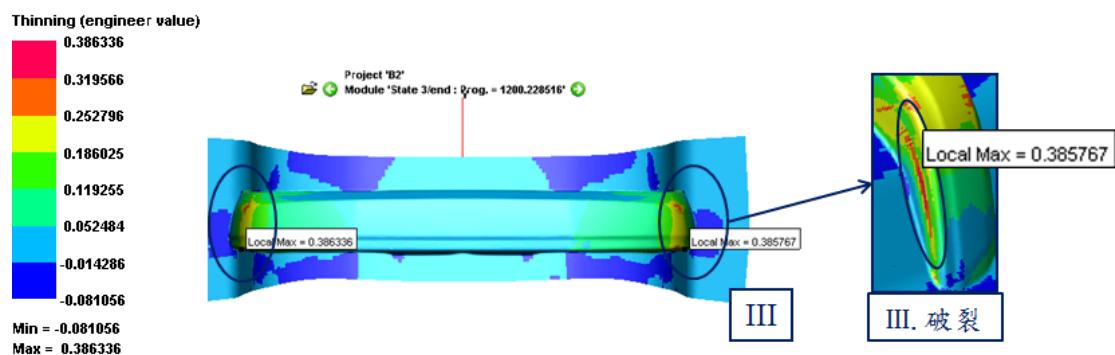


圖 4.15 無餘肉造型之 B 保險桿減薄率分佈圖

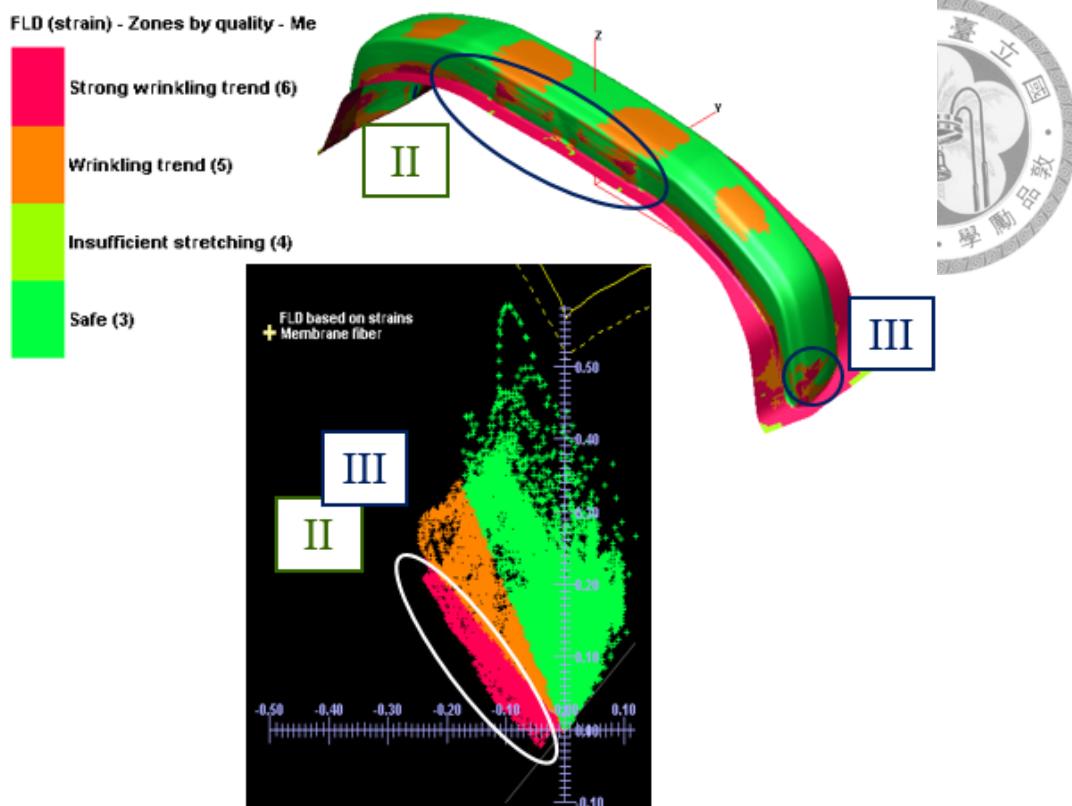


圖 4.16 無餘肉造型之 B 保險桿 FLD 與成形品質分佈圖

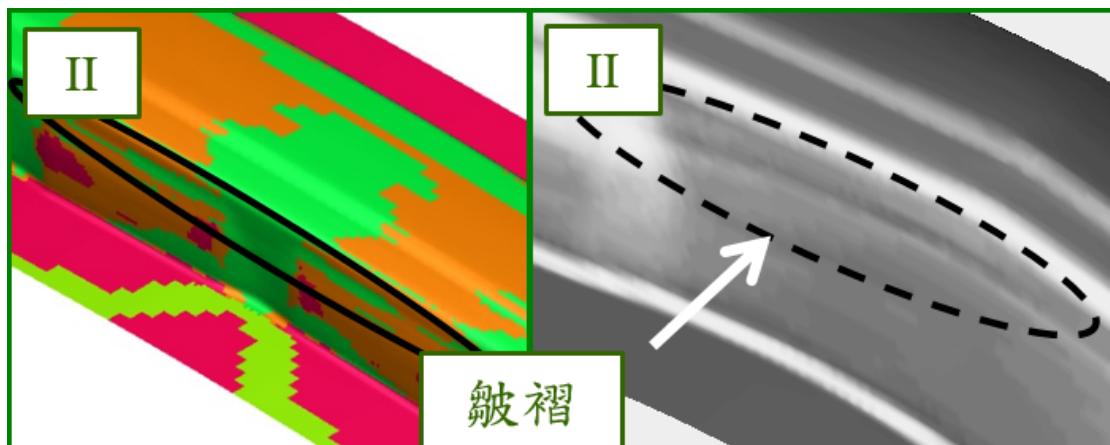


圖 4.17 無餘肉造型之 B 保險桿區域 II 板件狀況

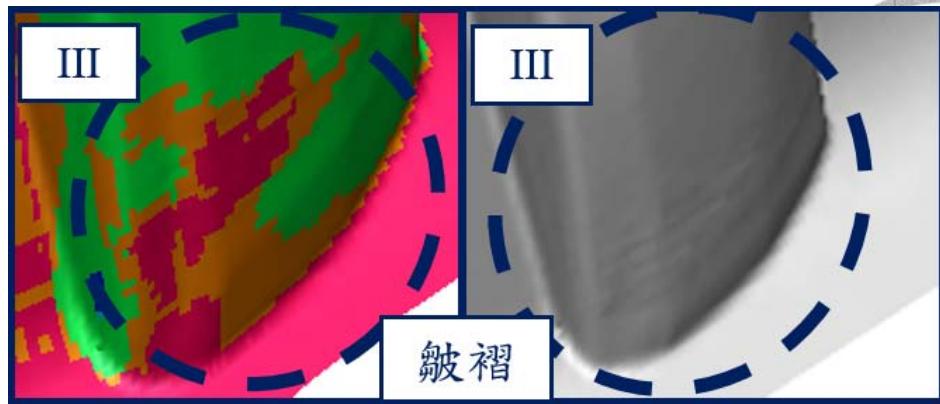


圖 4.18 無餘肉造型之 B 保險桿區域 III 板件狀況

在皺褶缺陷分析方面，由圖 4.19 可知板材於不同成形階段之料流流速。當上下模距離 60mm 時，區域 II 兩側之料流方向有聚集之現象，使流入區域 II 之材料多於流出；當上下模距離 30mm 時情況不變，因此導致此處材料持續累積，進而產生皺褶缺陷。由圖 4.20 區域 III 成形過程之板材流速圖可觀察到，當上下模距離 60mm 時，側壁端與壓料面之料流向區域 III 聚集；而上下模距離 30mm 時仍是相同情況，故使區域 III 產生皺褶缺陷。

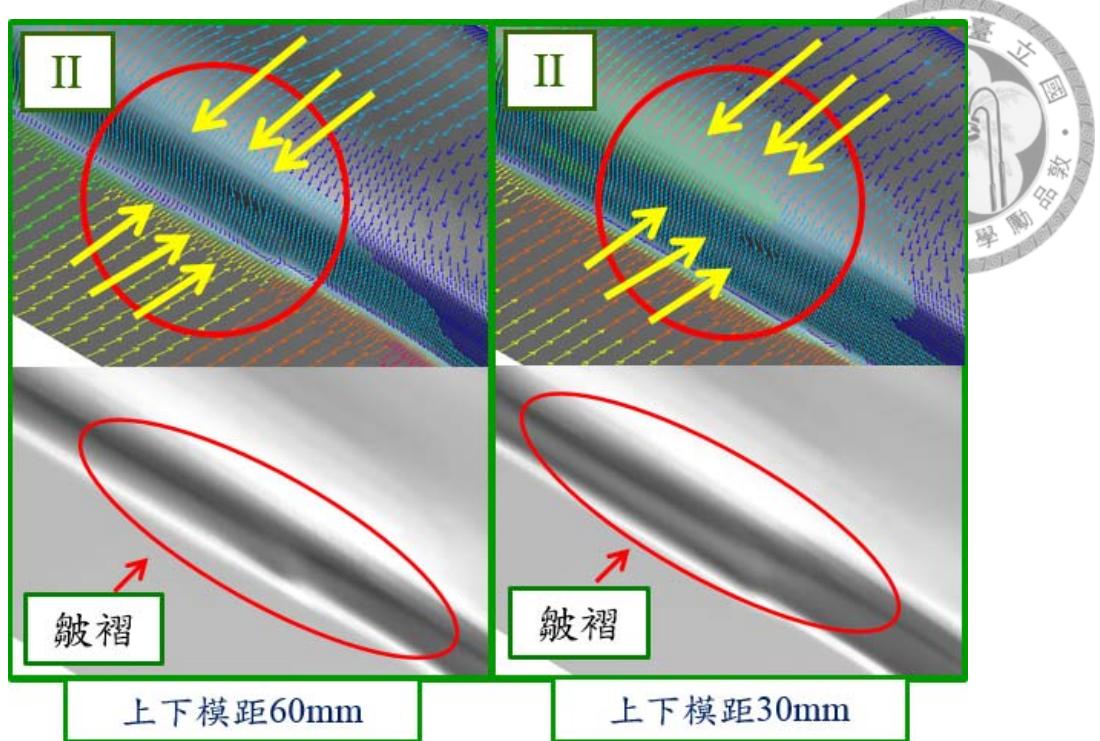


圖 4.19 無餘肉造型之 B 保險桿區域 II 成形流速與板件情形

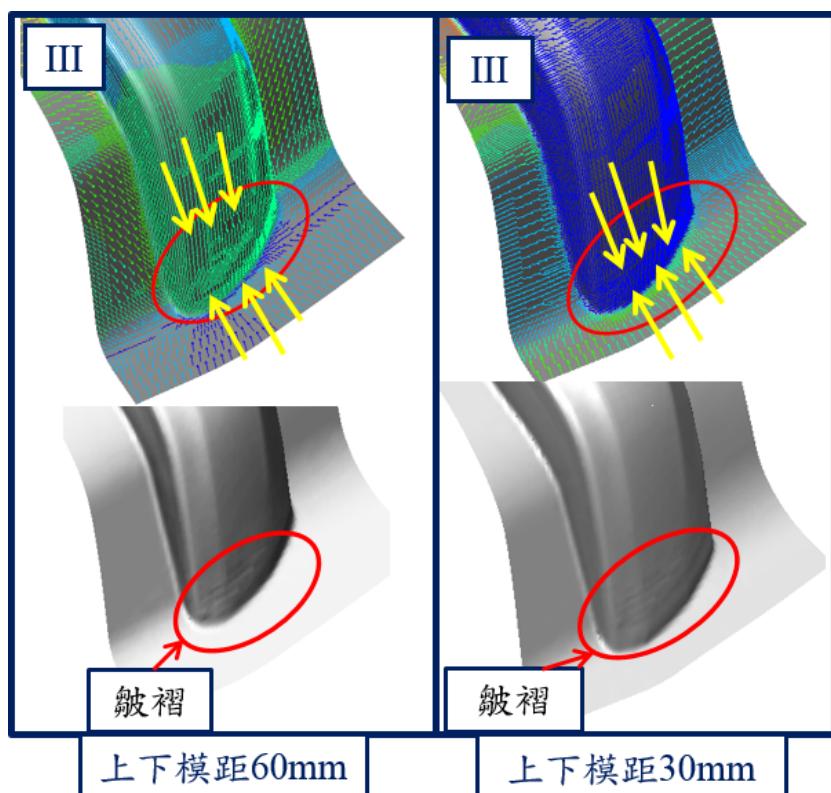


圖 4.20 無餘肉造型之 B 保險桿區域 III 成形流速與板件情形



4.2.2.2 阻料條餘肉造型之成形缺陷分析

圖 4.21 為 B 保險桿阻料條餘肉造型之模面，主要是於保險桿四周增加一阻料條餘肉造型。圖 4.22 為 B 保險桿阻料條餘肉造型之成形極限圖，由放大圖圖 4.23 與圖 4.24 可知，區域 II 與 III 之皺褶缺陷已明顯得以解決，但區域 III 反而產生破裂缺陷。

由上述分析可知，藉由增加阻料條餘肉造型可改善板材皺褶之情形，但過度限制料流時將可能產生破裂缺陷。

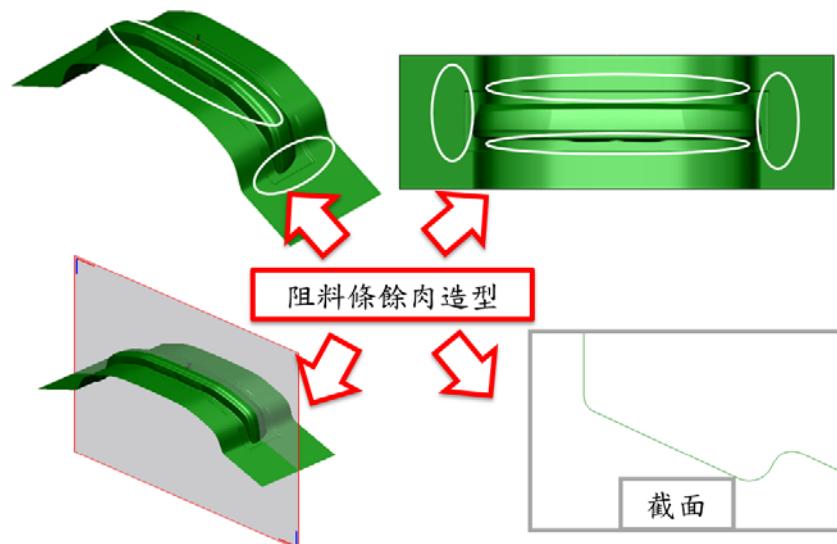


圖 4.21 阻料條餘肉造型 B 保險桿之模面等視角圖及上視圖

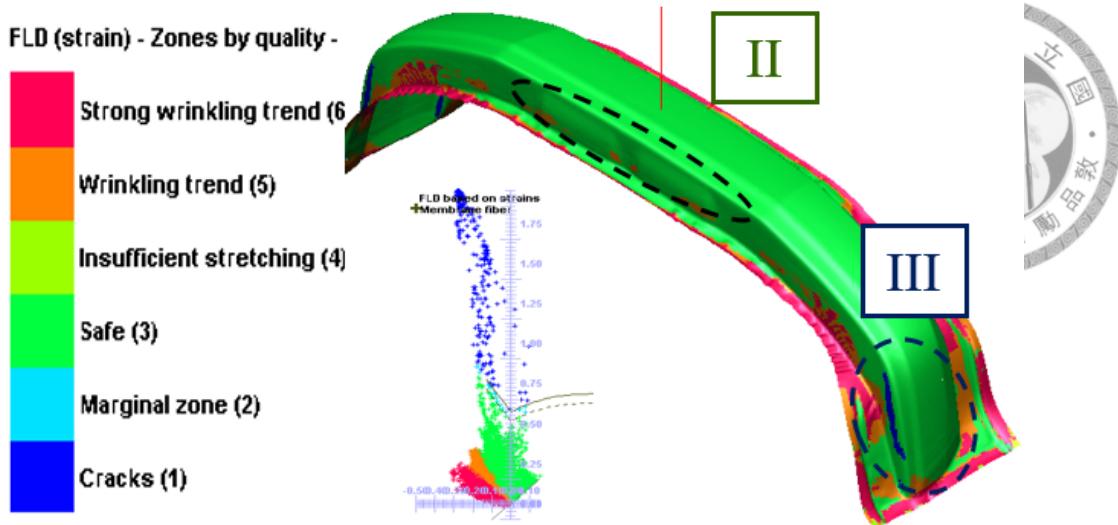


圖 4.22 阻料條餘肉造型之 B 保險桿 FLD 與成形品質分佈圖

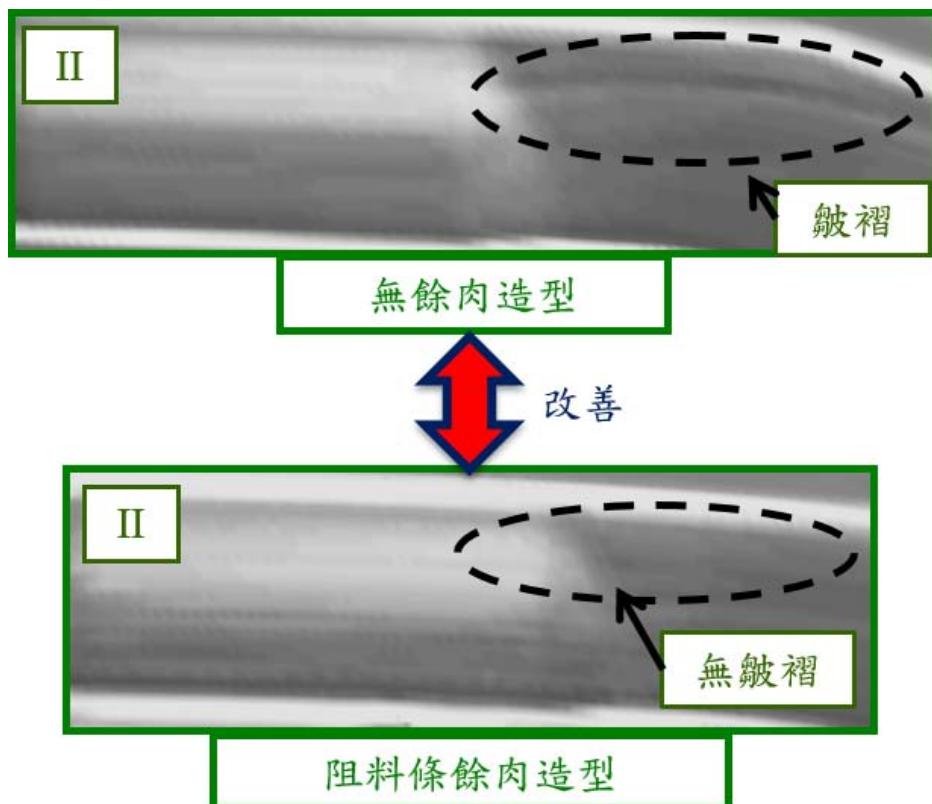


圖 4.23 兩種餘肉造型之 B 保險桿區域 II 成形後板件狀況比較

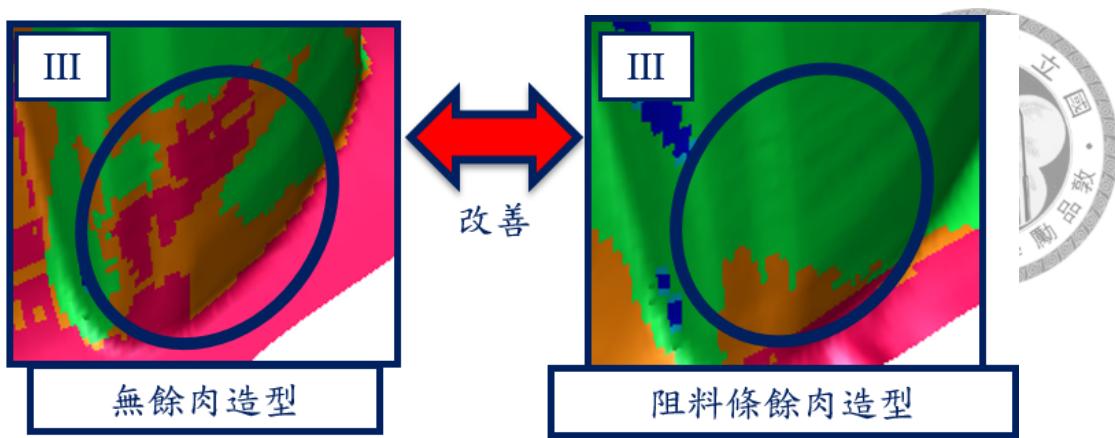


圖 4.24 兩種餘肉造型之 B 保險桿區域 III 成形品質比較

4.2.3 C 保險桿之分析

圖 4.25 為 C 保險桿之模面，C 保險桿在兩端均有凹槽特徵(特徵 5)，下緣處有一斜面特徵(特徵 6)。本節同樣針對無餘肉造型和有階梯餘肉造型及阻料條之模面進行成形缺陷分析，並比較其差異性。其中，壓料力均設定為 100 噸。

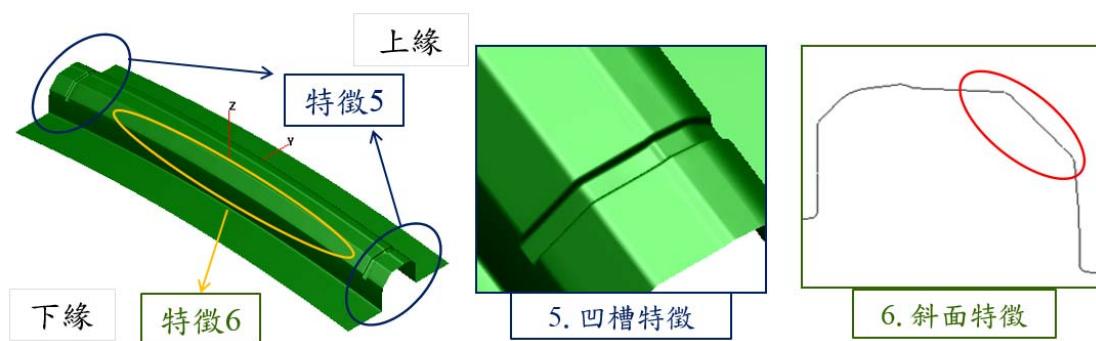


圖 4.25 C 保險桿特徵



4.2.3.1 無餘肉造型之成形缺陷分析

C 保險桿無餘肉造型模面成形後之減薄率分佈如圖 4.26 所示，由於區域 IV 最大減薄率為 29.9%。由圖 4.27 C 保險桿之 FLD 可知，區域 IV 無破裂缺陷產生，但可能會產生皺褶缺陷，後續將進一步確認。

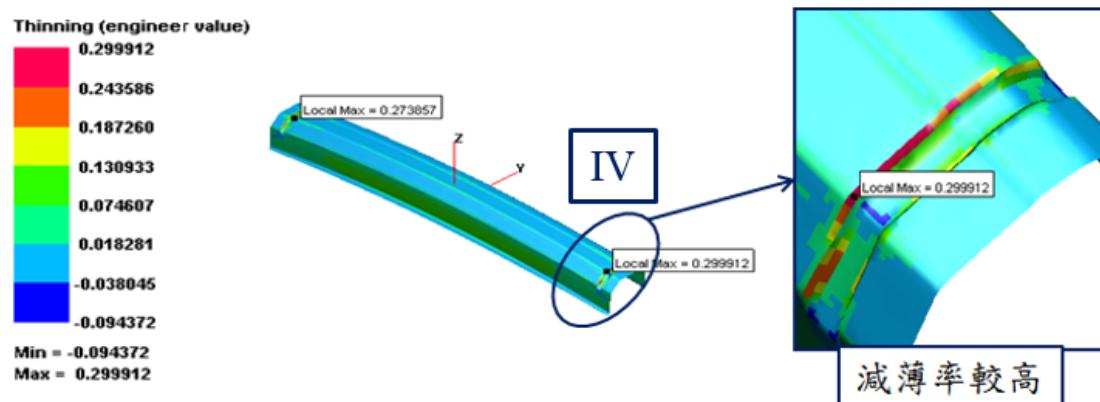


圖 4.26 無餘肉造型之 C 保險桿減薄率分佈圖

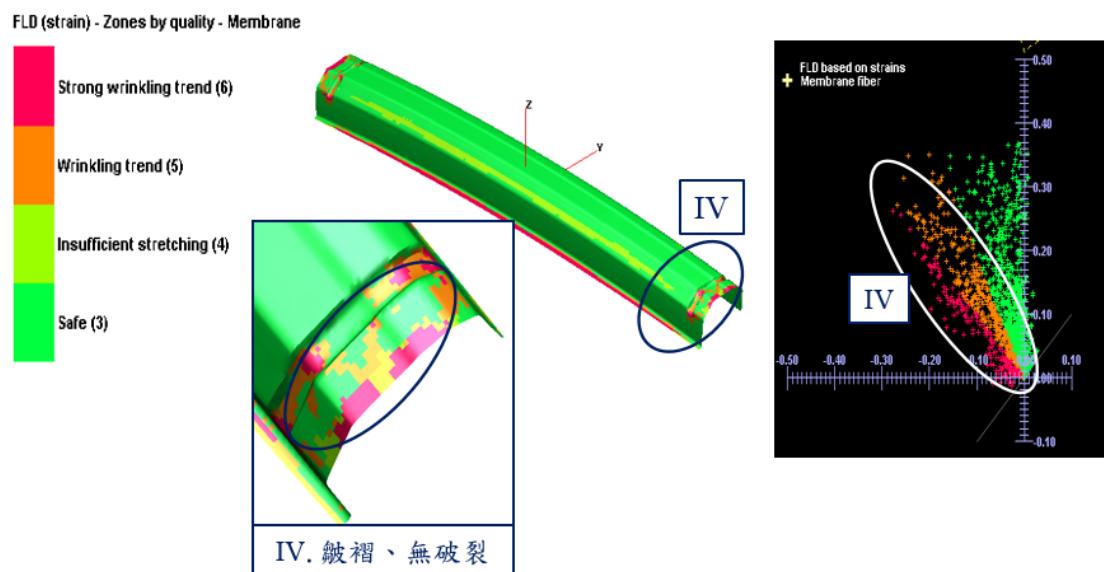


圖 4.27 無餘肉造型之 C 保險桿 FLD 與成形品質分佈圖

在皺褶缺陷分析方面，針對區域 IV 之皺褶缺陷進行確認，在圖 4.28 中區域IV 藉由打光測試之方法，得知此處光線有不連續之情況，故判斷此處應會產生皺褶缺陷。

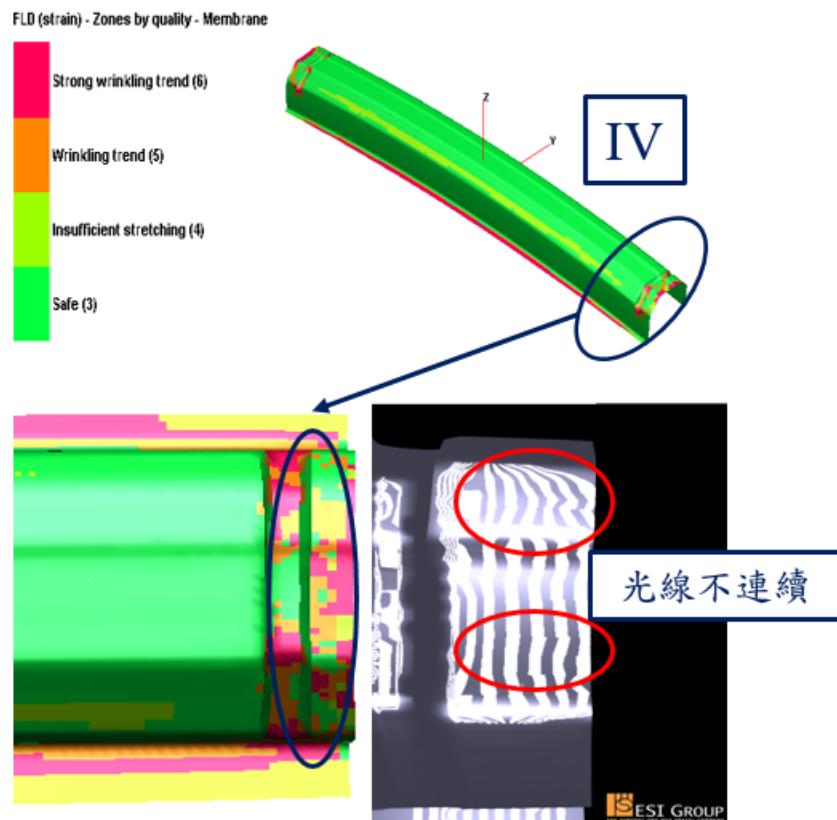


圖 4.28 無餘肉造型之 C 保險桿區域 IV 皺褶缺陷

4.2.3.2 階梯餘肉造型及阻料條之成形缺陷分析

圖 4.29 為階梯餘肉造型及阻料條之模面，同樣地，進行成形缺陷分析，由圖 4.30 之成形極限圖與打光測試圖，可知區域 IV 已無皺褶缺陷產生。

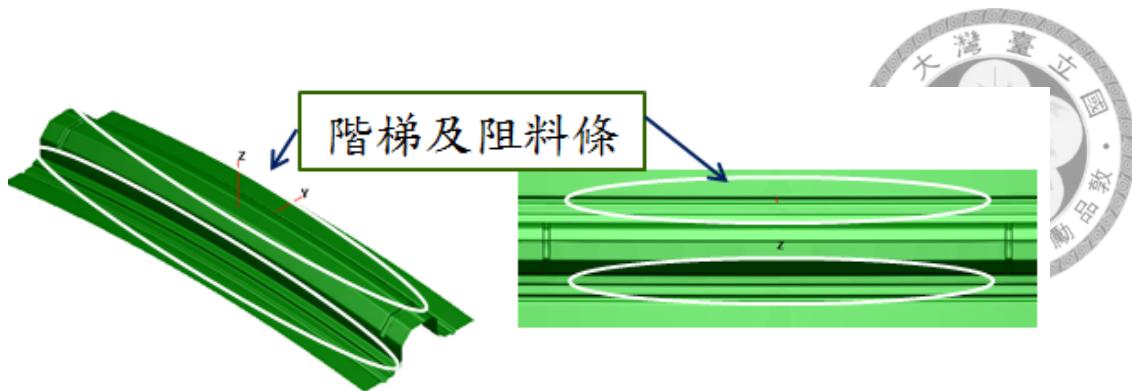


圖 4.29 階梯造型及阻料條之 C 保險桿模面等角視圖及上視圖

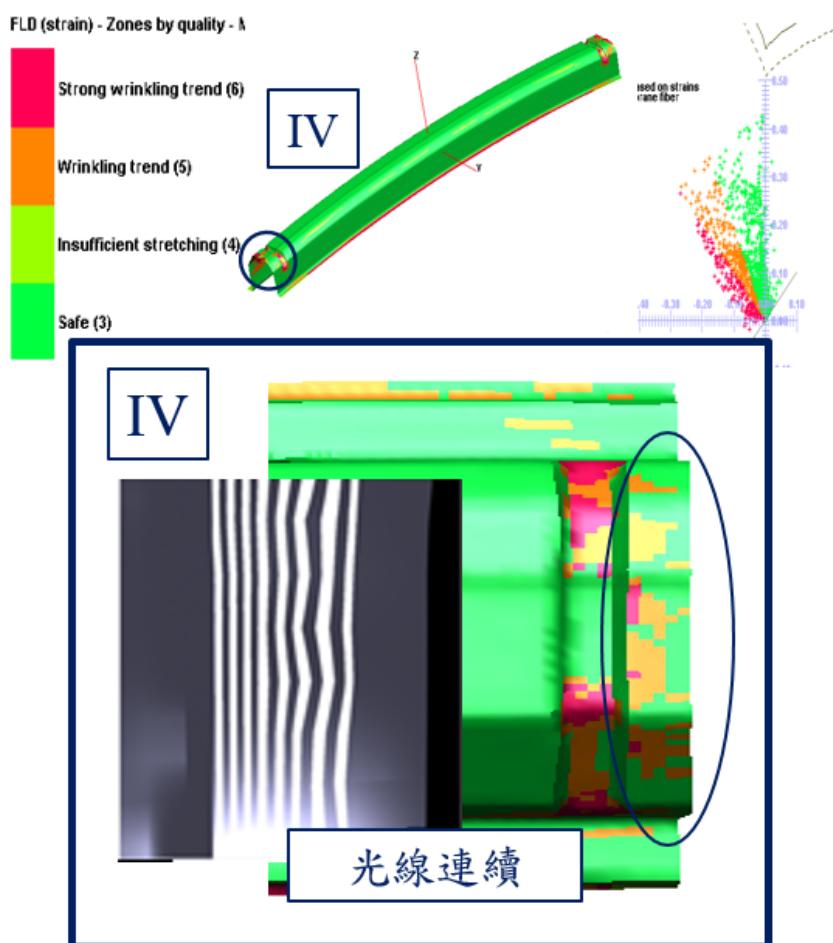


圖 4.30 階梯造型及阻料條之 C 保險桿成形極限圖與打光圖



圖 4.31 為有無餘肉設計模面之模擬結果，區域 IV 藉由打光測試之方法，發現使用無餘肉造型之模面，光線為不連續之情況，得知可能會產生皺褶；而使用階梯餘肉造型之模面，光線皆為連續情況，確認無產生皺褶缺陷。由圖 4.32 之區域 IV 曲率分佈圖可知，無餘肉造型分佈較為不均，亦可確認有皺褶缺陷產生。

而階梯餘肉造型改善皺褶缺陷之過程，可由圖 4.33 流速分佈圖得知，當上下模距離 72mm 時，板材於成形過程中會先往接觸方向流動；且由圖 4.34 流速分佈圖可知，當上下模距離 47mm 時板材與階梯餘肉造型的下圓角接觸後，使板材往兩側拉伸並改變料流方向，藉此改善材料聚集現象進而解決皺褶缺陷。

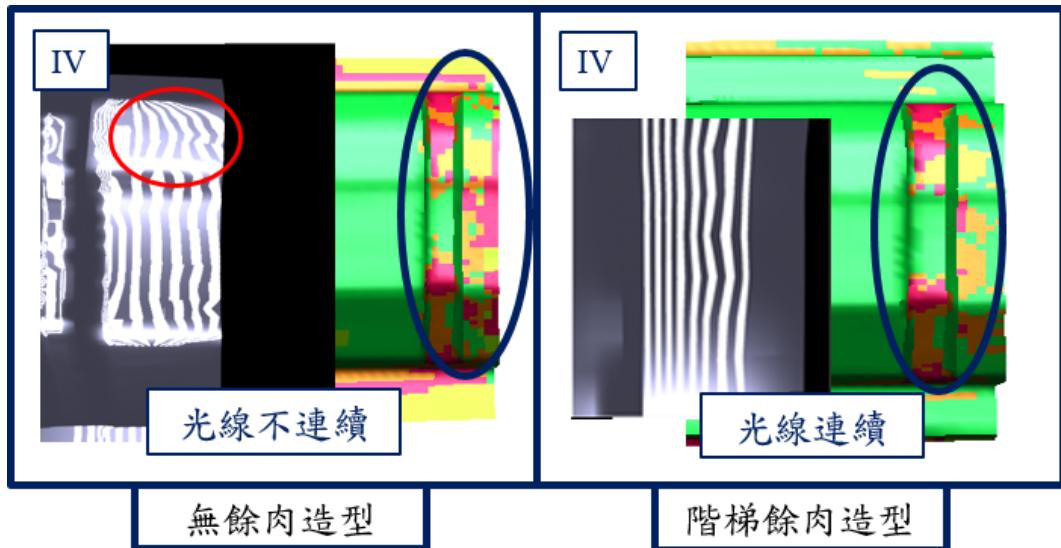


圖 4.31 C 保險桿區域 V 之皺褶缺陷

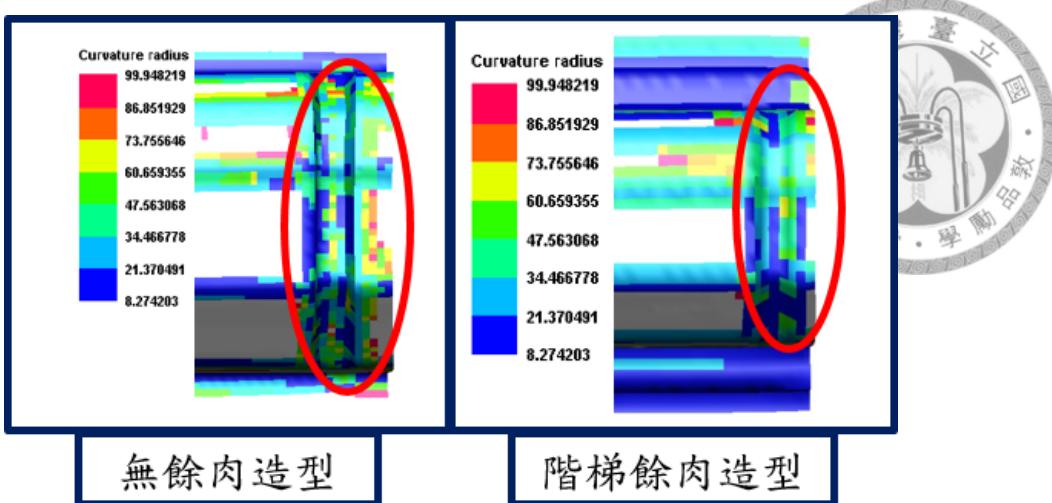


圖 4.32 C 保險桿區域 V 之曲率分佈

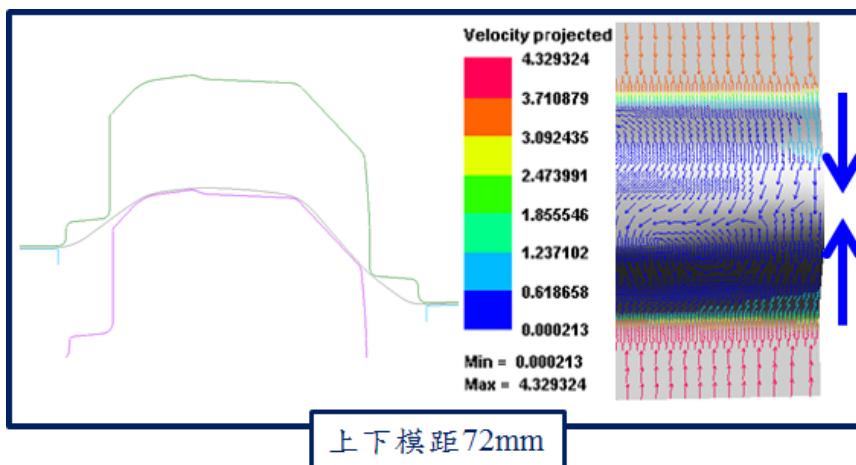


圖 4.33 階梯餘肉造型之 C 保險桿流速分佈圖

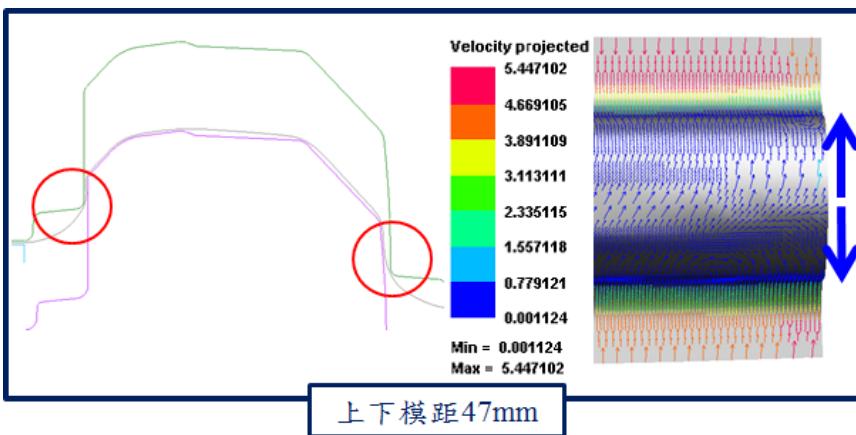


圖 4.34 階梯餘肉造型之 C 保險桿流速分佈圖



4.2.4 小結

藉由合作企業提供之三個保險桿成形模面，進行成形缺陷分析，並分析其餘肉造型之功用，從中得出兩種餘肉造型設計，分別為阻料條餘肉造型以及階梯餘肉造型，並針對其造型定出幾何參數包括 L_1 、 L_2 、 R_1 、 R_2 、 R_3 、 θ_1 與 θ_2 等參數，如圖 4.35 所示。

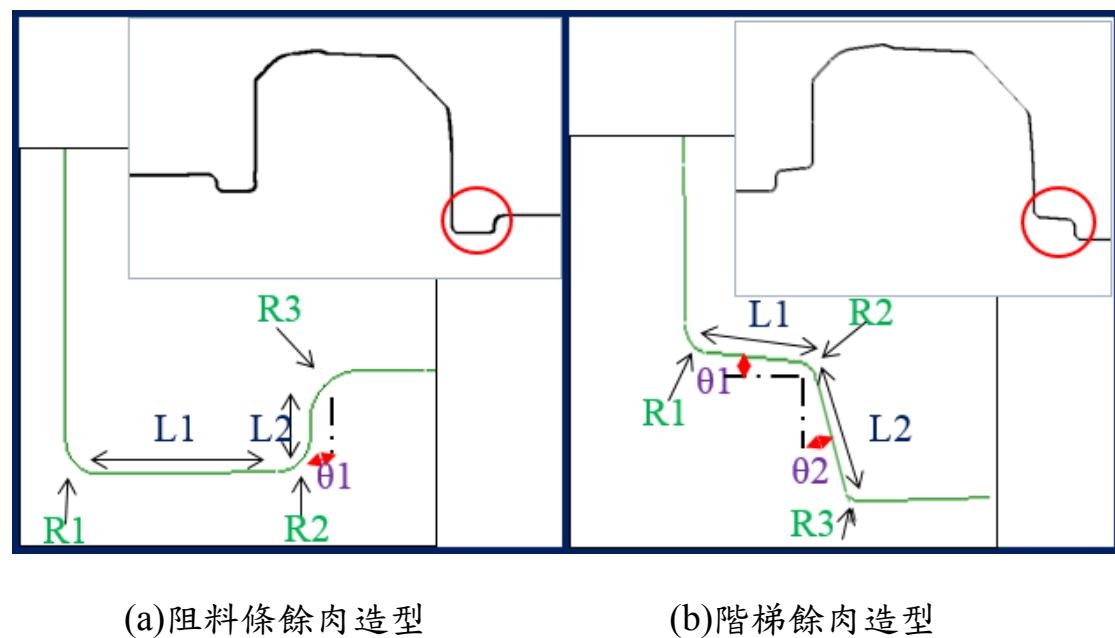


圖 4.35 餘肉造型示意圖

其中，阻料條餘肉造型是利用限制材料流動的方式，進而改善皺褶缺陷；階梯餘肉造型則可藉由板材與階梯餘肉造型的圓角 R_1 接觸後，增加局部拉伸從而解決皺褶缺陷。



4.3 保險桿餘肉造型對成形性之影響

為了解兩種餘肉造型之差異，使用較為簡單之 C 保險桿進行兩種餘肉造型對於成形性之比較，其中阻料條餘肉造型之尺寸為 $L_1 = 35$ 、 $L_2 = 8$ 、 $R_1 = 5$ 、 $R_2 = 5$ 、 $R_3 = 7$ 以及 $\theta_1 = 30$ 度；而階梯餘肉造型之尺寸為 $L_1 = 35$ 、 $L_2 = 10$ 、 $R_1 = 4$ 、 $R_2 = 5$ 、 $R_3 = 5$ 、 $\theta_1 = 4$ 度以及 $\theta_2 = 4$ 度，如圖 4.36 所示。

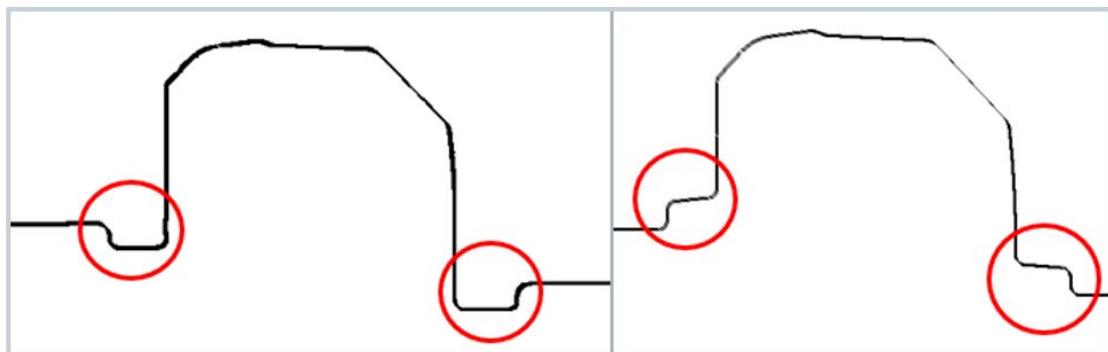


圖 4.36 兩種餘肉造型設計結果

圖 4.37 為 C 保險桿兩種餘肉造型成形模擬結果之打光測試，其光線均為連續之情況，判斷無皺褶產生，因此可知阻料條餘肉造型設計與階梯造型餘肉設計均有消除皺褶缺陷之功能。圖 4.38 為使用阻料條餘肉造型之模面，其最大減薄率為 41%，而階梯造型為 30%。

由模擬結果比較可了解，兩種餘肉造型均有改善皺褶之功能，圖 4.39 中可以觀察到使用阻料條餘肉造型之模面，於板件成形後可能產

生皺褶之區域較少，得知阻料條餘肉造型消除皺褶之功能較優於階梯
餘肉造型；相反地，使用阻料條餘肉造型也會造成板件厚度減薄率的
上升，增加破裂缺陷產生之機率，如圖 4.39 成形極限圖所示。

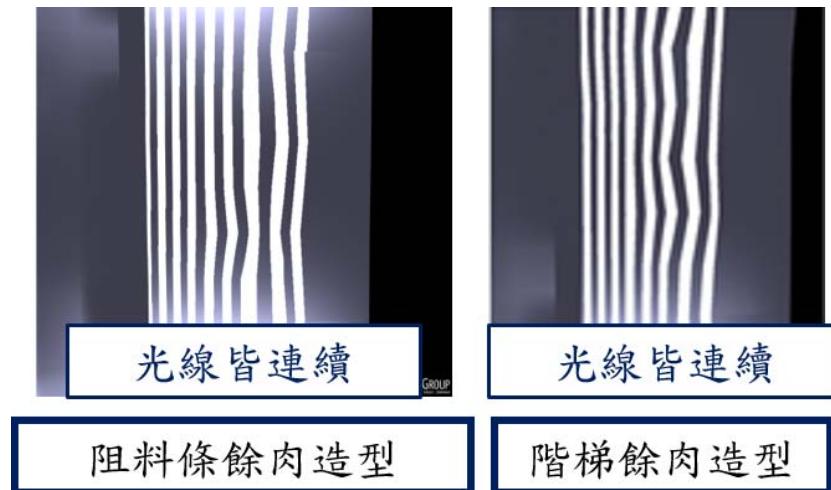


圖 4.37 不同餘肉造型之 C 保險桿區域 IV 打光測試圖

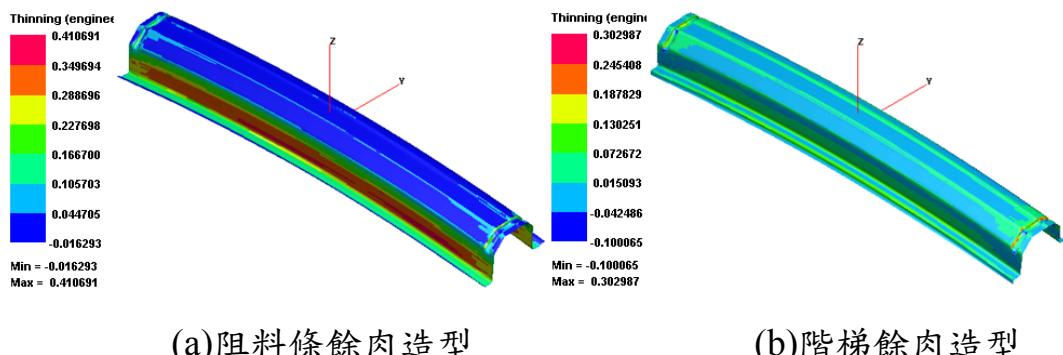


圖 4.38 不同餘肉造型之 C 保險桿模擬結果減薄率比較

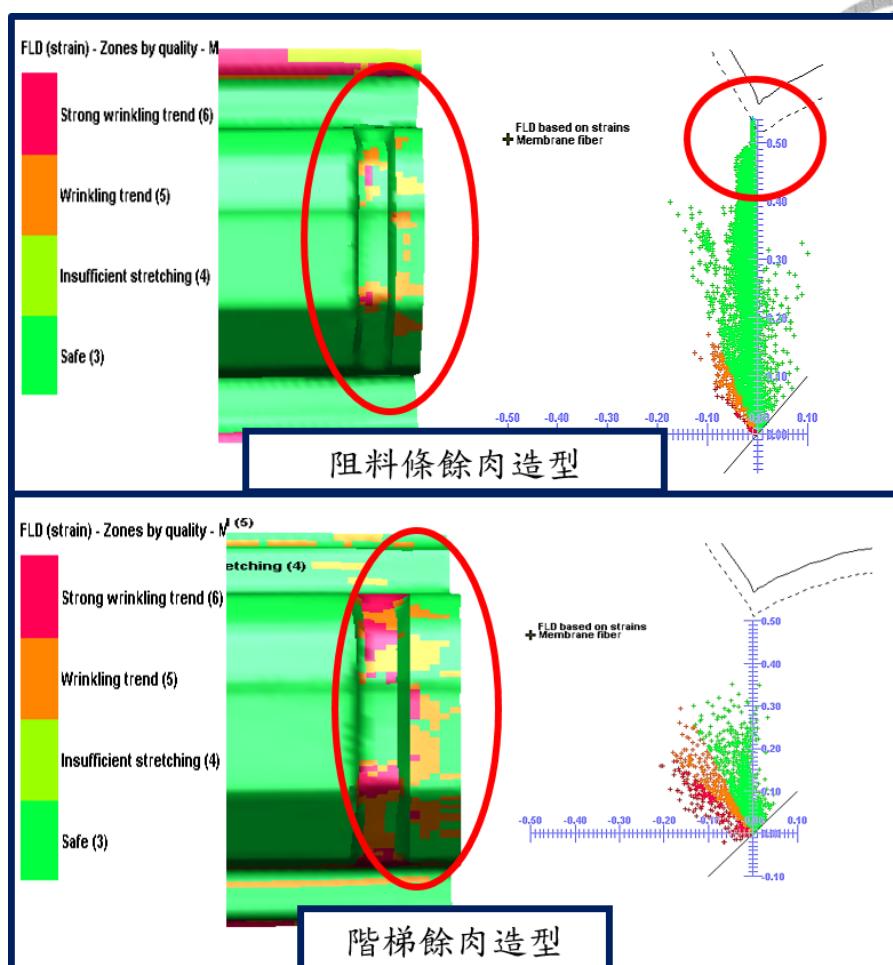


圖 4.39 C 保險桿兩種餘肉造型成形品質分佈圖與 FLD



第5章 高強度保險桿沖壓成形之分析

針對保險桿沖壓成形中常見的破裂與皺褶缺陷之預測，雖然目前 CAE 分析技術已具相當高的準確性，但對於高強度保險桿成形之 CAE 分析，仍需進一步經過收斂性測試，確認多項模擬分析參數的適用性，包括 CAE 參數：網格大小、細化級數與積分點等。本章將針對上述之模擬參數進行收斂性分析，並建立保險桿之 CAE 分析模式，提供後續進行高強度保險桿 CAE 分析使用。

5.1 研究載具介紹

本研究選用之兩項載具，均屬於汽車外觀件之高強度保險桿，板厚為 2 mm，材料為 440 級與 490 級高強度鋼板，該保險桿之造型與尺寸如圖 5.1 與圖 5.2 所示。由於保險桿造型具高引伸深度和複雜圓角造型，使得成形缺陷更易產生，故一般保險桿之成形工法設計多採用引伸成形，其模具配置示意圖如圖 5.3 與圖 5.4 所示。

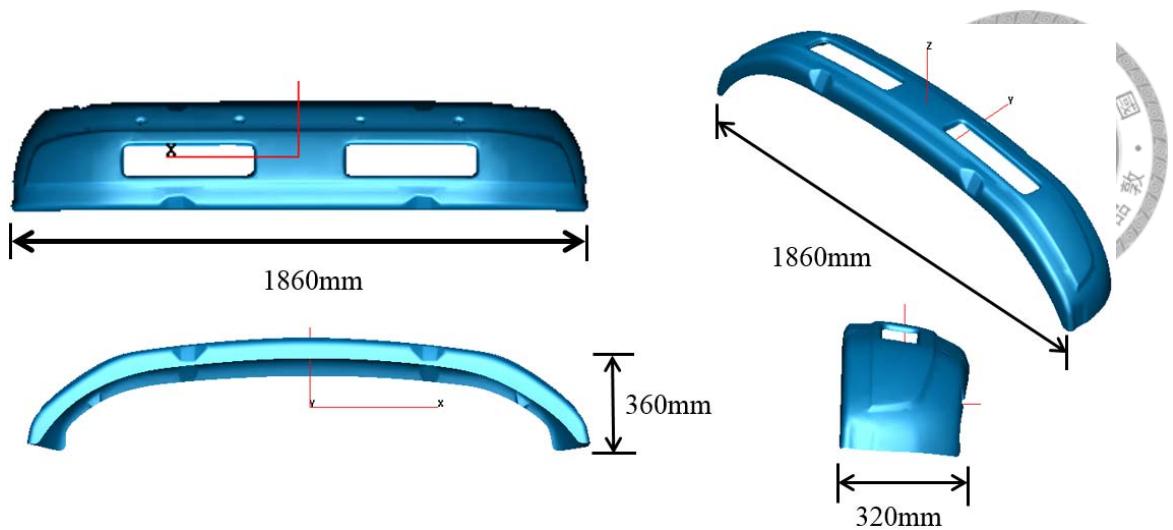


圖 5.1 440 級研究載具尺寸圖

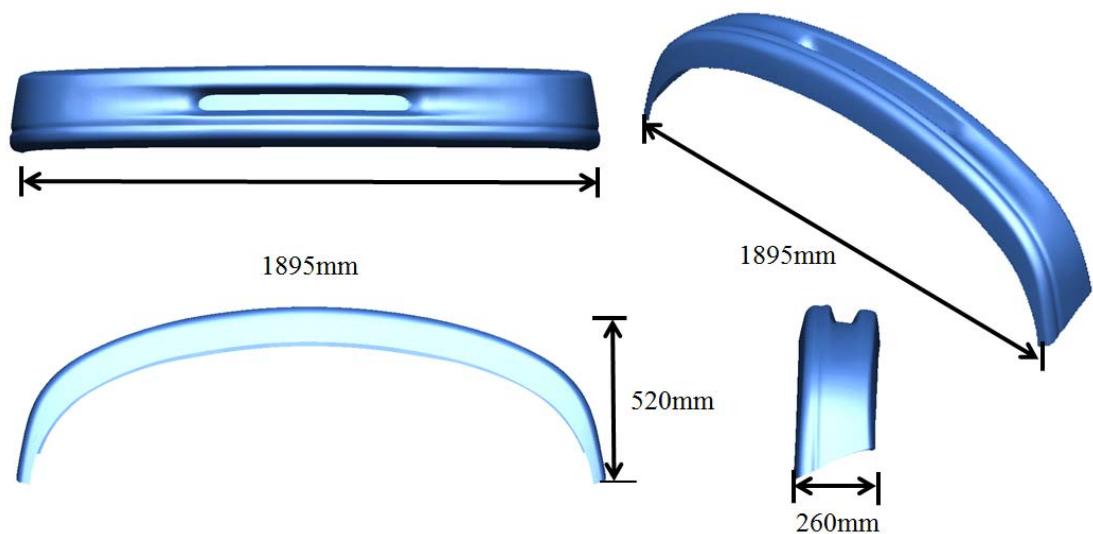


圖 5.2 490 級研究載具尺寸圖

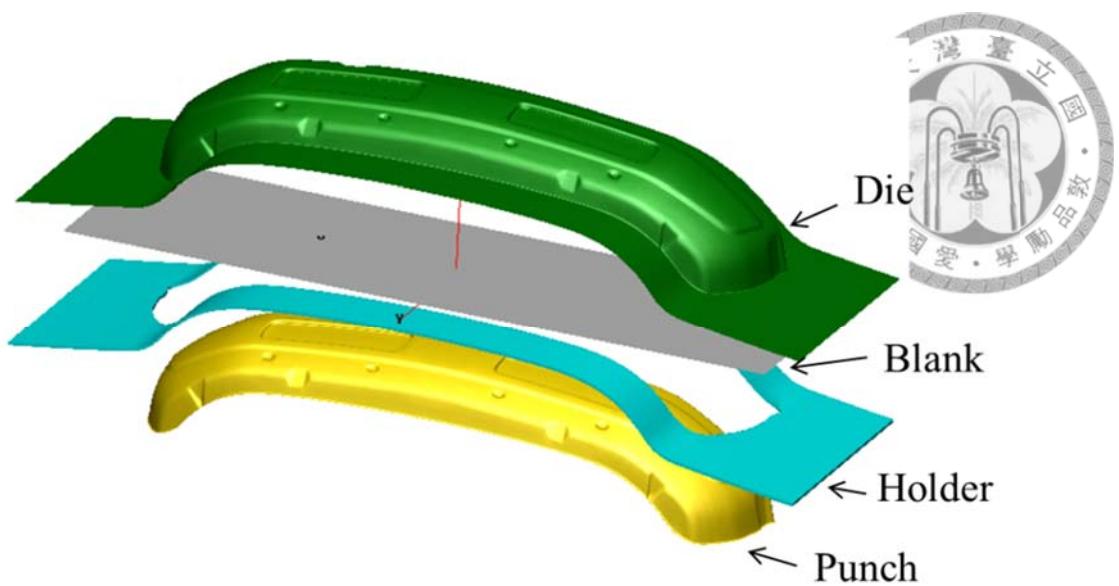


圖 5.3 440 級研究載具模具配置圖

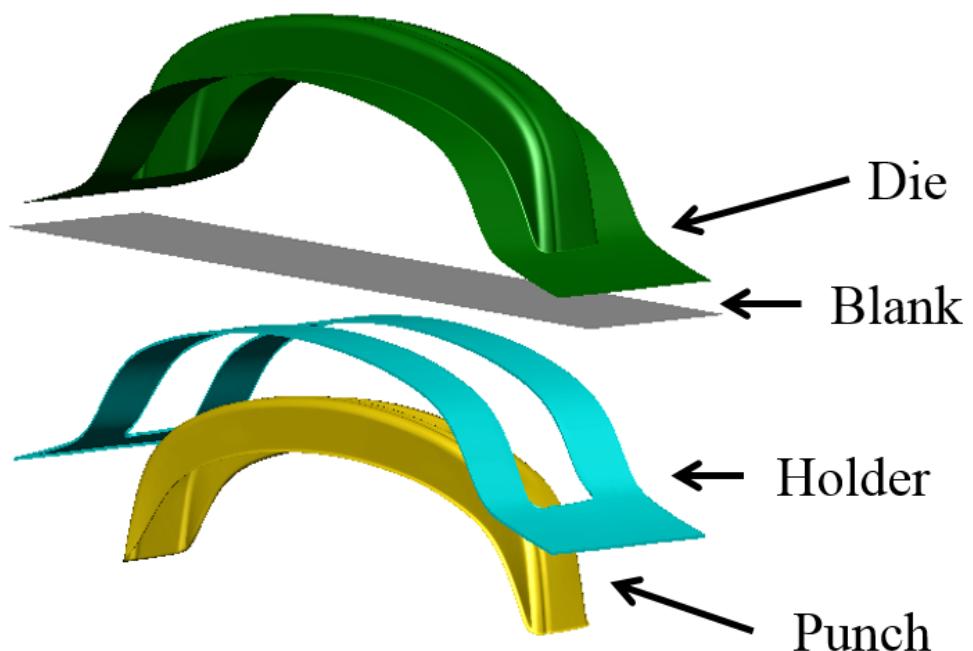


圖 5.4 490 級研究載具模具配置圖



5.2 高強度保險桿之成形性分析

本研究將利用有限元素法模擬軟體 PAM-STAMP 來進行高強度鋼板沖壓成形之研究，此外，為了瞭解高強度鋼板沖壓成形之變形行為，將採用實際業界載具汽車外觀件高強度保險桿來探討沖壓成形所產生之破裂、皺褶缺陷及回彈現象。其中，壓料力均設定為 90 噸。

5.2.1 材料性質

外觀件高強度保險桿材料分別使用 440 級與 490 級高強度鋼板，其板厚均為 2 mm，材料應力應變曲線與材料機械性質由中鋼公司所提供之於 2.4 小節中完成建立其材料模型。

5.2.2 收斂性測試

本節所探討之模擬參數包括板件及模面網格尺寸、模面圓角網格尺寸、最大自適應網格細化度、厚度方向積分點數目及沖壓速度等參數，如表 5.1 所示。在此較關心載具凹槽特徵內之厚度減薄率，故選取成形後板材凹槽內較具代表性之兩點量測其厚度，以作為收斂性測試之指標，其中 Point 2 為易產生破裂之位置，如圖 5.5，並比較在不同模擬參數下板材厚度之收斂情形，以下將依序作說明。

表 5.1 440 級高強度保險桿探討之模擬參數

模擬參數	分析內容
(1) 板件網格尺寸	40、35、30、25、20、15、10 mm
(2) 模面網格尺寸	30、15、7.5、3.75、1.875mm
(3) 模面圓角網格尺寸	15、10、7.5、5、2.5 度
(4) 最大自適應網格細化度	1、2、3、4、5、6 級
(5) 積分點數目	3、5、7、9、11、13 個積分點
(6) 沖壓速度	20、10、7、5、2 m/s

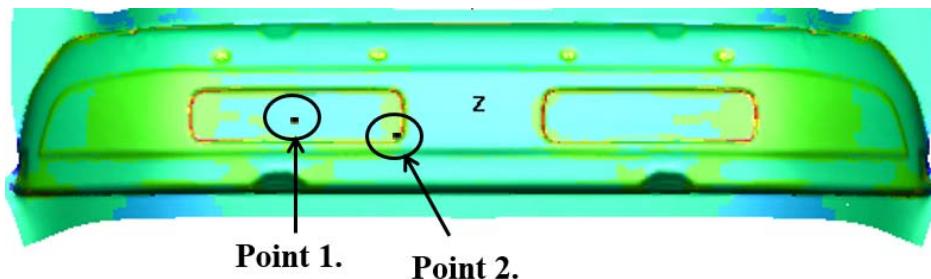


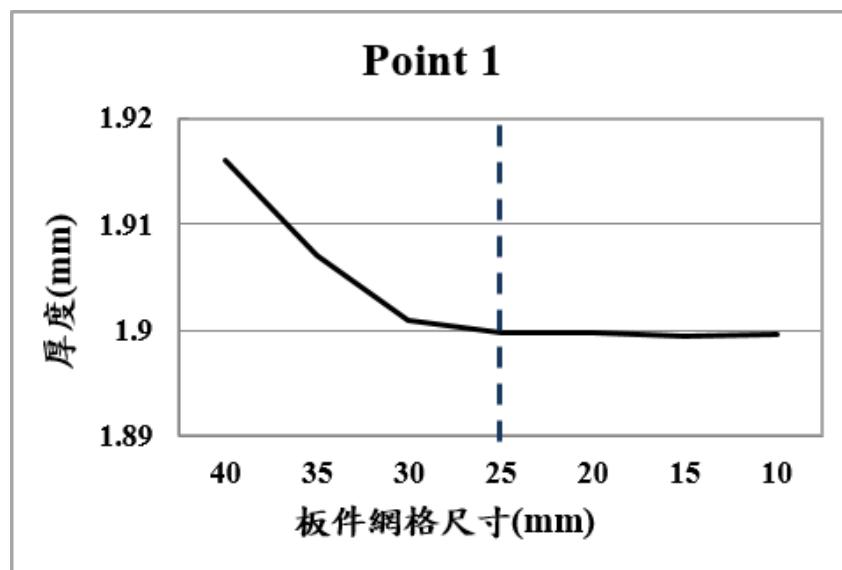
圖 5.5 厚度量測位置

針對 440 級高強度保險桿第一工程成形之分析，圖 5.6 至 圖 5.11 為 440 級高強度保險桿收斂性測試之厚度模擬結果。

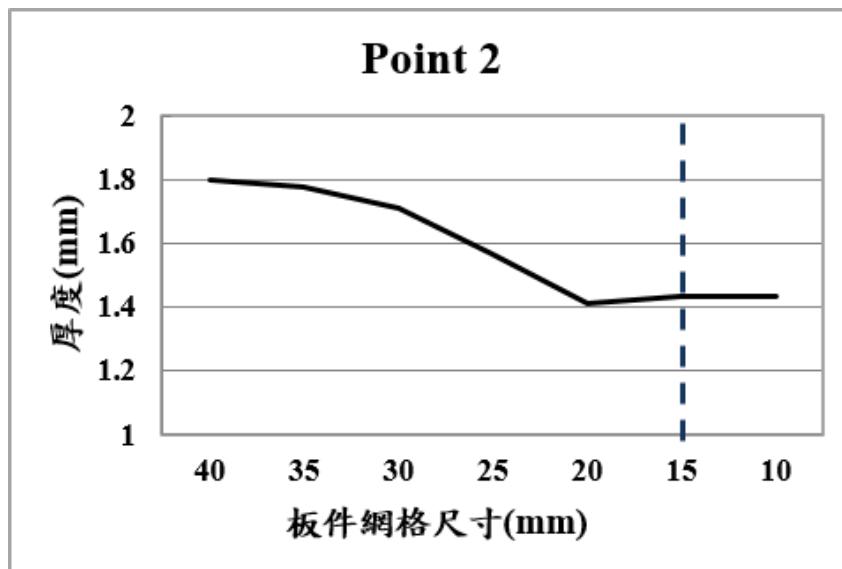


觀察圖 5.6 板件網格尺寸分析結果可知，板材厚度收斂於板件網格尺寸 15mm；圖 5.7 為不同模面圓角網格尺寸之分析結果，由該圖可以觀察到板材厚度收斂於模面圓角網格尺寸為 7.5 度；而不同模面網格尺寸之分析結果則如圖 5.8 所示，該圖顯示板材厚度收斂於模面網格尺寸為 15mm；觀察如圖 5.9 所示之板件網格細化度分析結果，板材厚度收斂於最大自適應網格細化度 4 級；圖 5.10 所示為不同積分點數量之分析結果，從該圖曲線可以觀察到當積分點為 7 個時，厚度之計算結果開始收斂；由圖 5.11 所示之沖壓速度分析結果，可知當沖壓速度為 5m/s 時，厚度之計算結果開始收斂。

綜合上述之收斂性測試結果，後續進行 CAE 分析時，板件網格尺寸將設定為 15mm、模面網格尺寸及模面圓角網格尺寸設定為 15mm 及 7.5 度、最大自適應網格細化度設定為 4 級、9 個積分點以及沖壓速度為 5m/s，並將製程參數與模擬參數進行整理，模擬參數設定如表 5.2 所示；同時亦針對 490 級研究載具進行收斂性測試，其模擬參數設定如表 5.3 所示。

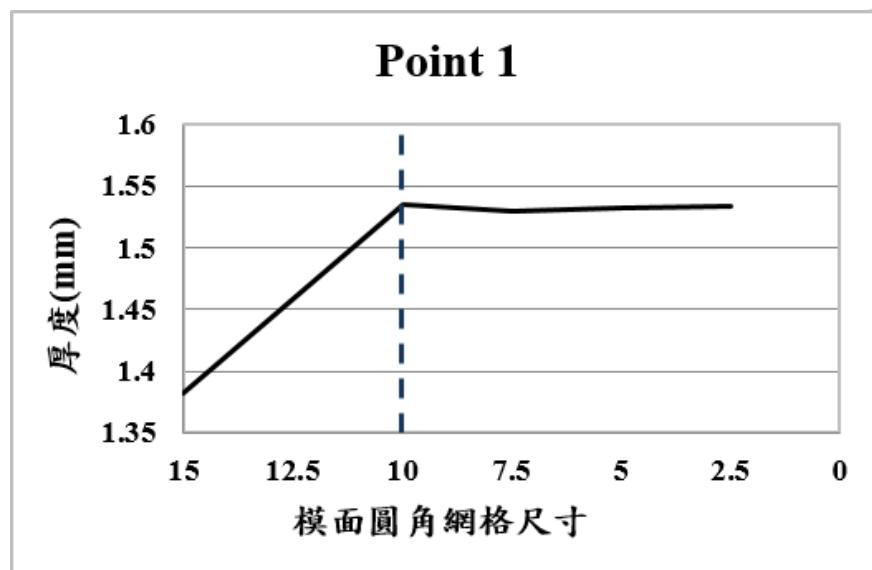


(a) Point 1

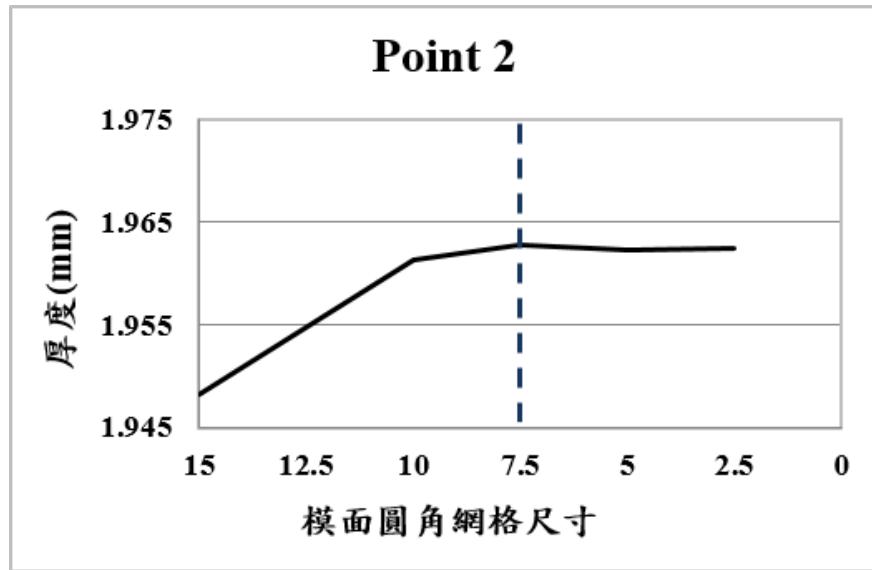


(b) Point 2

圖 5.6 收斂性測試-板件網格尺寸

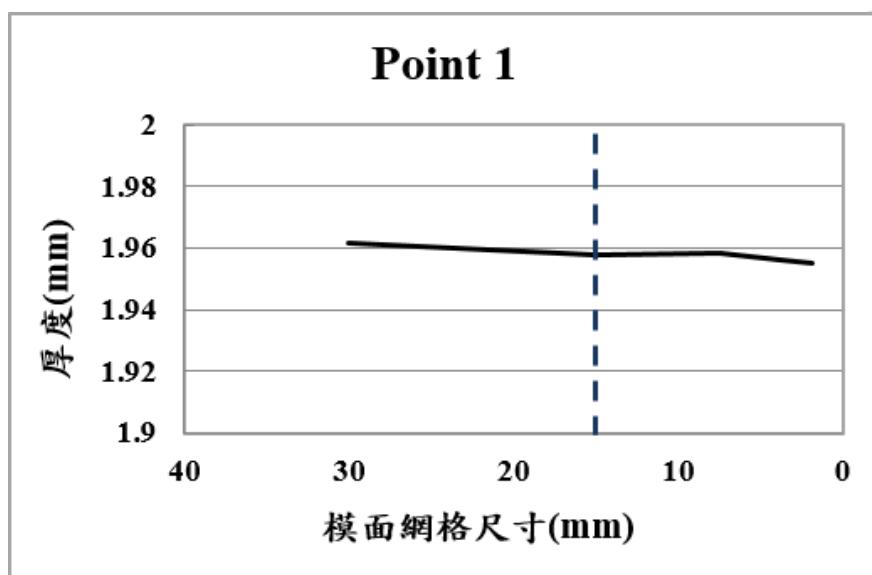


(a) Point 1

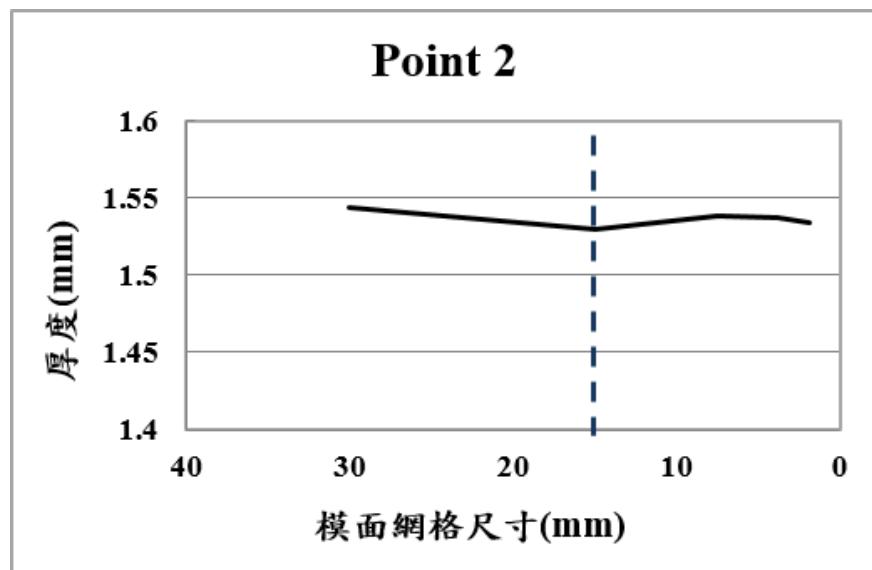


(b) Point 2

圖 5.7 收斂性測試-模面圓角網格尺寸

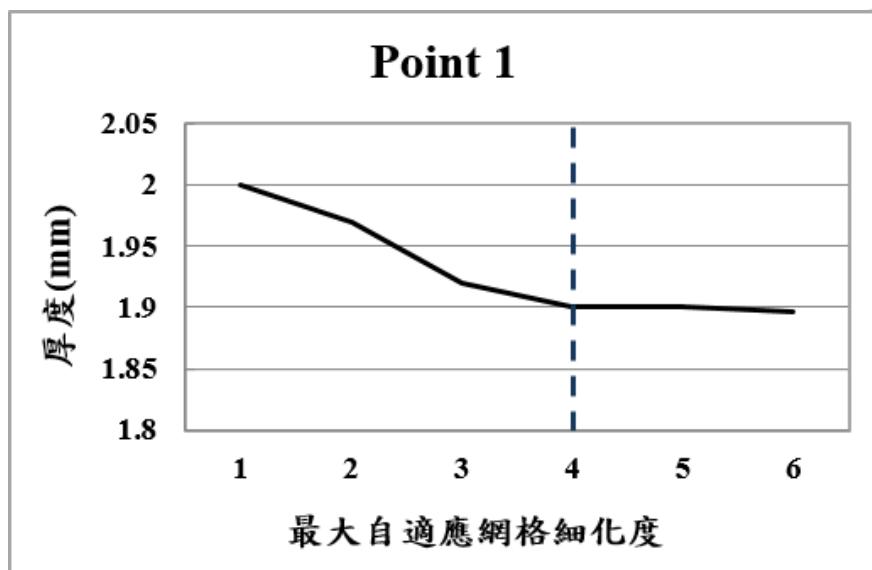


(a) Point 1

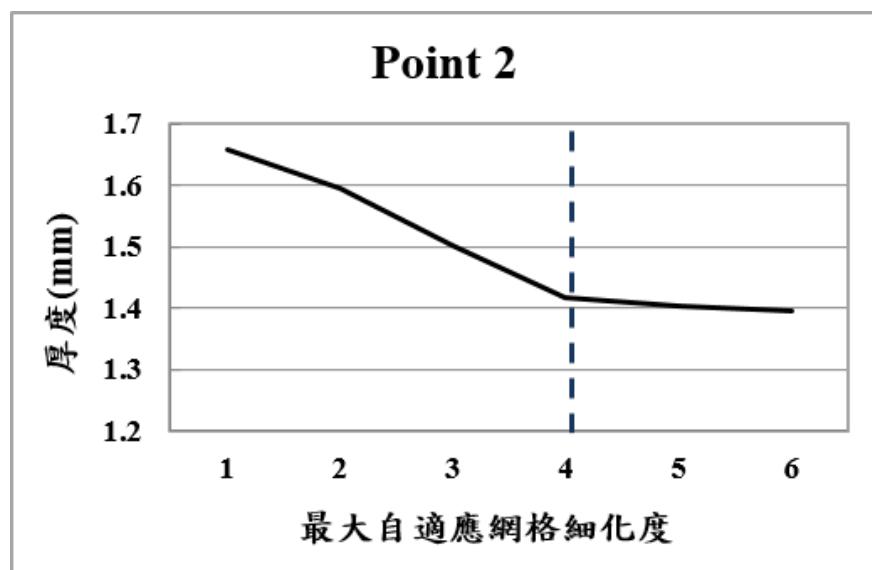


(b) Point 2

圖 5.8 收斂性測試-模面網格尺寸

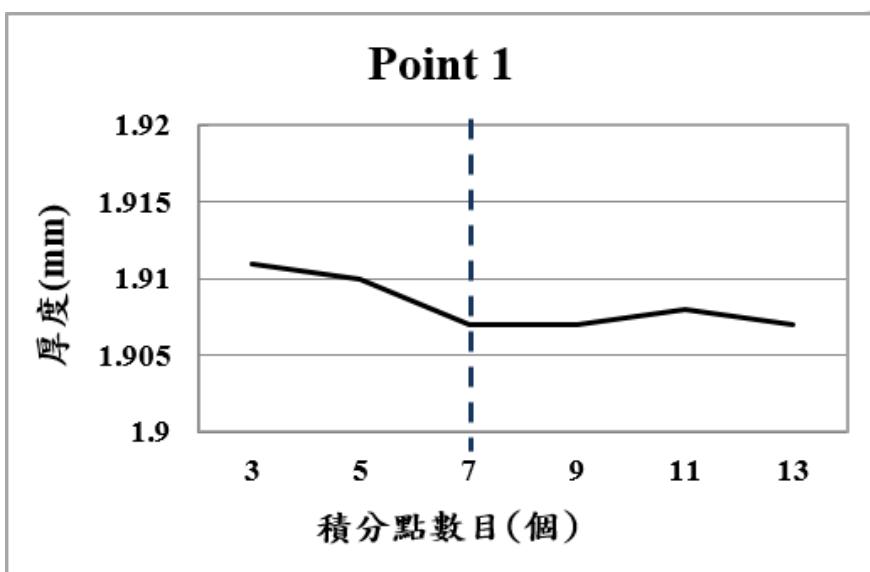


(a) Point 1

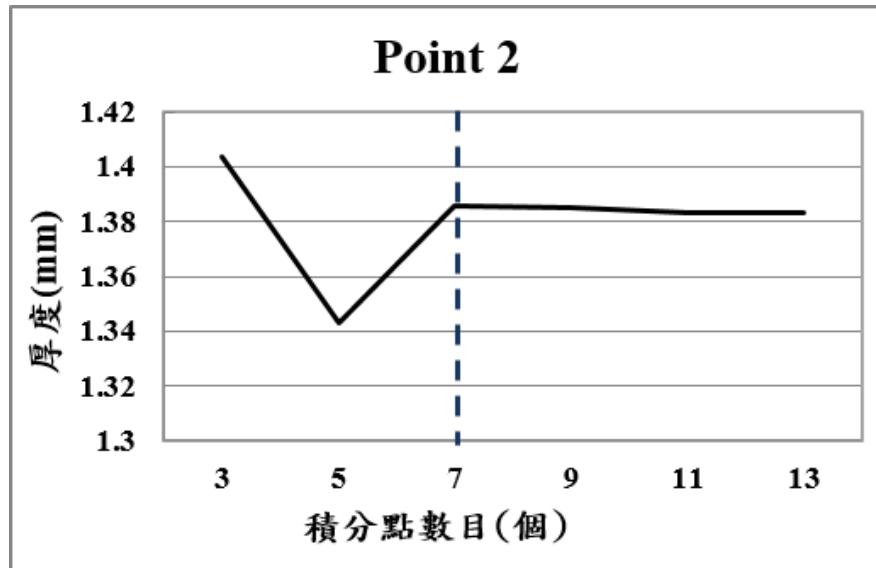


(b) Point 2

圖 5.9 收斂性測試-最大自適應網格細化度

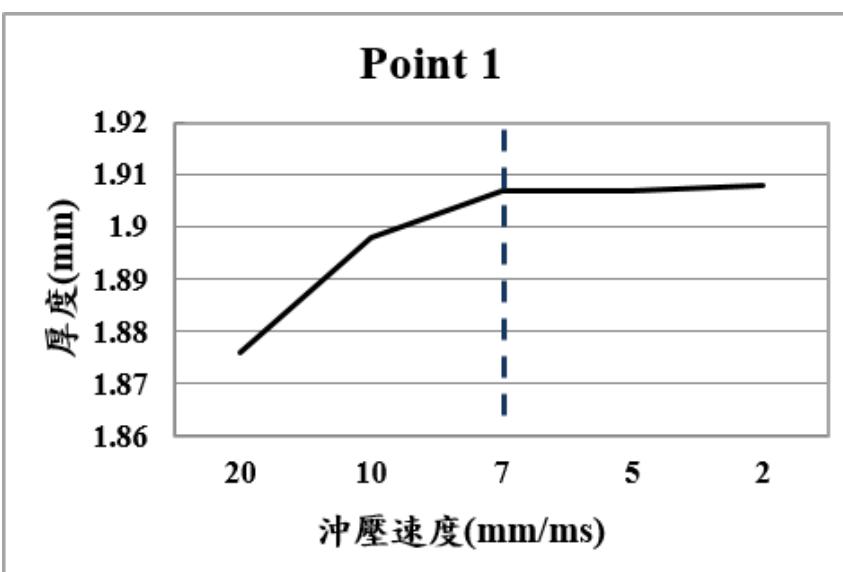


(a) Point 1

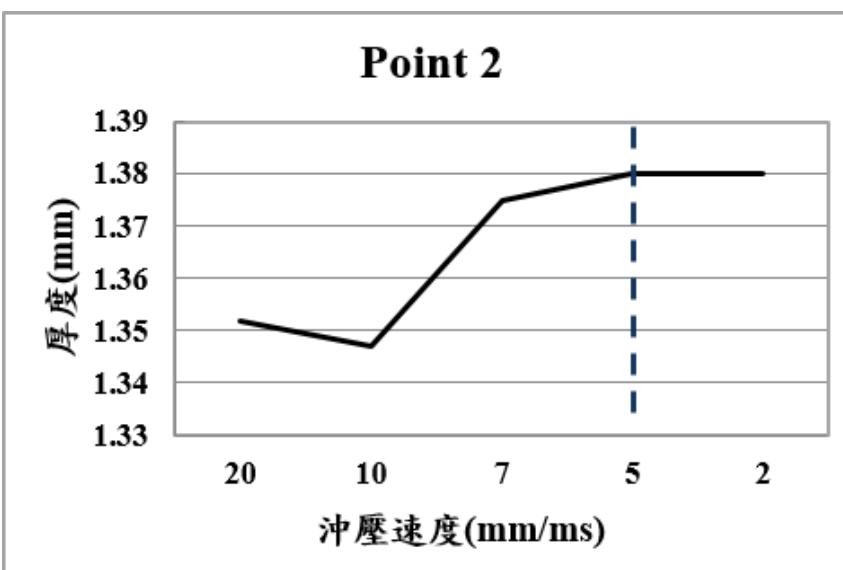


(b) Point 2

圖 5.10 收斂性測試-積分點



(a) Point 1



(b) Point 2

圖 5.11 收斂性測試-沖壓速度



表 5.2 440 級研究載具分析參數設定

參數名稱		分析內容
板件材料		材料強度：440MPa
製程參數	摩擦係數	μ : 0.12
	模具間隙	10% 板厚
模擬參數	模面與板件網格尺寸	15 mm
	最大自適應網格細化	4 級
	模面圓角網格尺寸	7.5 度/個
	積分點數目	7 個積分點
	沖壓速度	5 mm/ms
	合模速度	2 mm/ms

表 5.3 490 級研究載具分析參數設定



參數名稱		分析內容
板件材料		材料強度：490MPa
製程參數	摩擦係數	μ : 0.12
	模具間隙	10% 板厚
模擬參數	模面與板件網格尺寸	15 mm
	最大自適應網格細化	4 級
	模面圓角網格尺寸	7.5 度/個
	積分點數目	9 個積分點
	沖壓速度	5 mm/ms
	合模速度	2 mm/ms



5.2.3 初始模面成形缺陷分析與探討

為了確認研究載具高強度保險桿之成形缺陷，本節首先使用無餘肉造型設計和無回彈補償量之模面進行成形分析，如圖 5.12 與圖 5.13 所示；而板件網格尺寸、最大自適應網格細化度及沖壓速度等模擬參數，則使用 5.2.2 節所建立之 CAE 模擬參數，如表 5.2 和表 5.3 所示。

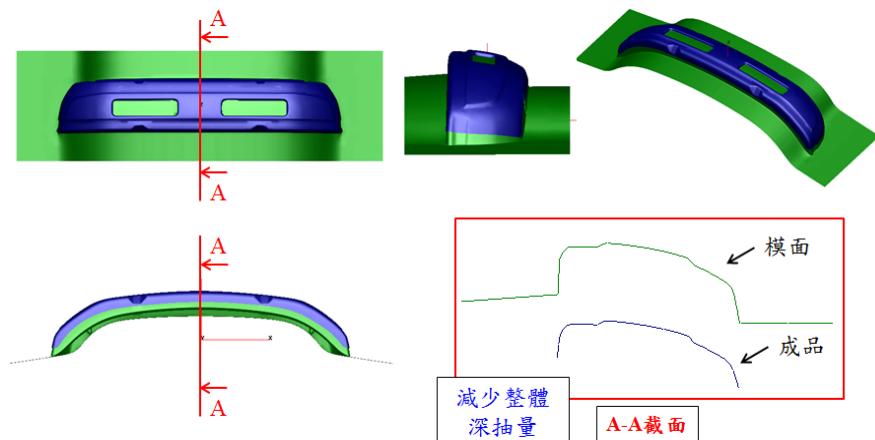


圖 5.12 440 級無餘肉造型之研究載具成形模面

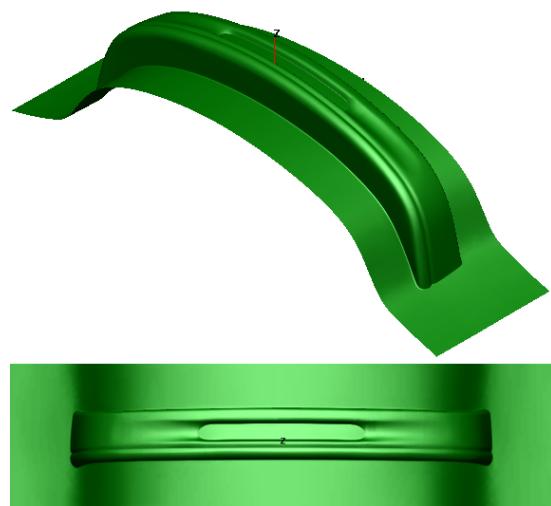


圖 5.13 490 級無餘肉造型之研究載具成形模面

(1) 440 級高強度保險桿初始成形缺陷模擬結果



圖 5.14 為無餘肉造型和無回彈補償設計模面之成形缺陷模擬結果，由圖可知於區域 A 與 B 產生極大減薄率，藉由圖 5.15 之 FLD 與成形品質分佈圖，再次確認區域 A 與 B 為破裂缺陷所發生之位置。

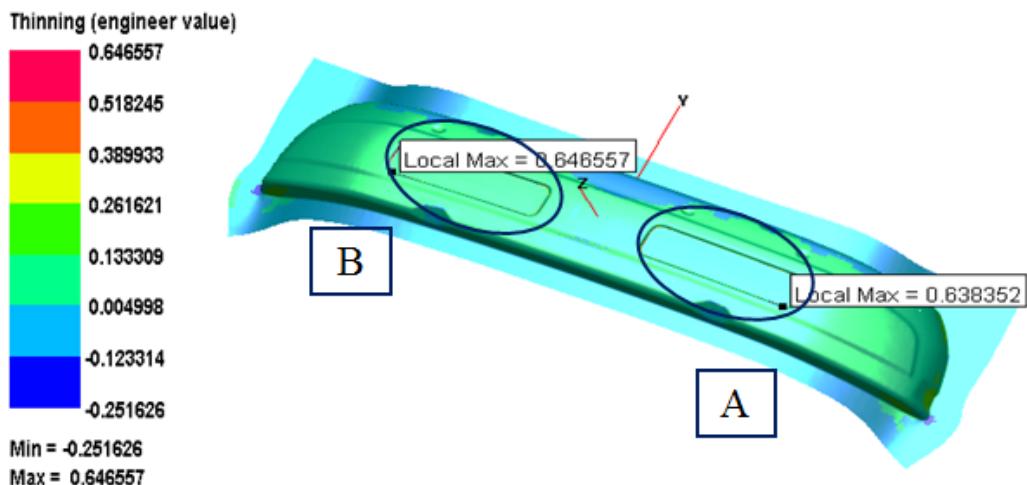


圖 5.14 無餘肉造型之減薄率分佈圖

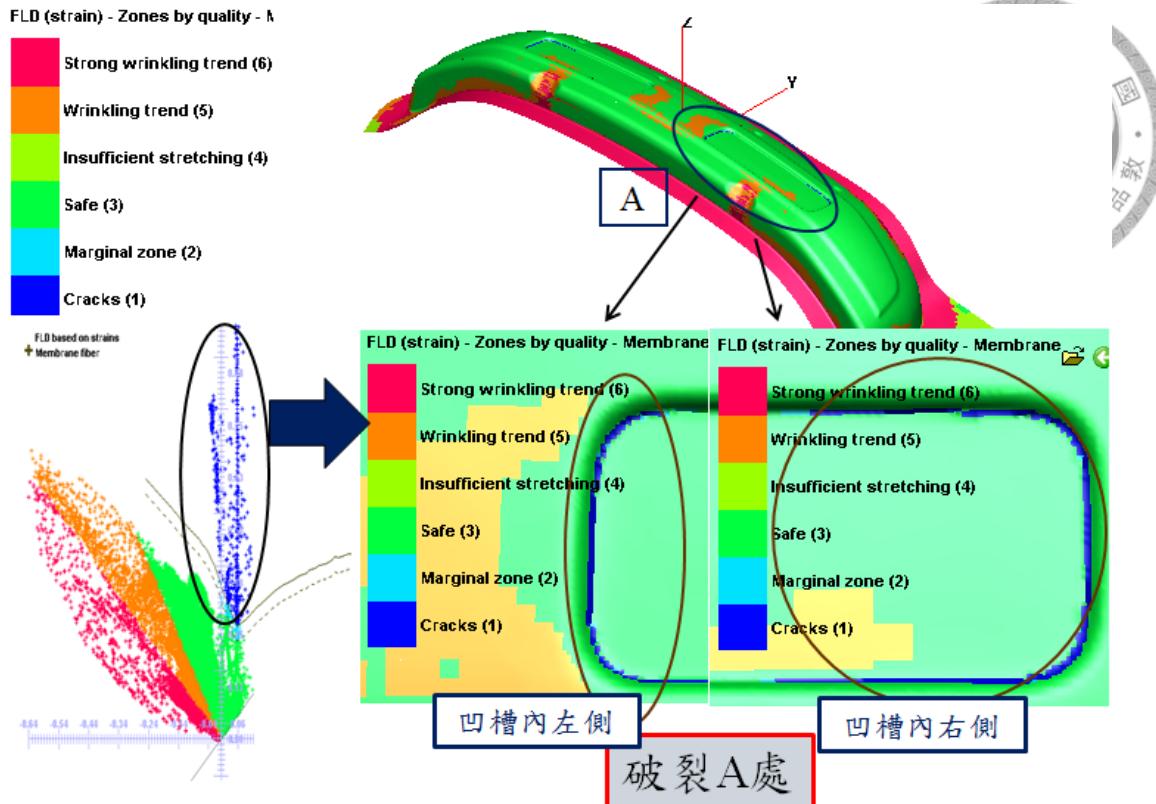


圖 5.15 無餘肉造型之 FLD 與成形品質分佈圖

觀察圖 5.16 與圖 5.17 之成形過程中可發現，在上下模距離為 8mm 時，於凹槽內之最大減薄率僅有 7%；而當上下模距離為 3mm 時，最大減薄率急遽上升。圖 5.18 為 FLD 與成形品質分佈圖，根據 FLD 可判斷此時已產生破裂缺陷，其造成原因為成品凹槽特徵之下圓角尺寸過小，導致圓角下壓板件時產生破裂缺陷，如圖 5.19 所示。

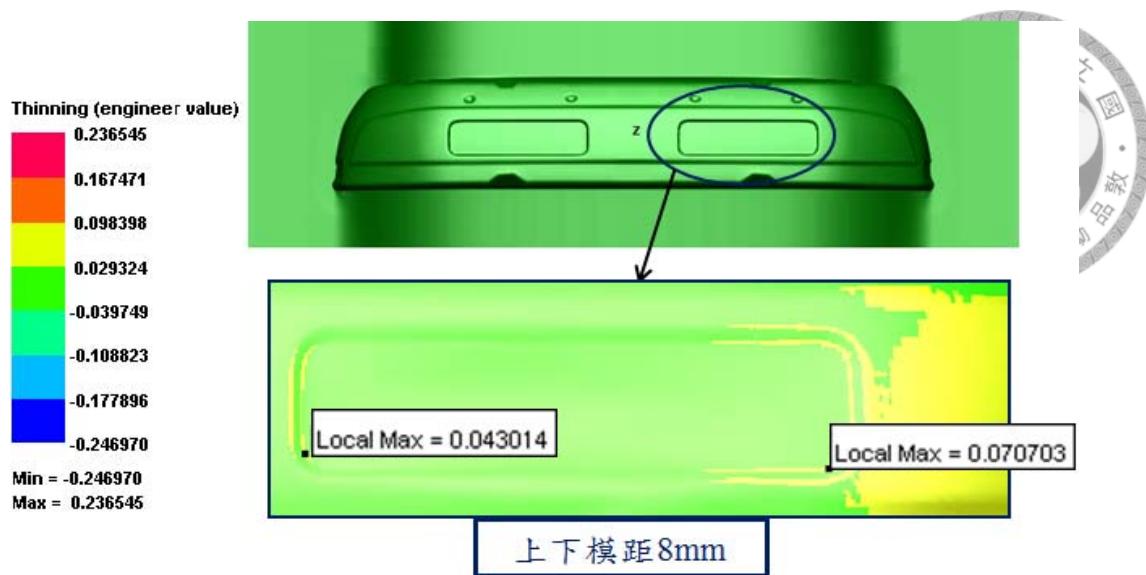


圖 5.16 初始模面成形過程之減薄率分佈(上下模距離 8mm)

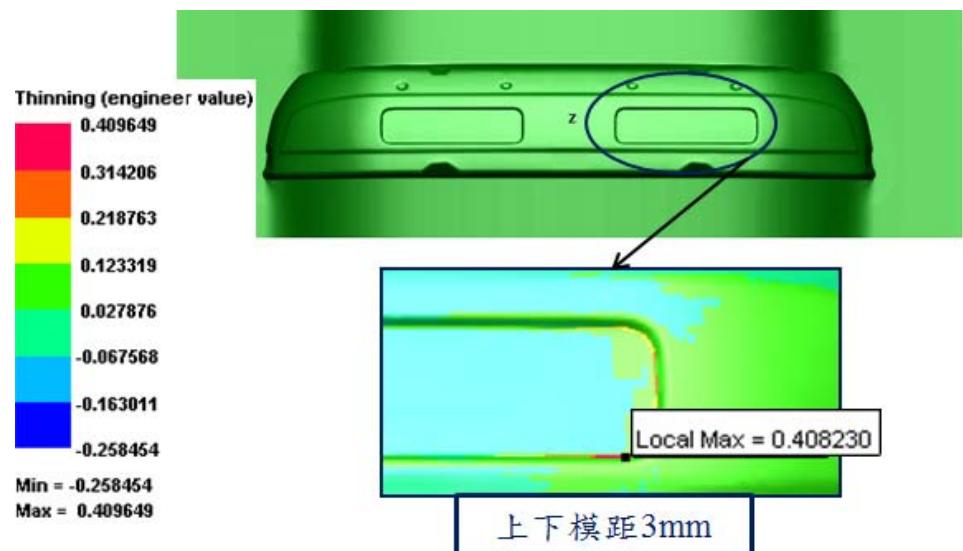


圖 5.17 初始模面成形過程之減薄率分佈(上下模距離 3mm)

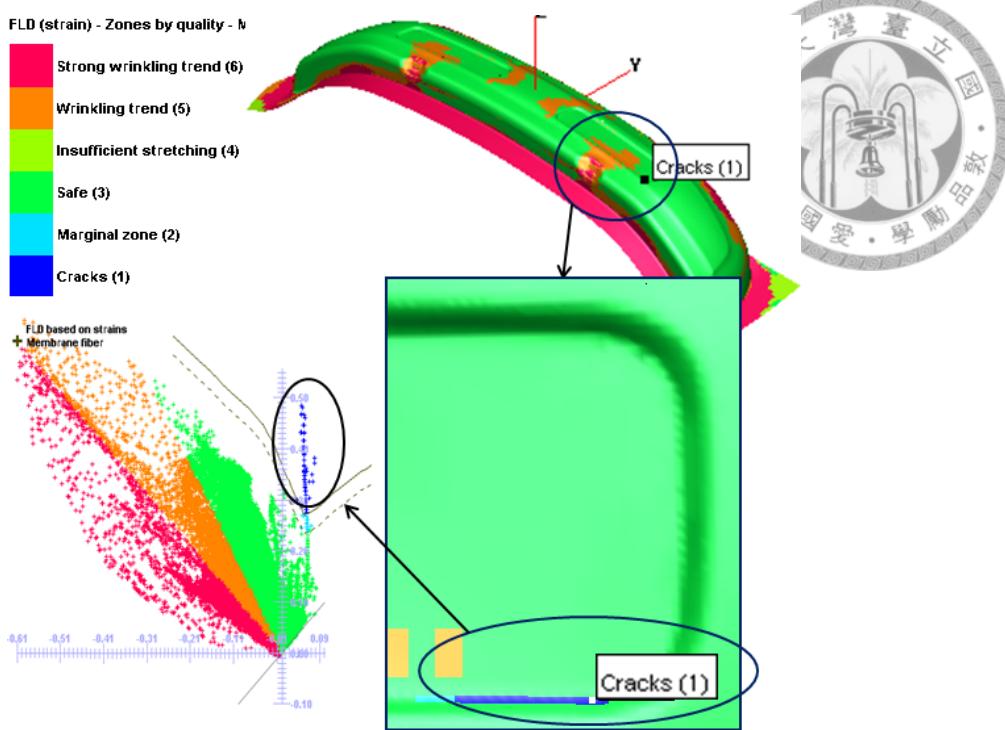


圖 5.18 初始模面 FLD 及成形品質分佈圖(上下模距離 3mm)

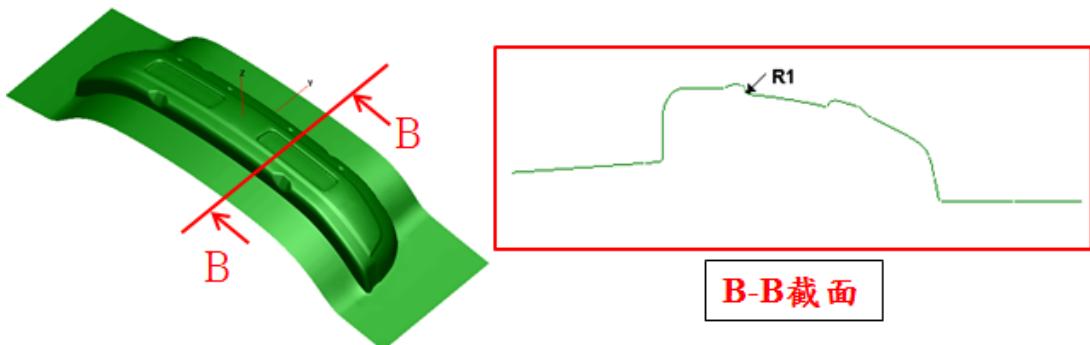


圖 5.19 初始模面之凹槽特徵圓角

在皺褶分析上，由圖 5.20 之模擬結果可知，區域 C 可能產生皺褶缺陷，而由圖 5.21 與圖 5.22 板材沖壓之流速圖可知，當上下模距離 15mm 時，材料流動方向朝區域 C 聚集；當上下模距離 3mm 時，材料匯集之情形依然不變，導致此處成形後可能有明顯皺褶之現象，

由圖 5.23 與圖 5.24 亦可確認，成形過程中材料匯集所產生之皺褶缺陷。由圖 5.25 比較模面與板件成形後之曲率半徑，成形後板件於此區域之曲率半徑分佈情形明顯不均，確認區域 C 應會產生皺褶缺陷。

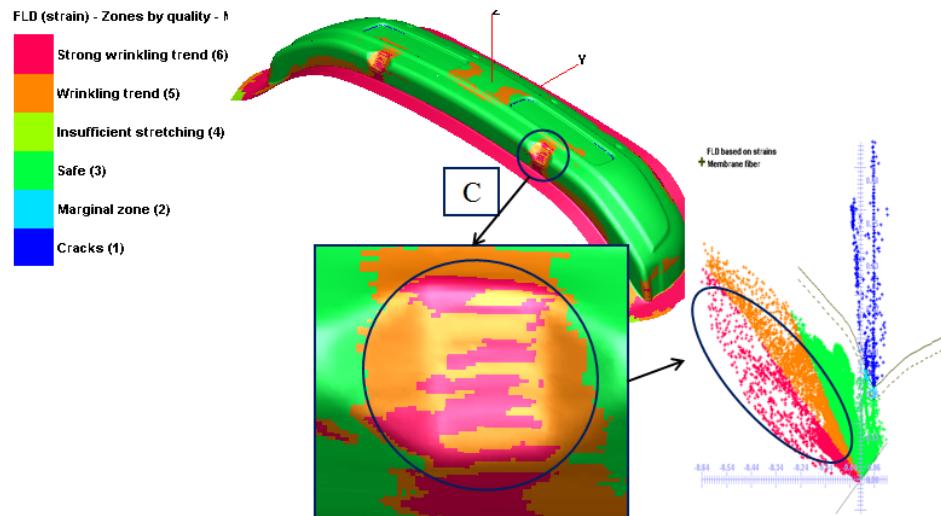


圖 5.20 無餘肉造型之 FLD 與成形品質分佈圖

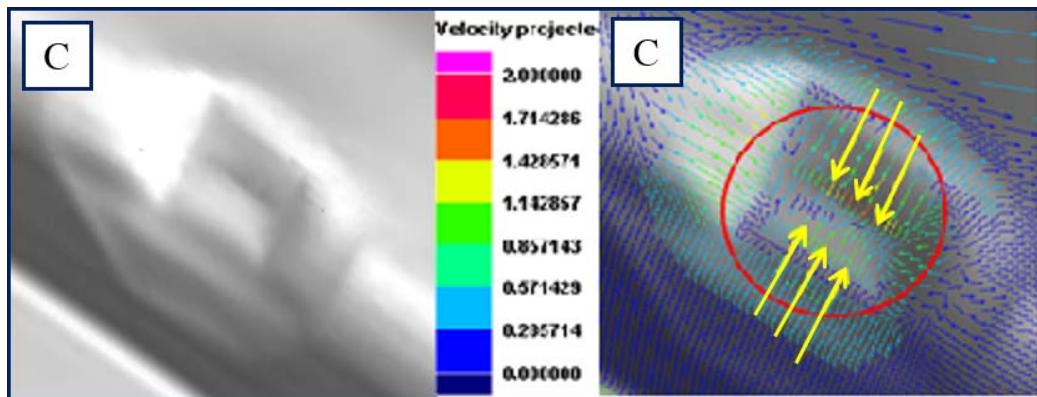


圖 5.21 上下模距離 15mm 及對應之材料流速圖

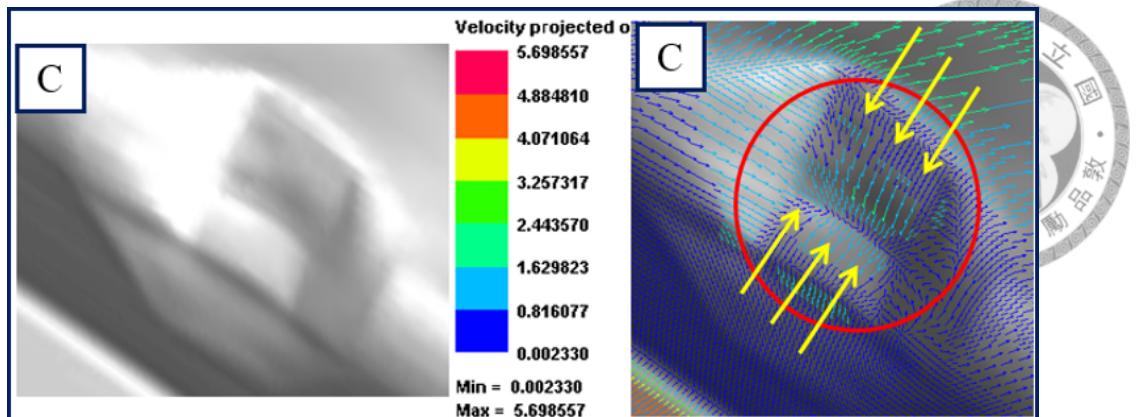


圖 5.22 上下模距離 3mm 及對應之材料流速圖

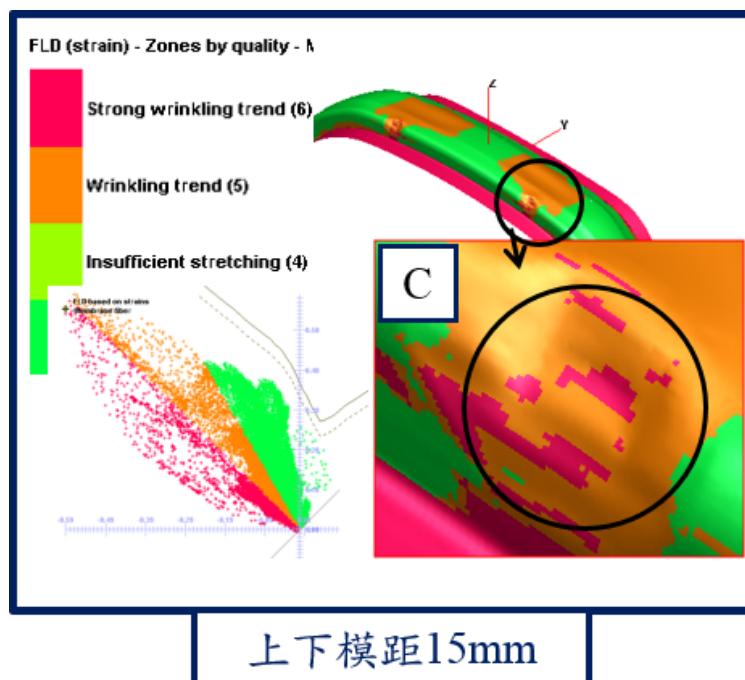


圖 5.23 上下模距離 15mm 及對應之 FLD 與成形品質圖

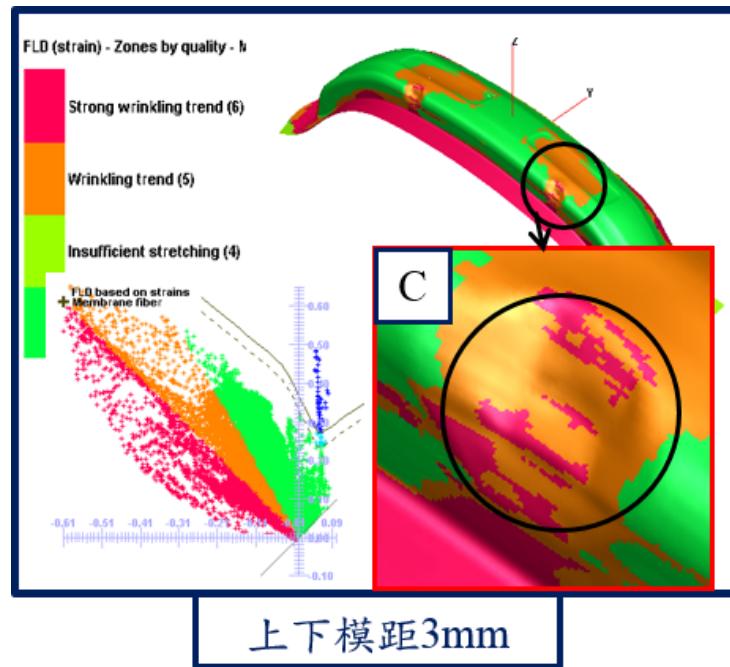


圖 5.24 上下模距離 3mm 及對應之 FLD 與成形品質圖

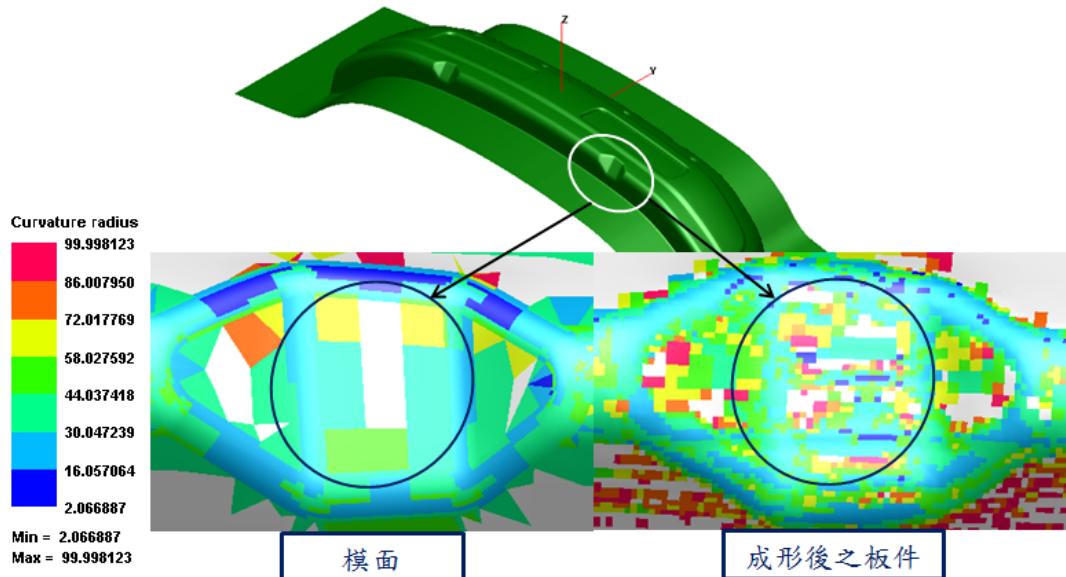


圖 5.25 無餘肉造型模面與成形後板件之曲率比較

波浪缺陷為成形過程中皺褶產生後再被拉長，其產生位置如圖 5.26 所示。觀察圖 5.27 之板件可知，當板材 Holding 階段結束時，上
下模之距離為 150mm，此時波浪缺陷已開始產生，在圖 5.28 可觀察
波浪缺陷於後續成形過程中逐漸拉長，直至沖壓完成時，即可明顯觀
察到其缺陷，如圖 5.29 所示。

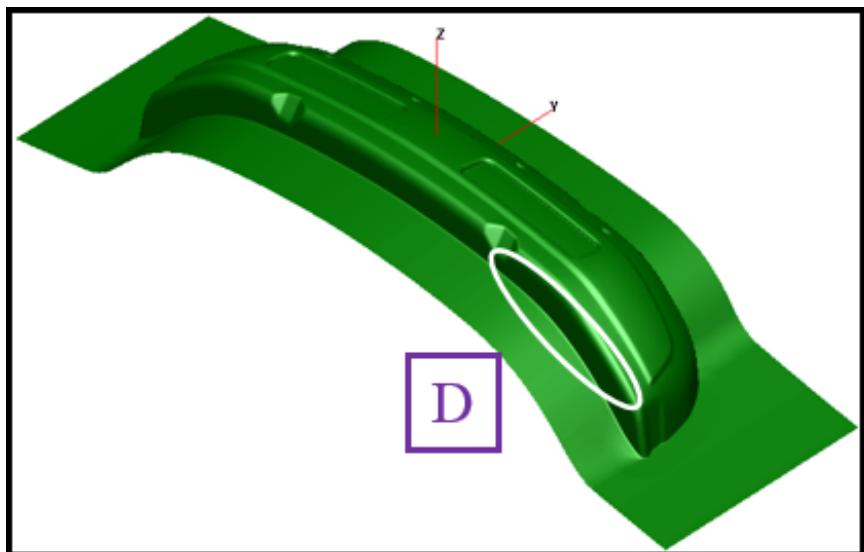


圖 5.26 波浪缺陷產生位置

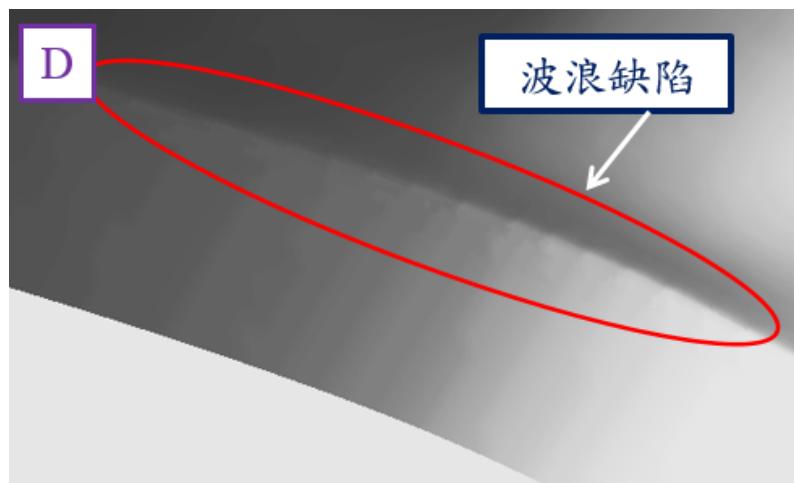


圖 5.27 Holding 階段板件夾持產生之波浪缺陷

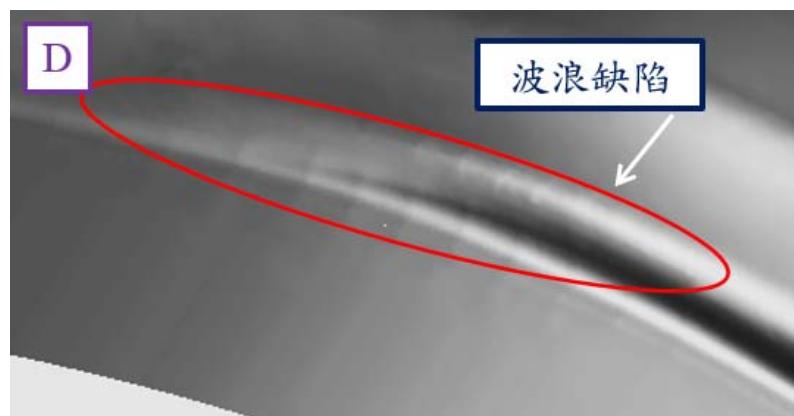


圖 5.28 上下模距離 90mm 之板件

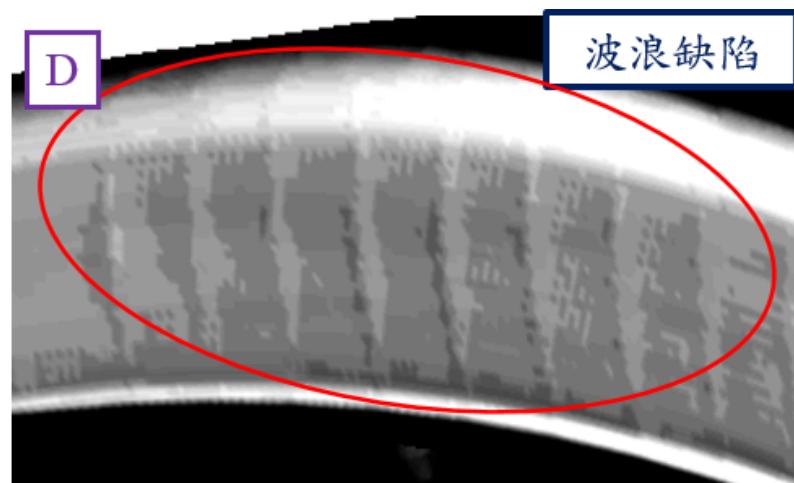


圖 5.29 沖壓完成之板件



衝擊線又名抽痕，其發生原因是板材流動時與模具間所造成的痕跡，而汽車外觀件要求衝擊線不能出現在成品面上，判斷方式可觀察板材上是否有產生與原素材表面不同的顏色，此顏色為金屬光亮的刮痕。本研究載具衝擊線產生之位置如圖 5.30 所示，並可由圖 5.31 觀察到明顯之衝擊線。

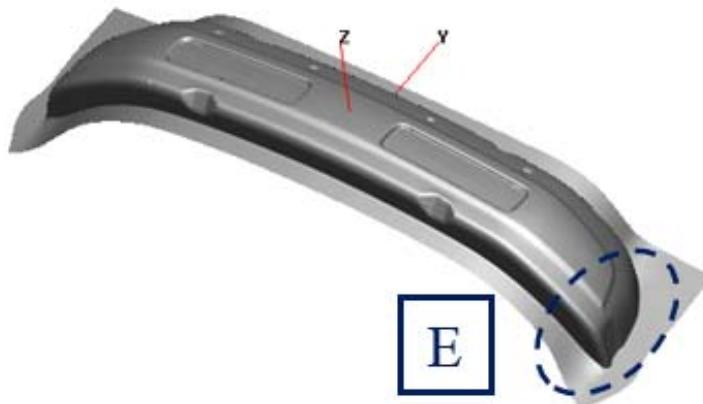


圖 5.30 衝擊線產生位置

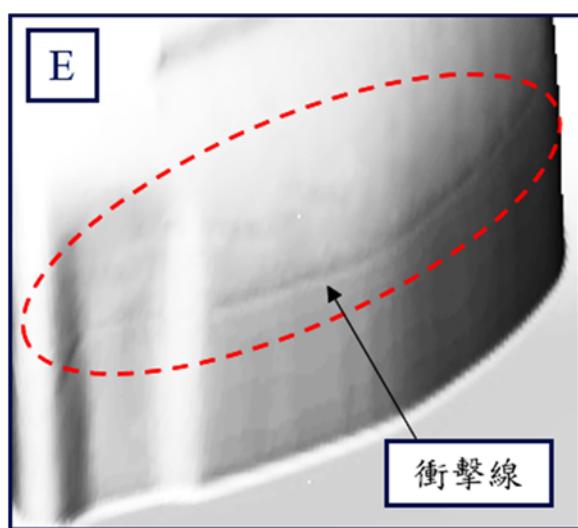


圖 5.31 沖壓完成後板件之衝擊線



(2) 490 級高強度保險桿初始成形缺陷模擬結果

圖 5.32 為無餘肉造型和無回彈補償設計模面之成形缺陷模擬結果，由圖可知在中間凹槽內與側端下側之最大減薄率為 28.9% 與 28.4%。故藉由圖 5.33 之 FLD 與成形品質分佈圖再次確認，可知研究載具之無餘肉造型模面並無破裂缺陷產生。

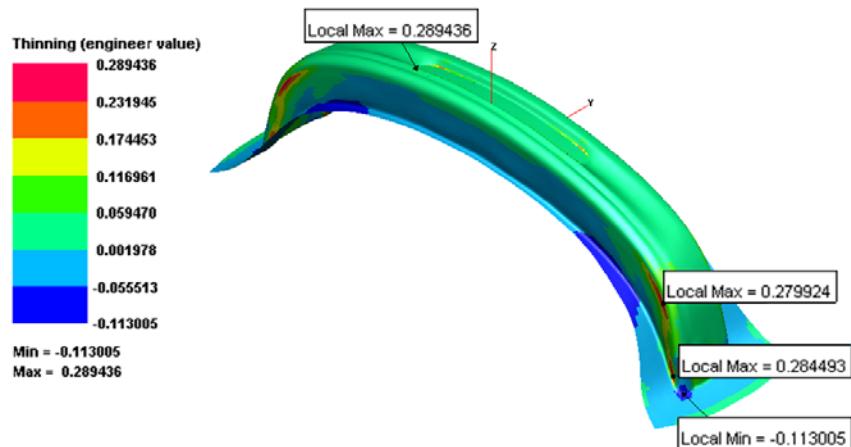


圖 5.32 490 級無餘肉造型之研究載具減薄率分佈圖

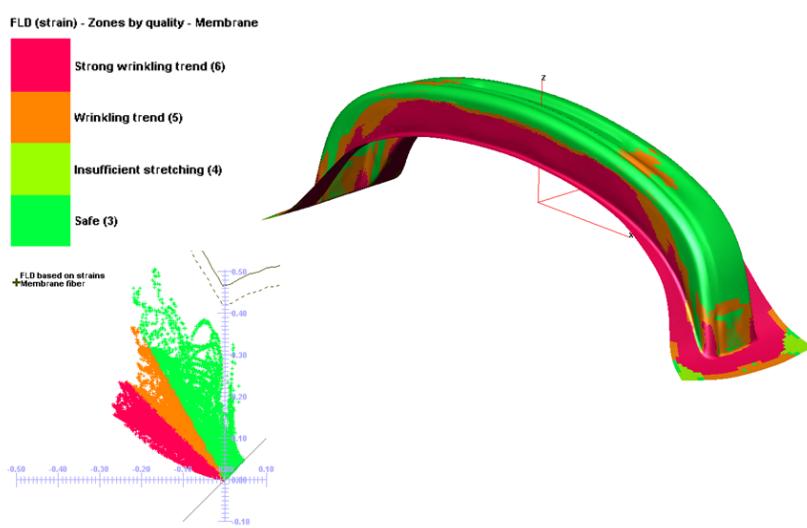


圖 5.33 490 級無餘肉造型之研究載具 FLD 與成形品質分佈圖

在皺褶分析上，由圖 5.34 之模擬結果可知，於側壁端下側、兩側區域均可能產生皺褶缺陷，且觀察圖 5.35 之成品線範圍可發現，上述三區域於成品範圍內均可能產生皺褶。

首先針對側壁端下側進行分析，由圖 5.36 與圖 5.37 板材沖壓過程之流速圖可知，當上下模距 100mm 時，材料流動方向朝側壁端下側聚集，此情形當上下模距 80mm 時依然不變，導致此處成形後有明顯皺褶之現象；由圖 5.38 及圖 5.39 之 FLD 與成形品質分佈圖中可知，當上下模距 100mm 與 80mm 時均已產生皺褶，確認側壁端下側應會產生皺褶缺陷。

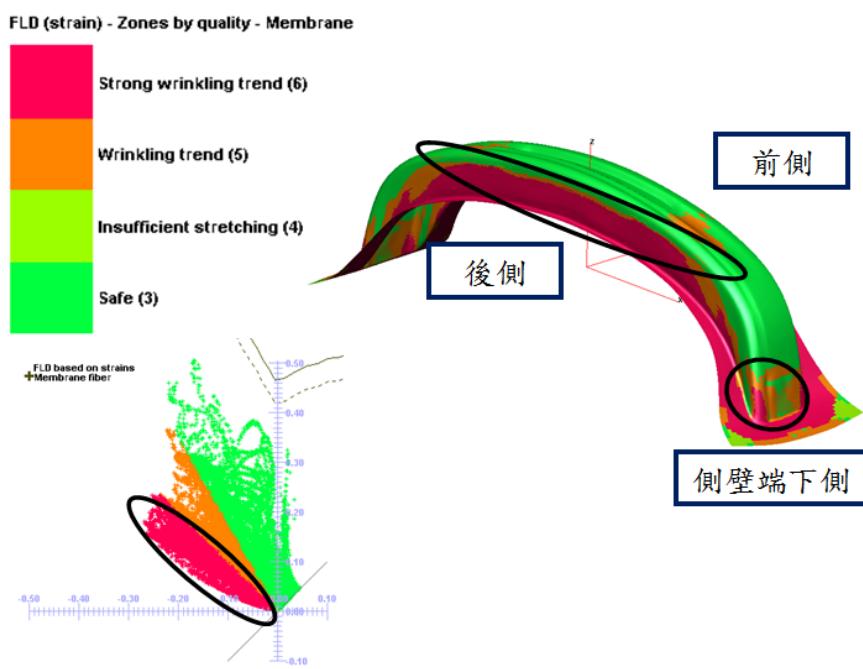


圖 5.34 490 級無餘肉造型之研究載具 FLD 與成形品質分佈圖

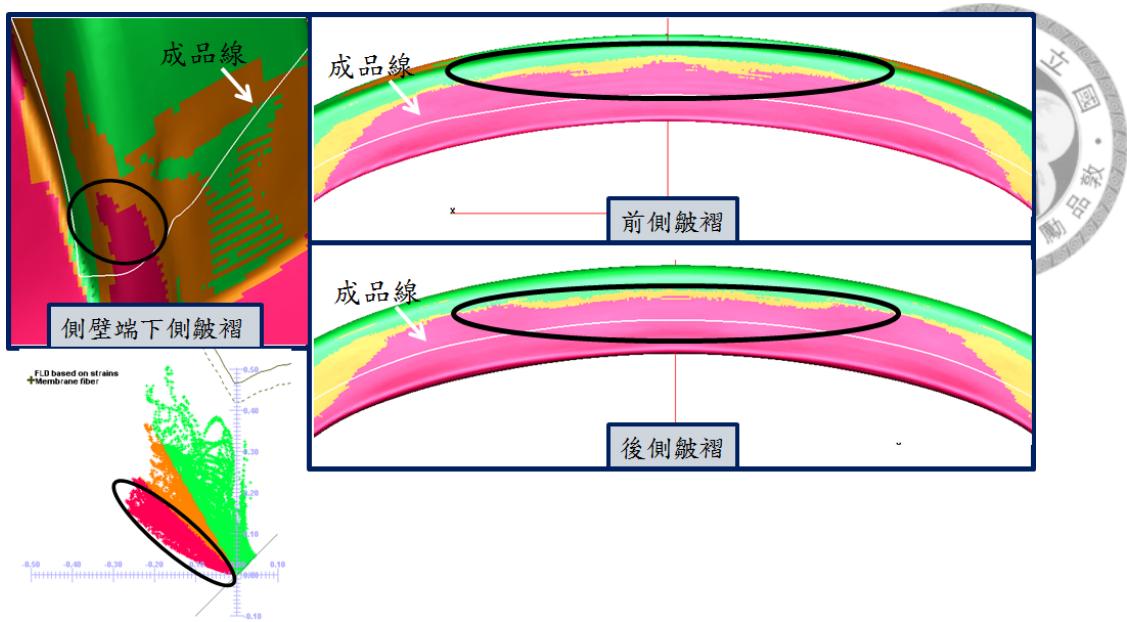


圖 5.35 490 級研究載具之皺褶區域

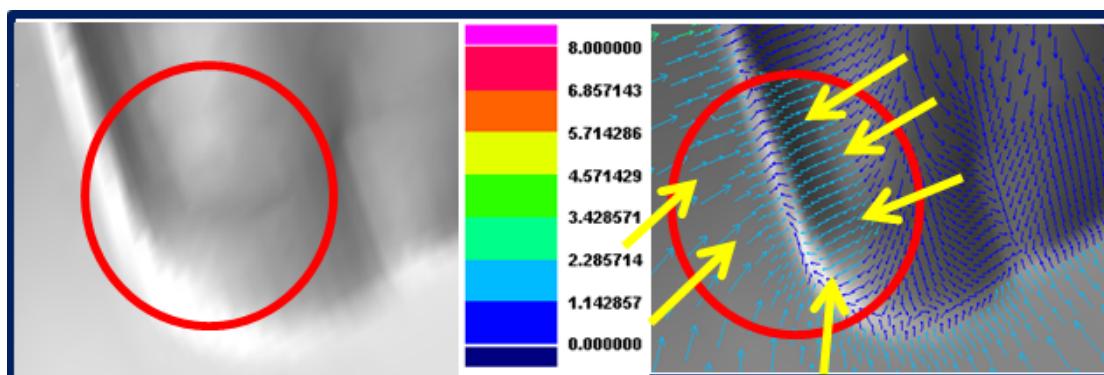


圖 5.36 側壁端下側之上下模距 100mm 及對應之材料流速圖

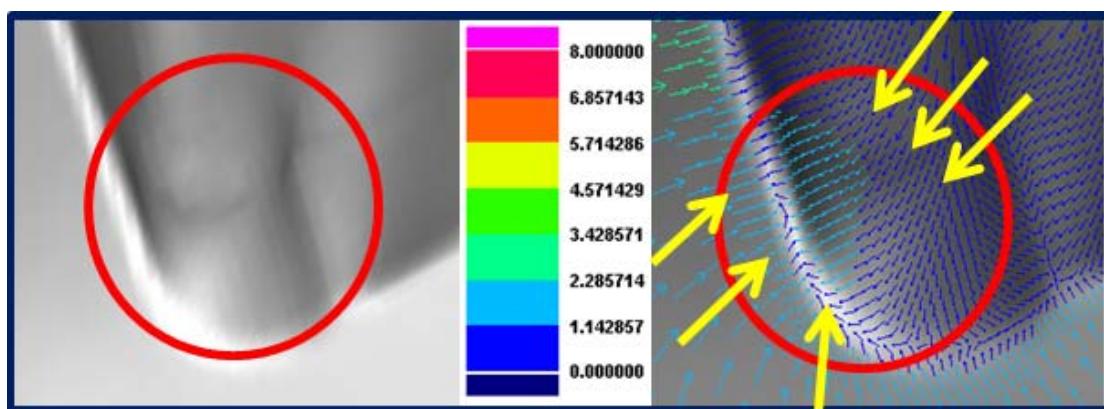


圖 5.37 側壁端下側之上下模距 80mm 及對應之材料流速圖

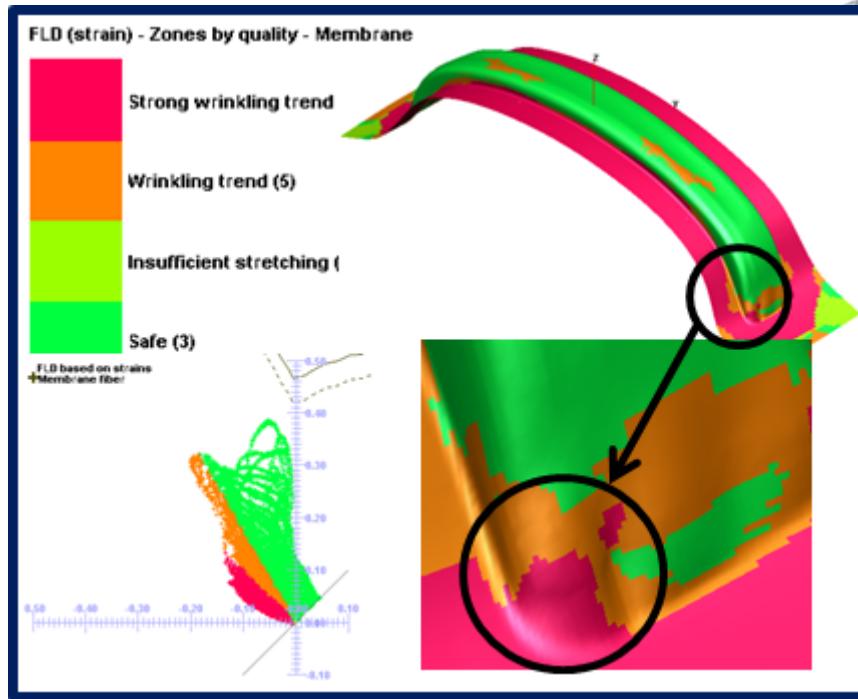


圖 5.38 側壁端下側上下模距 100mm 之 FLD 與成形品質分佈圖

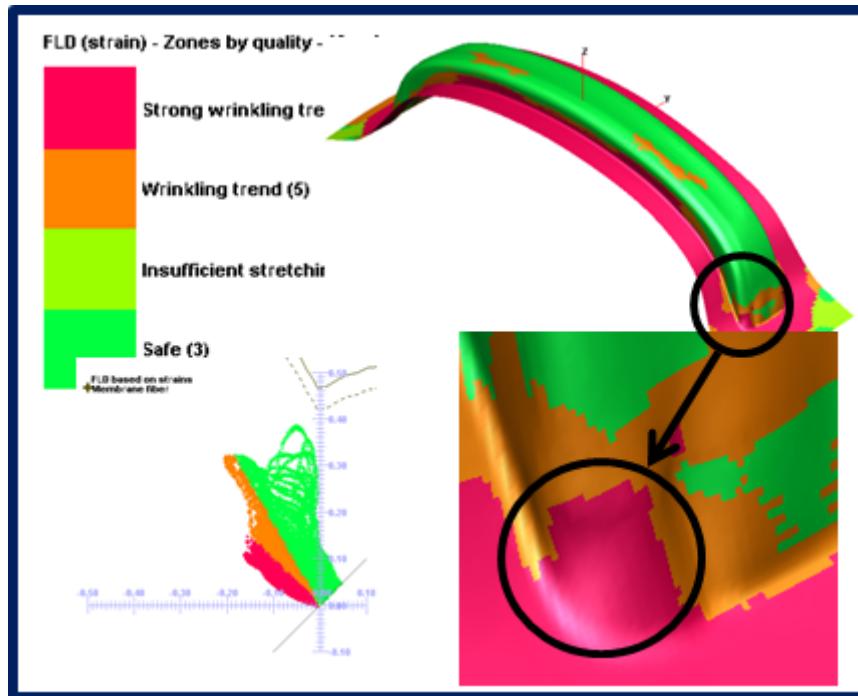


圖 5.39 側壁端下側上下模距 80mm 之 FLD 與成形品質分佈圖

在前側與後側區域之分析上，可觀察圖 5.40 與圖 5.41 之 FLD 與成形品質分佈圖得知，前側與後側區域皆可能產生皺褶。為確認區域前側與後側區域產生皺褶之可能性，故利用 PAM-STAMP 中打光之方式進行確認。一般而言，若打光後光線條紋產生不連續則有皺褶產生，而由圖 5.42 與圖 5.43 之打光測試之結果可看出，光線條紋皆有些許不連續之情況產生，因此確認前側與後側區域應會產生輕微皺褶。

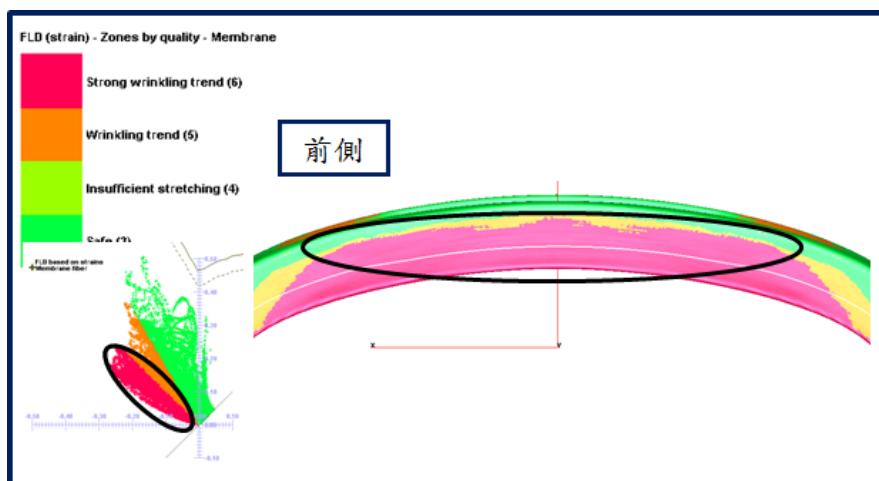


圖 5.40 490 級研究載具前側區域之 FLD 與成形品質分佈圖

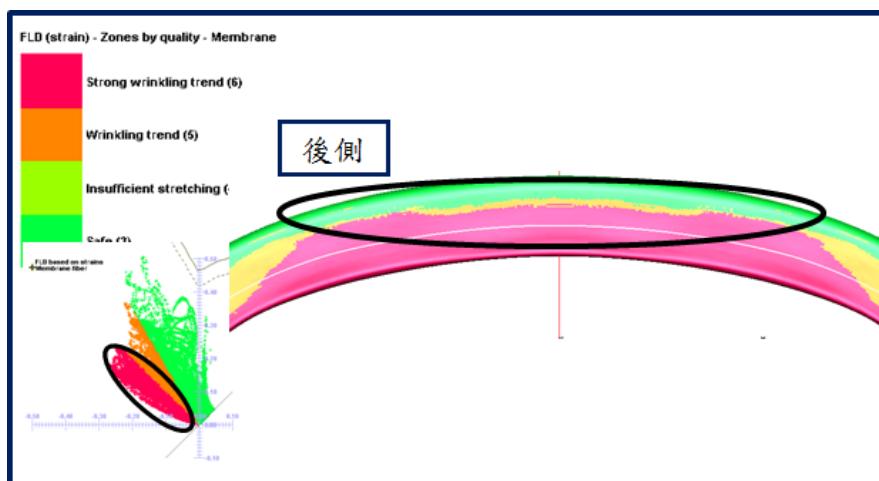


圖 5.41 490 級研究載具後側區域之 FLD 與成形品質分佈圖

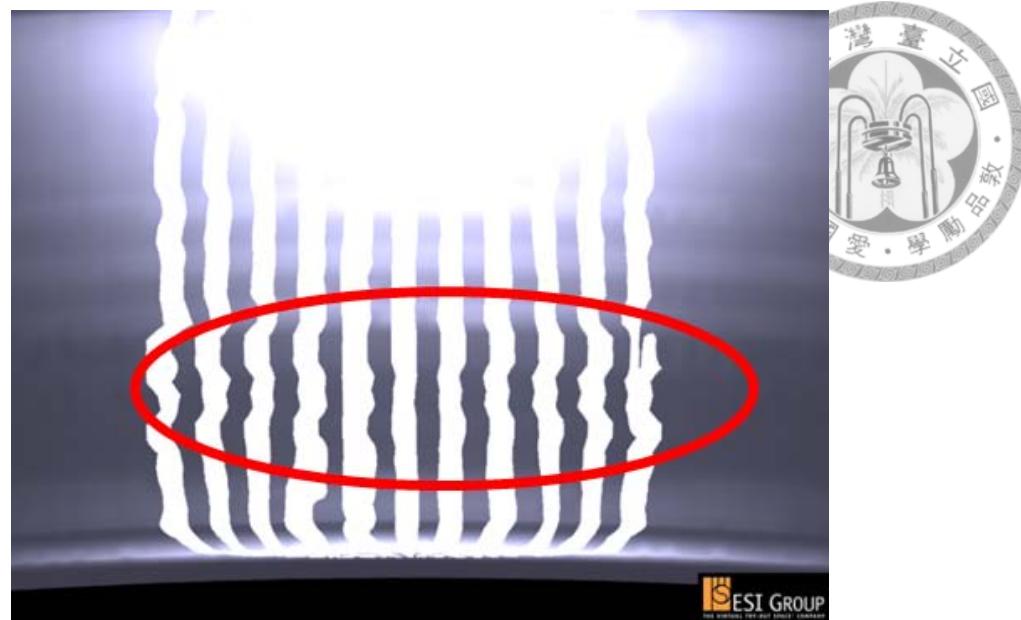


圖 5.42 前側區域之輕微皺褶

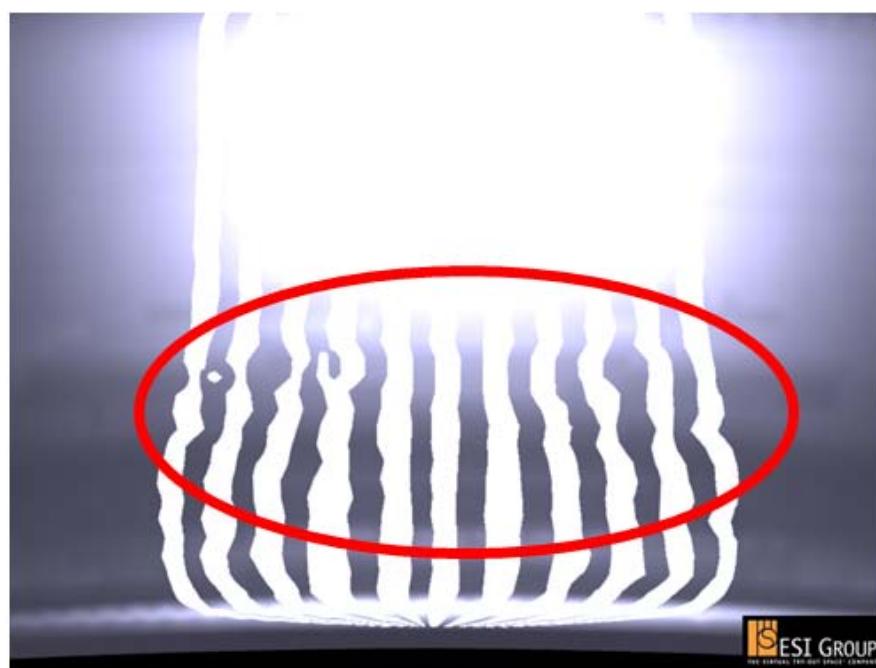


圖 5.43 後側區域之輕微皺褶



5.3 高強度保險桿成形缺陷之改善

綜合上述 440 級與 490 級高強度保險桿初始模面成形缺陷之模擬結果可知，440 級高強度保險桿將產生破裂、皺褶、波浪缺陷以及衝擊線；而 490 級高強度保險桿則產生皺褶缺陷，如圖 5.44 與圖 5.45 所示，後續將針對其成形缺陷進行改善。

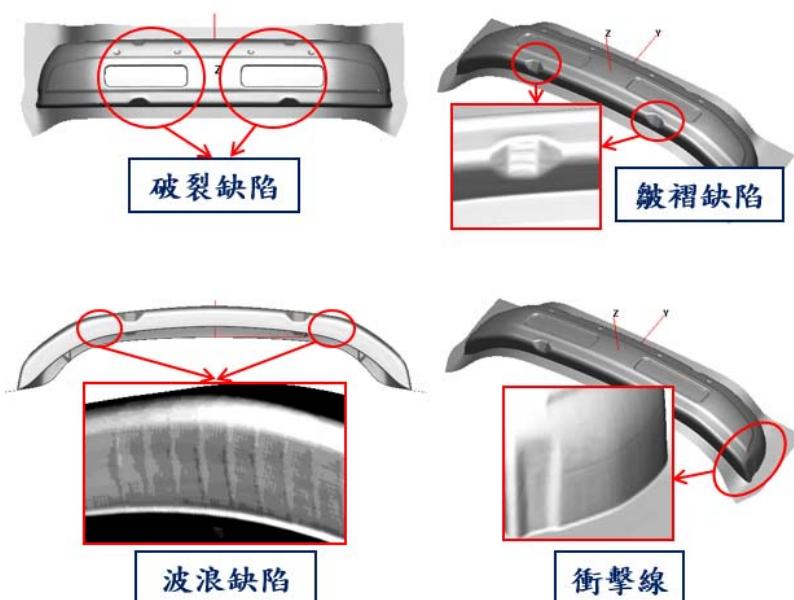


圖 5.44 440 級高強度保險桿初始模面成形缺陷

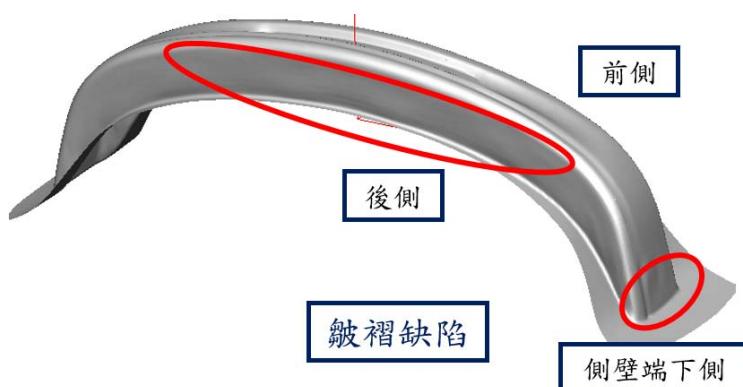


圖 5.45 490 級高強度保險桿初始模面成形缺陷

(1) 440 級高強度保險桿成形缺陷之改善



在此將研究載具可配置餘肉造型之區域分為三個部分，如圖 5.46 所示分別為區域 X、Y 及 Z。由 5.2.3 節中得知，於區域 X 內並無缺陷產生，故區域 X 不增加餘肉造型；於區域 Y 有一衝擊線產生，故於 Y 區增加阻料條餘肉造型，藉以增加區域 Y 之拉伸量，解決皺褶缺陷；而區域 Z 附近則有波浪缺陷、破裂及皺褶缺陷，可採用阻料條餘肉造型與階梯餘肉造型，然而阻料條餘肉造型可能會使破裂缺陷更為嚴重，因此於區域 Z 將選用階梯餘肉造型。除此之外，由於載具長方形凹槽圓角處並無搭接觸，故將放大其圓角，藉以改善破裂缺陷。由圖 5.48 可知凹槽特徵原始尺寸為 $H = 10.854\text{ mm}$ 、 $R1$ 及 $R2 = 1\text{ mm}$ ，為改善破裂情形將尺寸修改後 $R1$ 及 $R2 = 5\text{ mm}$ 並進行分析。

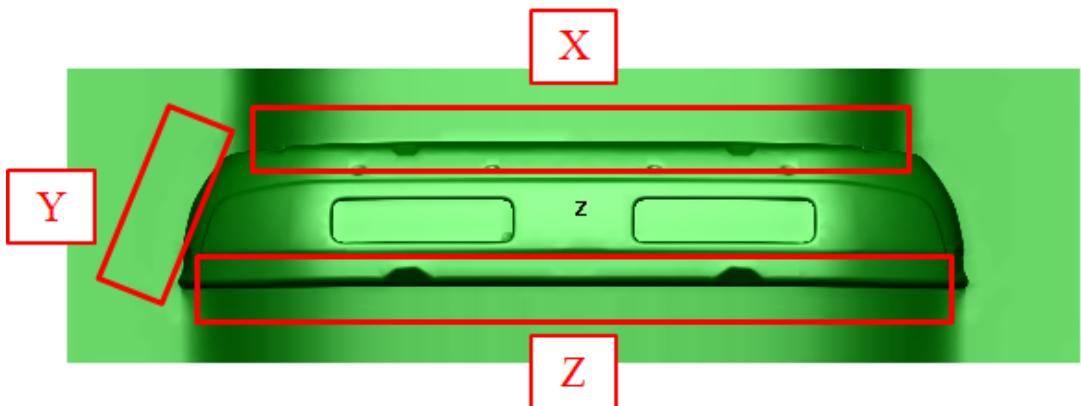


圖 5.46 440 級研究載具無餘肉造型模面區域示意圖

圖 5.47 為研究載具配置餘肉造型後之模面，於區域 X 為無餘肉

造型設計、區域 Y 為阻料條餘肉造型、區域 Z 為階梯餘肉造型，並以此餘肉造型進行成形缺陷分析。

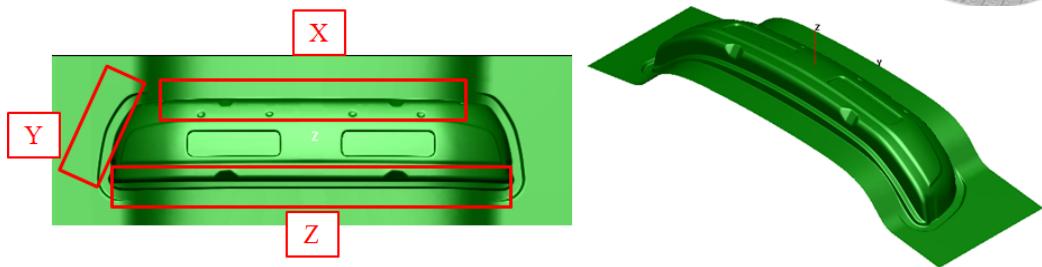


圖 5.47 440 級研究載具餘肉造型配置結果

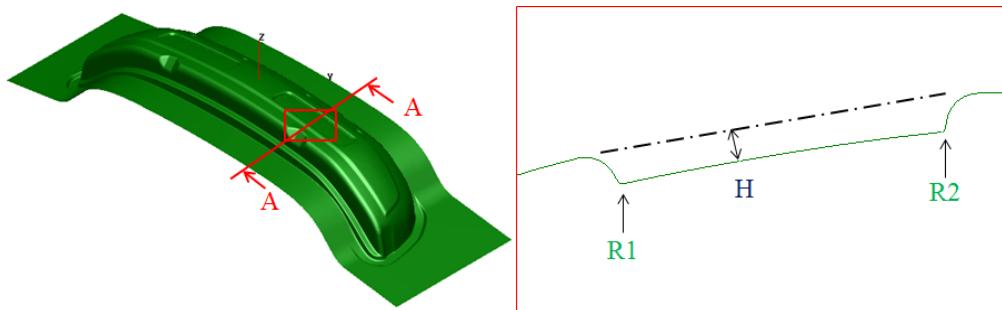


圖 5.48 440 級研究載具凹槽特徵

圖 5.49 為配置餘肉造型與修改凹槽圓角後之減薄率分佈圖，凹槽內最大減薄率已降低至 9%，而最大減薄率為 29%，由圖 5.50 成形後之 FLD 可知已無破裂缺陷產生；而皺褶、波浪缺陷與衝擊線經由餘肉造型設計後得以解決，如圖 5.51、圖 5.52 與圖 5.53 所示。

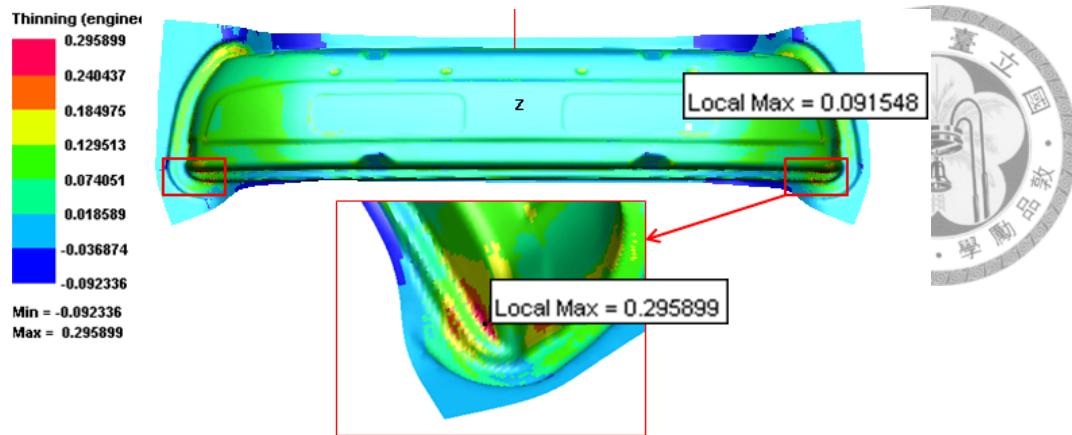


圖 5.49 440 級研究載具變更圓角尺寸模擬結果之減薄率分佈圖

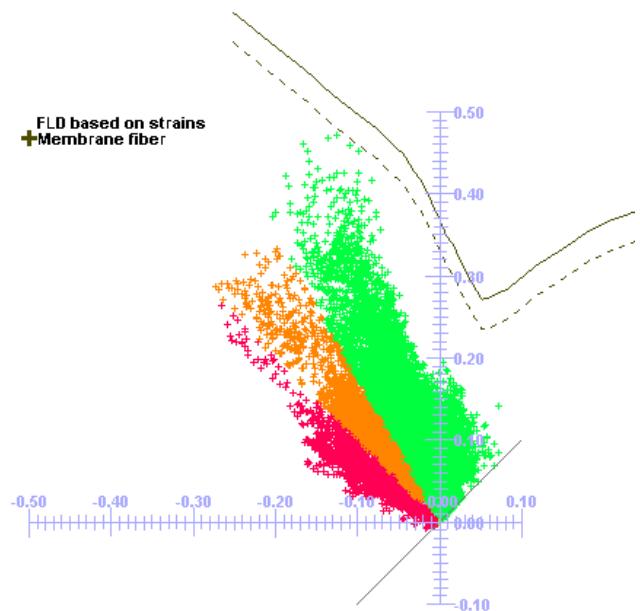
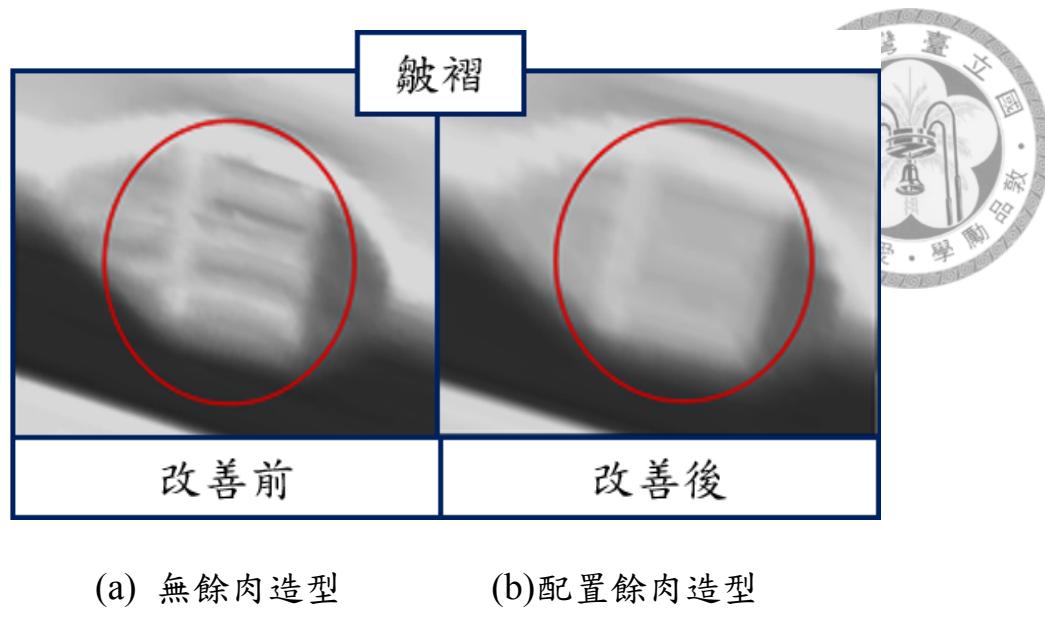


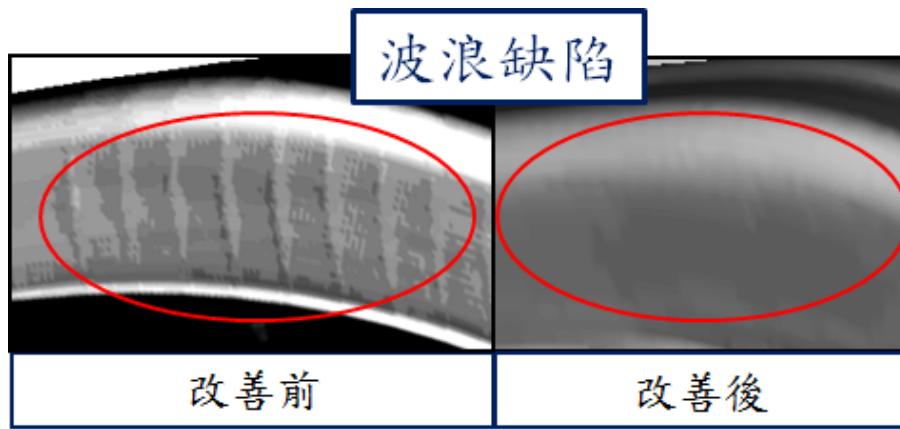
圖 5.50 440 級研究載具變更圓角尺寸之成形極限圖



(a) 無餘肉造型

(b)配置餘肉造型

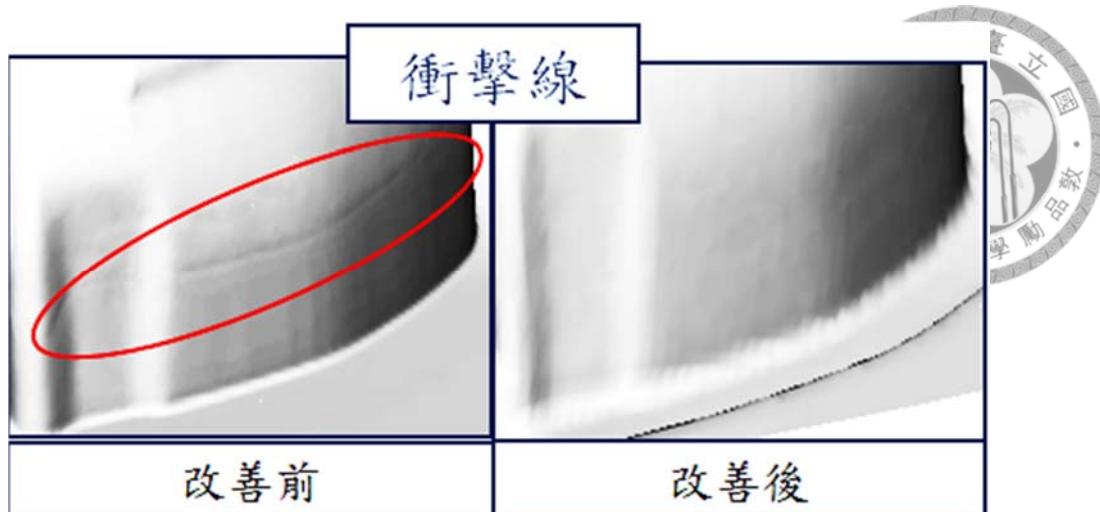
圖 5.51 440 級研究載具皺褶缺陷比較



(a) 無餘肉造型

(b)配置餘肉造型

圖 5.52 440 級研究載具波浪缺陷比較



(a) 無餘肉造型

(b) 配置餘肉造型

圖 5.53 440 級研究載具衝擊線缺陷比較



(2) 490 級高強度保險桿成形缺陷之改善

由前述成形缺陷分析中可得知，本研究之 490 級高強度保險桿在無餘肉造型模面沖壓成形時，於側壁端下側、前側及後側區域產生皺褶缺陷。為了解決所有皺褶缺陷的問題，首先針對側壁端下側之皺褶缺陷進行改善。為解決區域 A 產生之皺褶缺陷，採用增加阻料條的方式以調整材料之流速，以達改善成形缺陷之目的，圖 5.54 為修改後之保險桿模面。

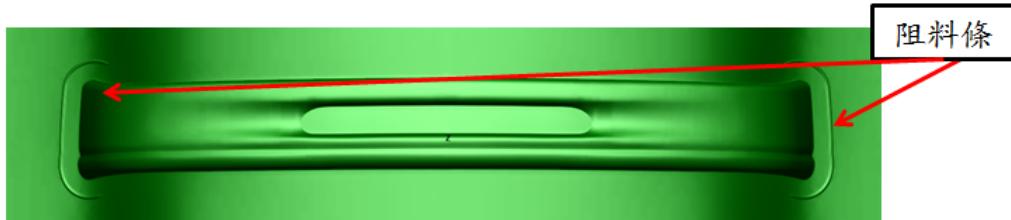


圖 5.54 改善成形缺陷之模面

圖 5.55 為增加阻料條之模面後高強度保險桿沖壓成形之模擬結果，透過成形後板件之 FLD 與成形品質分佈圖可知，在增加阻料條設計後，導致側壁端產生嚴重破裂缺陷。因此，後續仍需進一步設計餘肉造型，達到防止板件皺褶和破裂之成形缺陷產生。

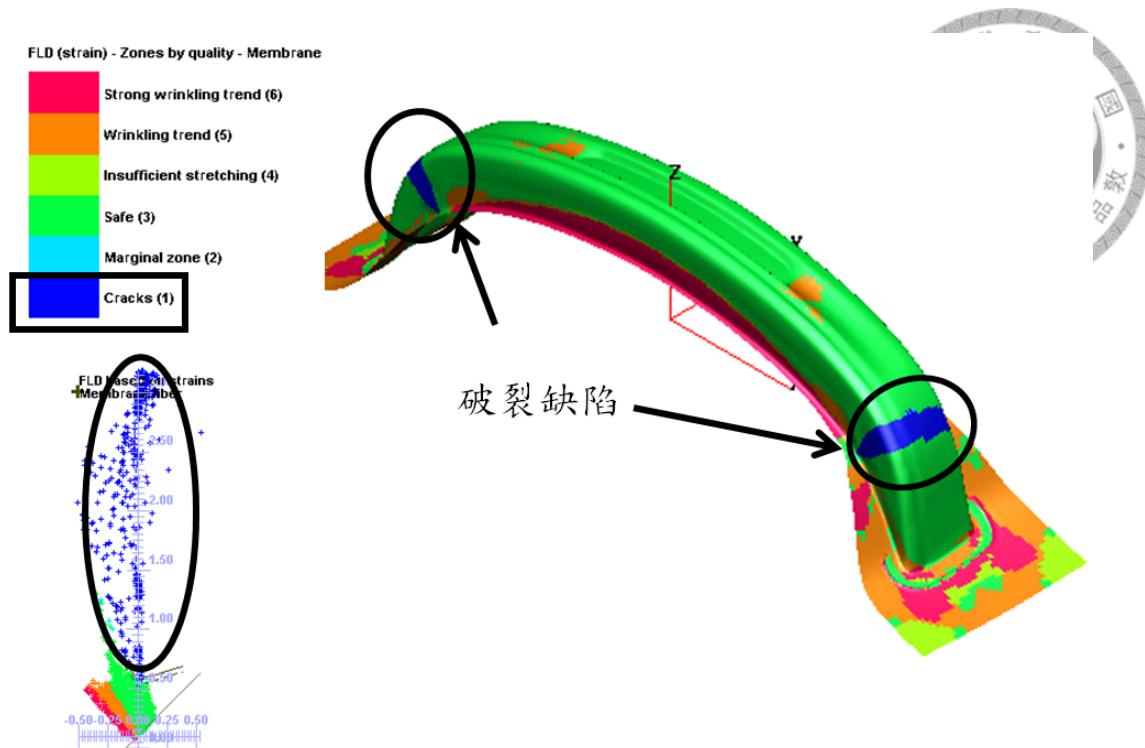


圖 5.55 490 級研究載具設置阻料條之 FLD 與成形品質分佈圖

為解決研究載具之側壁端皺褶缺陷，先前已設計初版沖壓成形模面，但設計之阻料條導致料流不順，使側壁端產生嚴重破裂缺陷。目前則改變阻料條之設計位置，如圖 5.56 所示，以此模面再次進行沖壓成形之模擬分析。

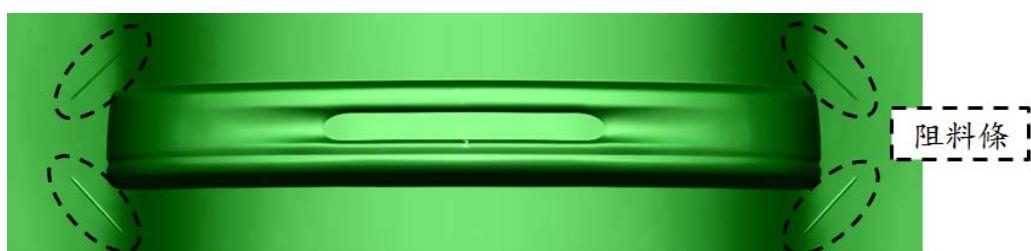


圖 5.56 490 級研究載具第二版沖壓成形模面

由上述第二版沖壓成形模面與修改後之板材板材尺寸進行沖壓成形模擬，其模擬結果之減薄率分佈與 FLD，如圖 5.57 與圖 5.58 所示。觀察圖 5.57 可知，成形後板件之最大減薄率為 26.8%；由圖 5.58 板件成形後之 FLD 與成形品質分佈圖可知，板件成形後成品線內已無破裂與皺褶缺陷產生。

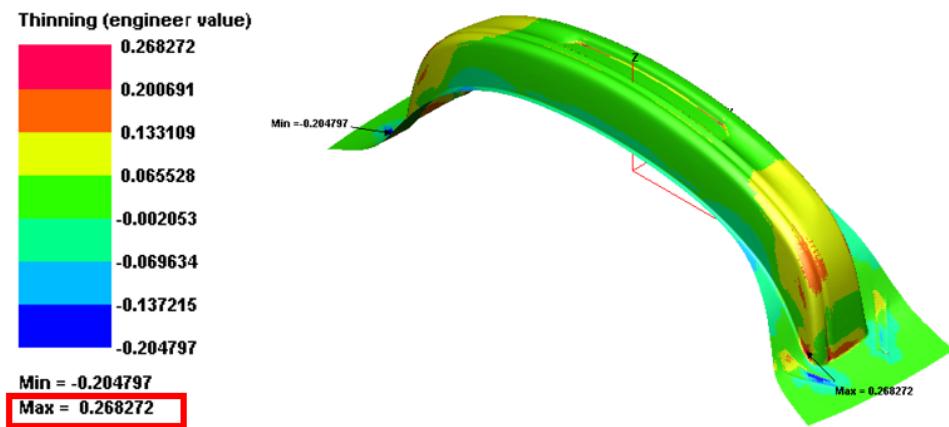


圖 5.57 490 級研究載具第二版沖壓成形模面成形之減薄率分佈

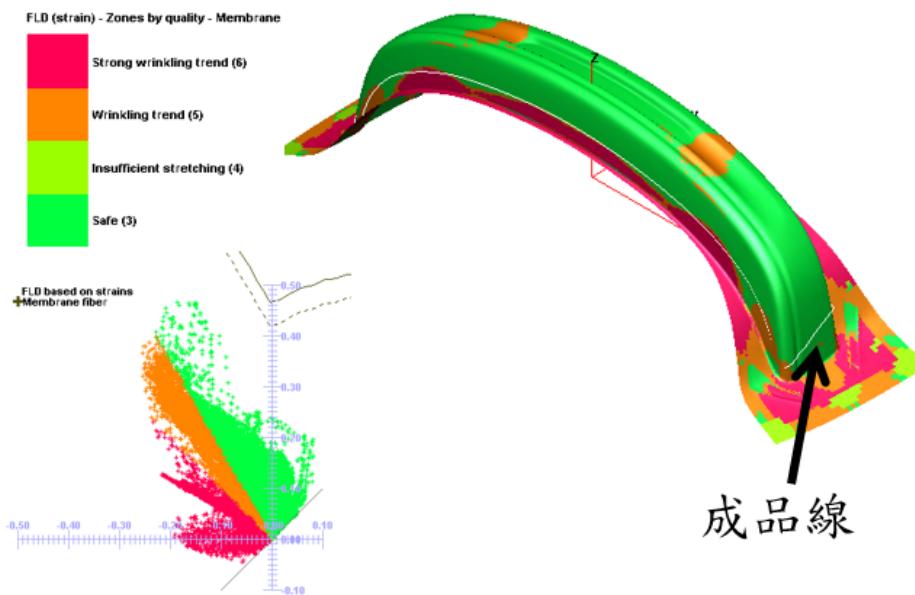


圖 5.58 第二版沖壓成形模面成形後之 FLD 與成形品質分佈圖

第6章 高強度保險桿回彈現象之分析

高強度鋼板於沖壓成形中比低強度鋼板，易產生較為嚴重之回彈缺陷，分別為側壁外開、側壁捲曲與扭曲等現象；且回彈缺陷除了容易造成尺寸精度之變異，更加深了模具設計的困難。本章節將針對研究載具進行回彈模擬，並了解其回彈特性，做為後續進行模面補償之依據。

6.1 研究載具之回彈模擬分析

以往使用低強度鋼作為沖壓成形材料時，其回彈現象較不明顯且較容易克服。而使用高強度鋼板作為沖壓成形材料，相較於一般低強度鋼，其回彈現象將更加明顯，尤其保險桿具高引伸深度且有複雜圓角造型，其回彈特性更是難以掌握，故本研究將以 CAE 模擬分析探討其回彈特性，建立高強度保險桿之回彈分析研究。

而目前針對研究載具，已於前一章節解決 440 級與 490 級高強度保險桿成形過程中的破裂與皺褶缺陷。

接著將進行 440 級與 490 級高強度保險桿初步之回彈分析，了解成形並剪切後之載具回彈之情形。



(1) 440 級高強度保險桿回彈分析

由於 440 級研究載具之造型為左右對稱，故以中心點選取 1 個縱向截面以及 1 個橫向方向之截面，進行回彈特性分析，如圖 6.1 和圖 6.2 所示。觀察兩方向之板件回彈前後之截面圖可知，相較於橫向截面回彈前後幾乎疊合，於縱向截面則可明顯觀察出板材成形後之回彈現象。

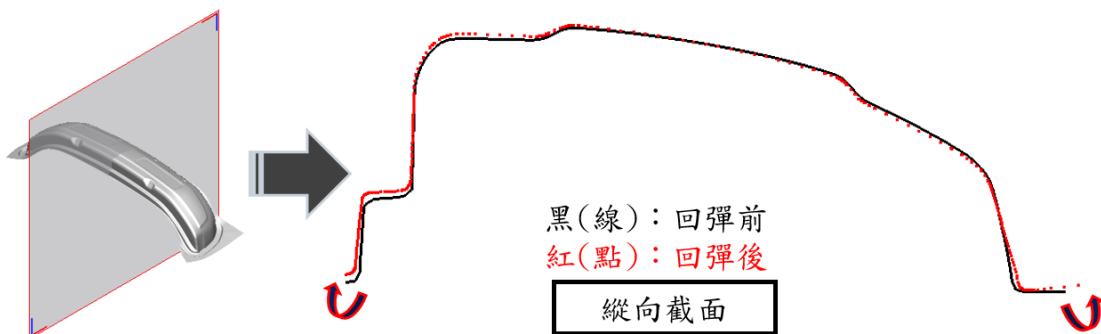


圖 6.1 440 級研究載具縱向截面回彈示意圖

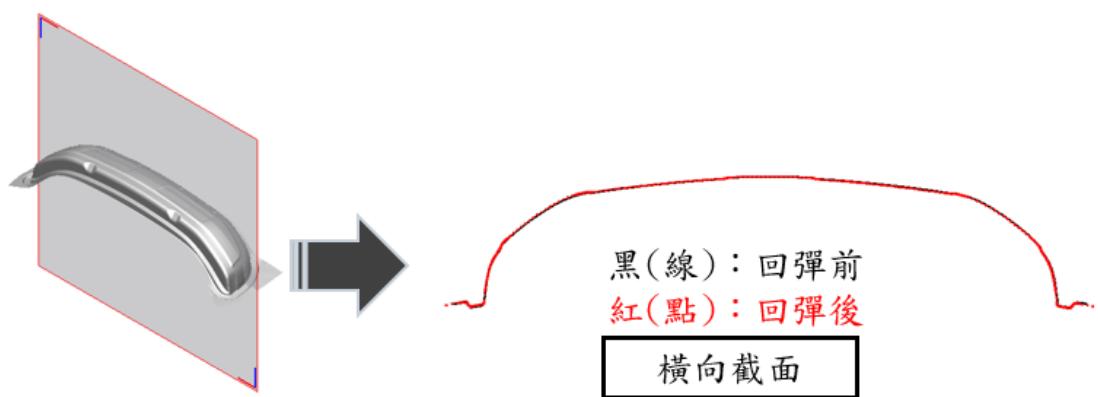


圖 6.2 440 級研究載具橫向截面回彈示意圖

(2) 490 級高強度保險桿回彈特性分析

490 級研究載具之造型同樣為左右對稱，故以中心點選取 1 個縱向截面以及 1 個橫向方向之截面，進行回彈特性分析，如圖 6.3 和圖 6.4 所示。由圖可知，於縱向截面可明顯觀察出板材成形後之回彈現象，而橫向截面則無明顯之回彈現象，與 440 級研究載具之情形相同。

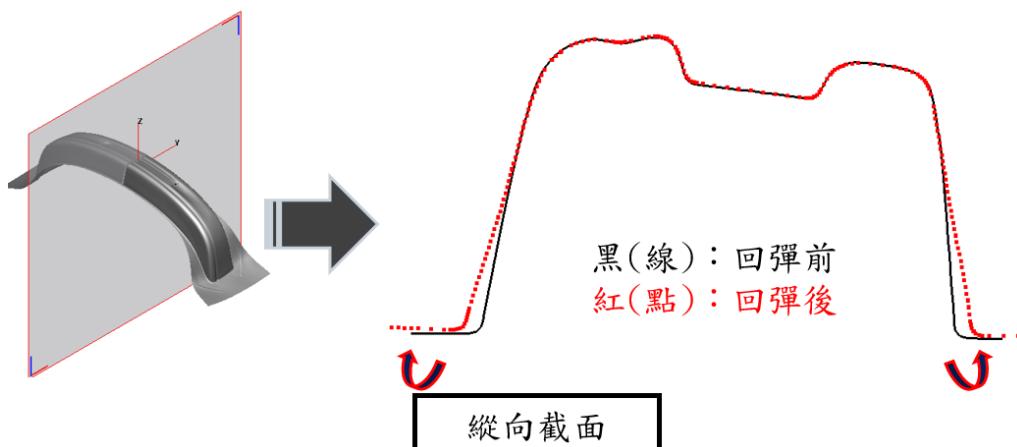


圖 6.3 490 級研究載具縱向截面回彈示意圖

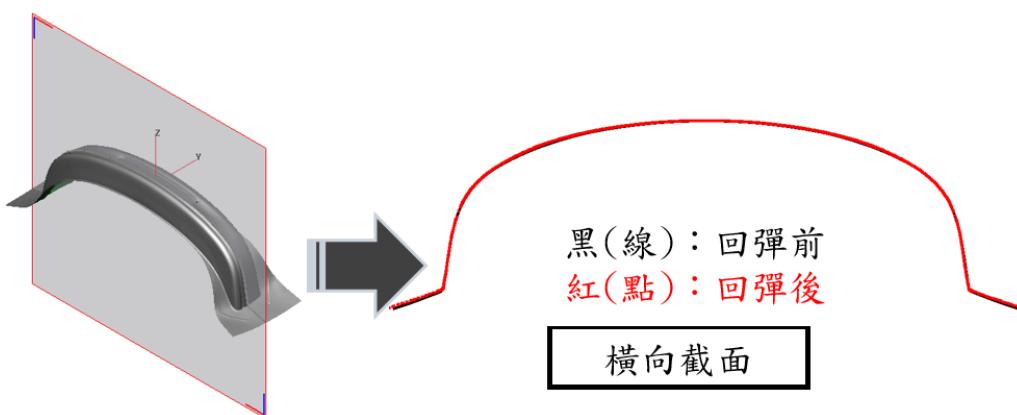


圖 6.4 490 級研究載具橫向截面回彈示意圖



6.2 定義回彈量

由 6.1 節研究載具之初步回彈分析中得知，440 級與 490 級高強度保險桿於成形、剪切後之回彈缺陷以縱向方向之回彈現象最為明顯，為解決其回彈現象，首先定義載具縱向截面之回彈量，如圖 6.5 所示，做為後續進行模面補償時考量之依據。

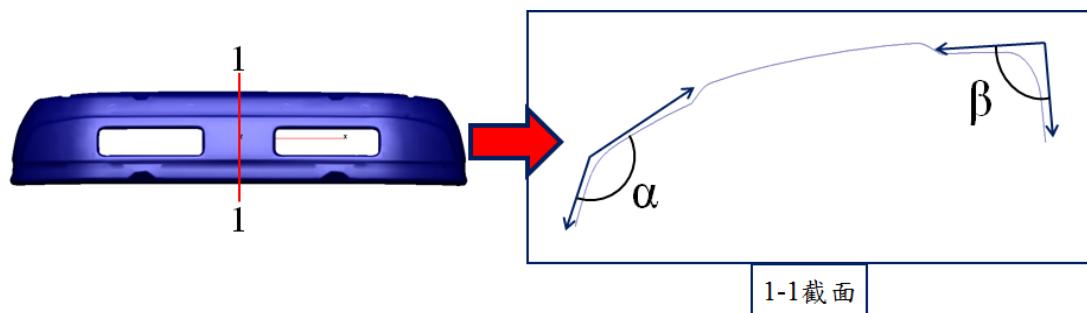


圖 6.5 440 級研究載具之回彈參數示意圖

表 6.1 440 級研究載具之成品造型參數

分析載具	造型參數	數值
高強度保險桿	$\alpha(^{\circ})$	135.3
	$\beta(^{\circ})$	93



6.3 研究載具之回彈量測與補償

在進行模面補償前，必須確認分析時使用之材料模型為適當的，故觀察研究載具沖壓成形過程中，量測角度 α 處成形過程之受力情形，如圖 6.6 與圖 6.7 所示。由圖中可以觀察到，板材經過 Point 3 下方圓角時，受到拉伸與壓縮的過程，產生完整的包辛格效應。由於包辛格效應之產生，因此後續研究載具之回彈補償以 Y-U 材料模型作為分析之材料模型。其中，將針對 440 級研究載具進行模面補償。

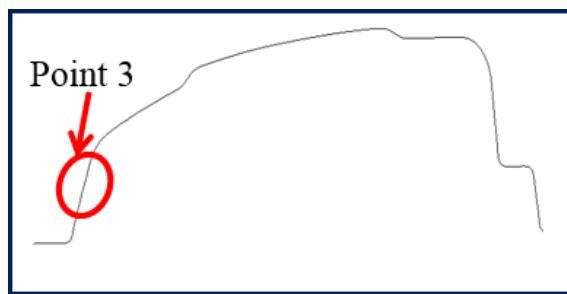


圖 6.6 量測點 Point 3

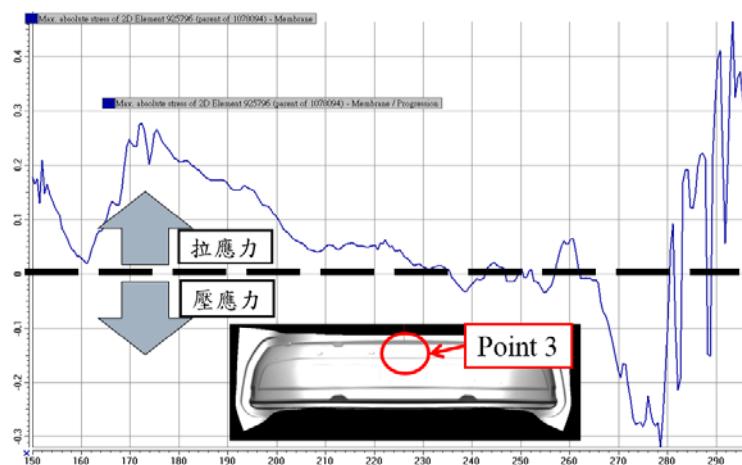


圖 6.7 研究載具沖壓成形過程中 α 處沖壓成形時之板材受力情形

而針對研究載具之回彈量測，將使用 6.2 節中所定義之回彈量方法進行量測，其量測結果如表 6.2 所示。而回彈問題以過彎 (overbending) 之回彈缺陷改善方法，即模面開口角度略小於成品開口角度，初始模面之設計值乃依據成品之造型參數值，並未給予任何回彈補償量，模面設計值如表 6.2 所示。

表 6.2 440 級研究載具回彈參數之設計值與模擬結果

造型參數	模面	模面設計值	模擬分析值	差異值
$\alpha(^{\circ})$	初始	135.3	137.5	+2.2
$\beta(^{\circ})$	初始	93	94.2	+1.2

由表 6.2 初始模面分析得知 α 的回彈量為 2.2 度，因此給予補償值 3、4 與 5 度進行模擬分析，補償後之模面回彈模擬結果以補償 5 度之板件回彈模擬結果與成品設計值最為貼近；接續針對 β 的回彈量進行補償，由表 6.2 可知， β 之回彈量為 1.2 度，因此給予補償值 2、3 與 4 度進行模擬分析，回彈模擬結果以補償 3 度之模面所得之板件模擬結果與成品設計值較為接近，如表 6.3 所示。

表 6.3 440 級研究載具回彈參數之回彈補償與模擬結果

造型參數	模面	模面設計值	回彈補償量	模擬分析值	與成品差異值
$\alpha(^{\circ})$	初始	135.3	0	137.5	+2.2
$\beta(^{\circ})$	初始	93	0	94.2	+1.2
$\alpha(^{\circ})$	補償	130.3	-5	135.5	+0.2
$\beta(^{\circ})$	補償	90	-3	92.8	-0.2

6.4 440 級高強度保險桿試模驗證

為了確認模擬分析之準確性，將針對實際開發模具所生產之成品進行相關驗證，圖 6.8 為高強度保險桿實際模具照片，並進行實際沖壓後量測成品之厚度，量測板件厚度位置如圖 6.9 所示，並與有限元素法之模擬結果做比較，確認 CAE 分析模式之正確性。圖 6.10 為成品板件厚度量測結果與模擬厚度預測比較，由圖可知，其厚度分析已達極高準確度。而在回彈量測方面，由於截面角度 α 與 β 量測不易，故針對截面底端兩點之距離進行量測，如圖 6.11 所示。觀察圖中可知，使用 Barlat 91+Y-U 材料模型之回彈準確率最高，Hill 90+Y-U 材料模型次之。



圖 6.8 440 級研究載具實際模具圖



圖 6.9 成品厚度測量位置

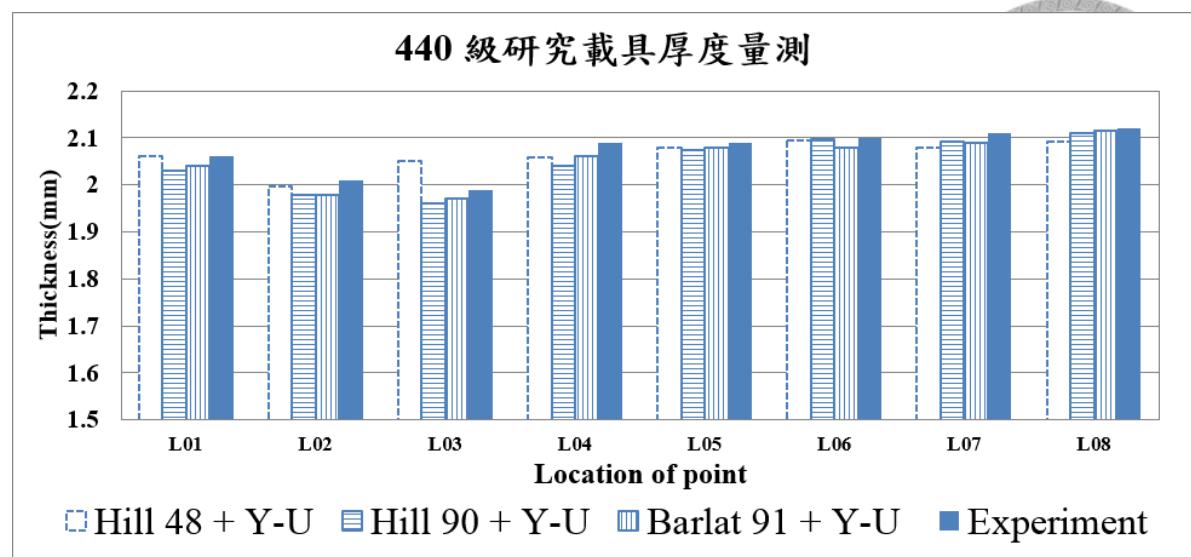


圖 6.10 研究載具厚度驗證

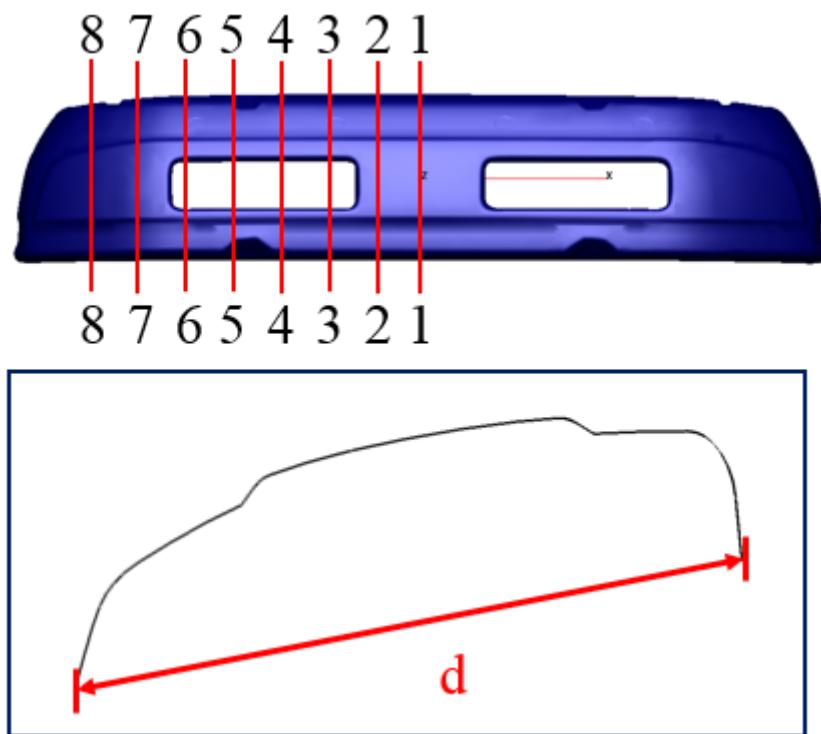


圖 6.11 研究載具回彈量測示意圖

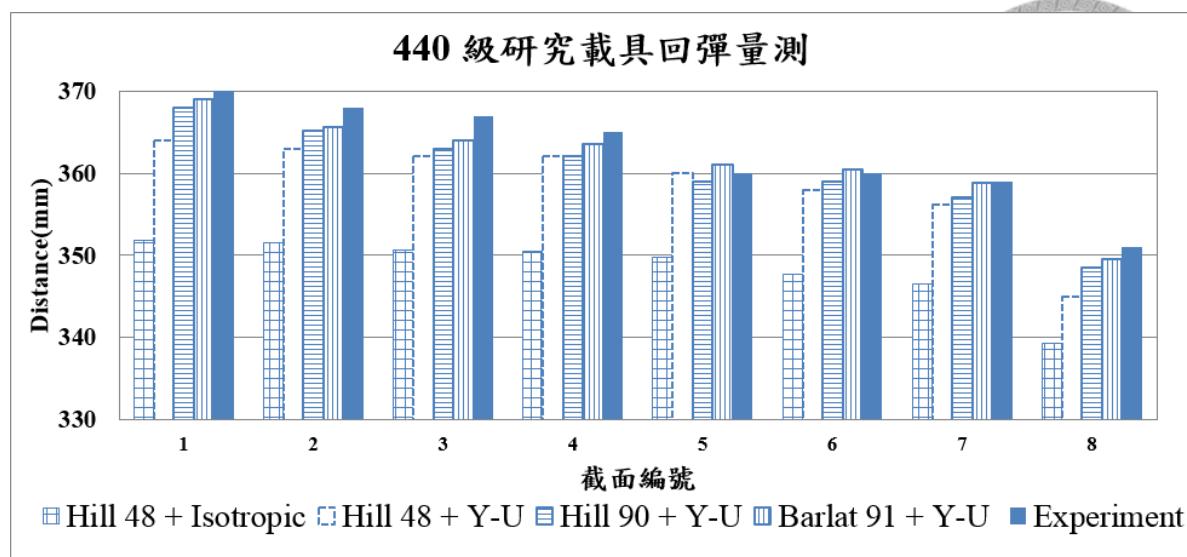


圖 6.12 研究載具回彈量驗證

第7章 結論



本論文為探討高強度鋼板適用之材料模型，包括降伏準則與加工硬化準則，透過本實驗室蔡恒光學長設計之雙軸拉伸機構取得高強度鋼板建立降伏準則 Hill 90 所需之材料參數，以及板材拉伸壓縮之限制治具取得 Y-U 材料模型之材料參數，藉以建立完整之材料模型，分別包含降伏準則 Hill 48、Hill 90、Barlat 91 以及加工硬化準則之等向硬化準則與考慮包辛格效應之 Y-U 材料模型，交互搭配等六種材料模型，更將六種材料模型應用於基礎載具之回彈現象預測與實際試驗結果進行比較，得知 Barlat 91+Y-U 材料模型與 Hill 90 + Y-U 材料模型之模擬結果較為接近實驗值。

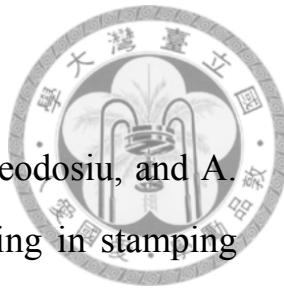
為探討等向硬化準則與 Y-U 材料模型之差異性，透過基礎載具中 V 型彎曲成形與 U 形帽狀引伸成形板材成形後之回彈現象進行分析。由分析結果可知，Y-U 材料模型不僅是考慮包辛格效應使兩種材料模型於回彈現象預測時產生差異，對於板材力量卸載後楊氏係數之修正亦具有影響性。

於高強度保險桿沖壓成形特性之研究時，本論文應用上述建立之完整材料模型進行分析，並透過合作廠商提供之保險桿成形模面，藉以歸納出以餘肉造型解決缺陷之對應方案，從中歸納出阻料條及階梯型餘肉造型設計。其中，阻料條餘肉造型是利用限制材料流動的方式，



改善皺褶缺陷；而階梯餘肉造型則是藉由板材與階梯造型的圓角接觸後，產生拉伸之作用，進而改善皺褶缺陷。本論文亦將歸納之餘肉造型設計應用至 440 級與 490 級研究載具，使研究載具之皺褶缺陷、波浪缺陷以及衝擊線等成形缺陷得以解決。由高強度保險桿成形之回彈特性分析之中得知，440 級與 490 級高強度保險桿於成形後之回彈現象皆以縱向方向之回彈現象最為明顯，並於板材沖壓成形過程中，觀察板材受力情形發現，板材受到拉伸與壓縮的過程，產生完整的包辛格效應，故使用將包辛格效應加入塑性變形分析之 Y-U 材料模型確實有其必要性。因此，以 Y-U 材料模型之回彈模擬結果為依據進行回彈補償。最後於驗證方面，將實際沖壓成形後之板件進行厚度以及底邊距離量測並與 CAE 模擬結果進行比對。由比對結果得知，CAE 模擬分析之厚度誤差量達 0.1mm 範圍以內，研究載具亦為 Barlat 91+Y-U 材料模型與 Hill 90 + Y-U 材料模型之模擬結果較為接近實驗值。

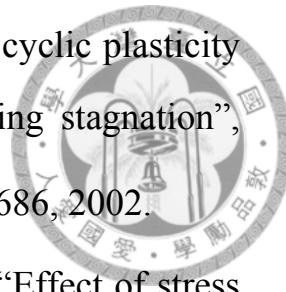
參考文獻



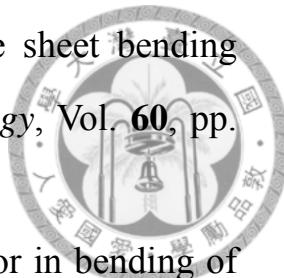
- [1] M. Banua, M. Takamura, T. Hama, O. Naidim, C. Teodosiu, and A. Makinouchi, “Simulation of springback and wrinkling in stamping of a dual phase steel rail-shaped part”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. **173**, pp. 178-184, 2006.
- [2] W. Thomas, T. Oenoki and T. Altan, “Process simulation in stamping-recent applications for product and process design”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. **98**, pp. 232-243, 2000.
- [3] R. H. Wagoner and M. Li, “Simulation of springback: through-thickness integration”, *International Journal of Plasticity*, Vol. **23**, pp. 345-360, 2007.
- [4] J. H. Song, H. Huh, and S. H. Kim, “Stress-based springback reduction of a channel shaped auto-body part with high-strength steel using response surface methodology”, *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. **129**, pp. 397-406, 2007.
- [5] 劉士維, “先進高強度鋼板沖壓成形之回彈分析”, 國立台灣大學機械工程研究所碩士論文, 2008.
- [6] A. Nasser, A. Yadav, P. Pathak, and T. Altan, “Determination of the flow stress of five AHSS sheet materials (DP 600, DP 780, DP 780-CR, DP 780-HY and TRIP 780) using the uniaxial tensile and the biaxial Viscous Pressure Bulge (VPB) tests”, *Journal of Materials Processing Technology*, pp. 429-436, 2010.
- [7] P. J. Armstrong and C. O. Frederick, “A mathematical representation

of the multiaxial Bauschinger effect”, GEGB report RD/B/N731. Berkeley Nuclear Laboratories, Material at high temperatures 24(1), pp. 1–26, 1966.

- 
- [8] Y. F. Dafalias, and E. P. Popov, “Plastic internal variables formalism of cyclic plasticity”, *ASME Journal of Applied Mechanics*, Vol. **43**, pp. 645–651, 1976.
 - [9] Y. F. Dafalias, “The plastic spin”, *ASME Journal of Applied Mechanics*, Vol. **52**, pp. 865–871, 1985.
 - [10] Y. F. Dafalias and M. M. Rashid, “The effect of plastic spin on anisotropic material behavior”, *International Journal of Plasticity*, Vol. **5**, pp. 227–246, 1989.
 - [11] N. Ohno and J. D. Wang, “Nonlinear kinematic hardening rule with critical state of dynamic recovery, part I: formulation and basic features for ratchetting behavior”, *International Journal of Plasticity*, Vol. **9**, pp. 3575–3590, 1993.
 - [12] J. L. Chaboche, K. Dang-Van, and G. Cordier, “Modelization of the Strain Memory Effect on the Cyclic Hardening of 316 Stainless Steels”, SMiRT-5, Div. L, Paper No. L. 11/3, 1979.
 - [13] J. L. Chaboche and G. Rousselier, “On the plastic and viscoplastic constitutive equations”, part I and II. *ASME Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol. **105**, pp. 153–164, 1983.
 - [14] F. Yoshida, T. Uemori, and K. Fujiwara, “Elastic-plastic behavior of steel sheet under in-plane cyclic tension-compression at large strain”, *International Journal of Plasticity*, Vol. **18**, pp. 633–659, 2002.



- [15] F. Yoshida and T. Uemori, “A model of large-strain cyclic plasticity describing the Bauschinger effect and workhardening stagnation”, *International Journal of Plasticity*, Vol. **18**, pp. 661–686, 2002.
- [16] N. Christodoulou, O. T. Woo, and S. R. MacEwen, “Effect of stress reversals on the work hardening behaviour of polycrystalline copper”, *Acta Metall*, Vol. **34**, pp. 1553–1562, 1986.
- [17] Z. Hu, E. F. Rauch, and C. Teodosiu, “Work-hardening behavior of mild steel under stress reversal at finite strains”, *International Journal of Plasticity*, Vol. **8**, pp. 839–856, 1992.
- [18] 蔡恒光, “先進高強度鋼板反覆拉壓與雙軸拉伸變形特性之研究”, 國立台灣大學機械工程研究所博士論文, 2012.
- [19] Y. S. Suh, F. I. Saunders, and R. H. Wagoner, “Anisotropic yield functions with plastic-strain-induced anisotropy”, *International Journal of Plasticity*, Vol. **12**, pp. 417-438, 1996.
- [20] L. Wang and T. C. Lee, “The effect of yield criteria on the forming limit curve prediction and the deep drawing process simulation”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. **46**, pp. 988-995, 2006.
- [21] C. Gomes, O. Onipede1, and M. Lovell, “Investigation of springback in high strength anisotropic steels”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. **159**, pp. 91-98, 2005.
- [22] D. C. Ahn, J. W. Yoon, and K. Y. Kim, “Modeling of anisotropic plastic behavior of ferritic stainless steel sheet”, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. **51**, pp. 718-725, 2009.



- [23] A. Forcellese, "Computer aided engineering of the sheet bending process", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. **60**, pp. 225-232, 1996.
- [24] K. Mori, K. Akita, and Y. Abe, "Springback behavior in bending of ultra-high-strength steel sheets using CNC servo press", *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. **47**, pp. 321-325, 2007.
- [25] 蘇昱竹, “先進高強度鋼板沖壓成形回彈現象之研究”, 國立台灣大學機械工程研究所碩士論文, 2007.
- [26] M. Lee, D. Kim, C. Kim, M. L. Wenner, and K. Chung, "Springback evaluation of automotive sheets based on isotropic-kinematic hardening laws and non-quadratic anisotropic yield functions, part III: applications", *International Journal of Plasticity*, Vol. **21**, pp. 915-953, 2005.
- [27] K. Yi, K. K. Choi, N. H. Kim, and M. E. Botkin, "Design sensitivity analysis and optimization for minimizing springback of sheet-formed part", *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. **71**, pp. 1483-1511, 2007.
- [28] J. W. Yoon, D. Y. Yang, and K. Chung, "Elasto-plastic finite element method based on incremental deformation theory and continuum based shell elements for planar anisotropic sheet materials", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. **174**, pp. 23-56, 1999.
- [29] 魏華佐, “先進高強度鋼板沖壓成形扭曲現象之研究”, 國立台灣

大學機械工程研究所碩士論文, 2010.



[30] 周暉成, “高強度汽車結構件沖壓成形之扭曲現象分析”, 國立

台灣大學機械工程研究所碩士論文, 2012.

[31] H. S. Cheng, J. Cao, and Z. C. Xia, “An accelerated springback compensation method”, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. **49**, pp. 267-279, 2007.

[32] 江子欣, “先進高強度鋼板沖壓模具設計之有限元素分析”, 國立

台灣大學機械工程研究所碩士論文, 2009.

[33] R. Lingbeek, J. Huétink, S. Ohnimus, M. Petzoldt, and J. Weiher, “The development of a finite elements based springback compensation tool for sheet metal products”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. **169**, pp. 115-125, 2005.

[34] T. Schonbach and T. Bauer, “New method to calculate and compensate springback”, *Proceedings of NUMISHEET 2008*, pp. 515-520, 2008.

[35] T. Meinders, I. A. Burchitz, M. H. A. Bonte, and R. A. Lingbeek, “Numerical product design: Springback prediction, compensation and optimization”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. **48**, pp. 499-514, 2008.