



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's Thesis

沖切製程參數對斷面品質之影響分析與模具設計之優化探討

Investigation of Process Parameter Effects on
Sheared Surface Quality and Optimization of Die Design
in Punch-shearing Process

陳育賢

Yu-Xian Chen

指導教授：陳復國 博士

Advisor: Fuh-Kuo Chen, Ph.D.

中華民國 114 年 7 月

July 2025

誌謝



完成本篇碩士論文的過程中，我深刻體會到研究之路雖充滿挑戰，但也因身邊眾多貴人的扶持而倍感踏實與溫暖。在此，謹向所有曾在我求學與研究旅程中給予我指引、支持與陪伴的人們，致上最誠摯的謝意。

首先，衷心感謝我的指導教授陳復國老師，感謝您在我研究方向的摸索中給予我耐心引導，並以嚴謹的學術態度與實務經驗作為榜樣，使我得以逐步累積研究能力、拓展視野。每一次討論都讓我收穫良多，是您讓我在有限的時間中找到成長的節奏與目標的方向。

同時，我也誠摯感謝本次碩士論文口試的四位委員：黃永茂教授、林恒勝教授、許進忠教授與洪景華教授，感謝您們在百忙之中撥冗參與本論文審查，並提供我寶貴的建議與意見。您們專業且深入的提問，讓我對自身研究有更深刻的反思與提升空間。

感謝與我一同在實驗室奮鬥的同屆夥伴：順吉、家琪、亞璇、昀潔與宇恆，謝謝你們在無數日夜的試驗過程中給予我陪伴與笑聲，讓忙碌的研究生生活多了許多支持與共鳴。特別感謝博士學姊舫如，在我研究初期總是無私地分享經驗與指導，讓我少走了許多彎路，您的幫助我將銘記於心。

也感謝實驗室的學長姊們張翔、煜晨、暉仁與欣妤，謝謝你們過去在研究方法、實驗經驗與人生方向上的分享與提點，讓我在學習與適應的過程中不再徬徨。此外，也要感謝實驗室所有學弟妹們的協助與陪伴，謝謝你們在日常生活中帶來的活力與互助，讓這段旅程充滿溫暖與交流。

最後，我想感謝我的女友小賴，謝謝妳一直以來的體諒與鼓勵，無論我在工作多忙、情緒多低落，妳總是默默地在我身邊，成為我最堅定的後盾與最溫柔的力量。因為有妳，我才能以更穩定的心態面對每一個挑戰。

再次向所有在我人生旅途中伸出援手的每一位朋友與家人致謝，有你們真好。

摘要



本論文以高階山用自行車變速器掛勾零件為研究對象，該零件為後變速系統與車架間之關鍵連接元件，需兼具高精度與耐衝擊性，其製造品質直接影響變速準確性與整體騎乘穩定性。此零件採用高強度 7075 鋁合金製成，並於製程末段進行刮光成形以修整輪廓，該道次成形後即為最終成品斷面，因此刮光製程之品質對產品性能與壽命具有決定性影響。

本論文專注於刮光成形階段之分析與優化，使用 DEFORM-3D 有限元素分析軟體，從材料特性、破壞行為、製程改善與模具設計等面向，進行分析與改善策略建構。首先透過單軸拉伸試驗取得材料參數，並導入 Normalized Cockcroft & Latham 延性破壞準則以推導臨界破壞值，作為初步破裂預測依據。然而模擬結果與實際成品斷面比較上有顯著差異，故進一步採用反推法，依據實際成品的斷面形貌，反求臨界破壞值以提升模擬可信度。於建模方面，建立符合實際尺寸與加工道次特徵之三維模型，針對多項製程參數進行系統性模擬分析。

模擬結果顯示，母模錐度為影響剪切穩定性與斷面品質之關鍵參數，能顯著提升剪切區比例並抑制模輓區生成。而為克服製程改善瓶頸，進一步提出道次分離策略，使原先之單一道次刮光加工改為「先刮光外輪廓、後刮光內孔」的雙道次設計，並加入拘束模具以穩定刮光量，進一步提升斷面品質與成品精度。此外，導入具有錐度設計之母模更可降低沖頭受力，兼顧模具壽命與切斷品質。整體研究結果對於高強度鋁合金與相關對應特徵零件之刮光製程具實務應用價值。

關鍵字：7075 鋁合金、刮光成形、DEFORM-3D、有限元素分析、臨界破壞值、母模錐度、刮光量

Abstract

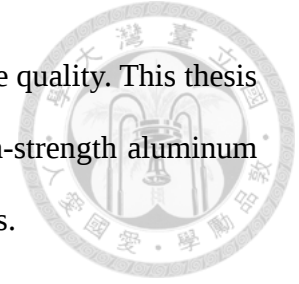


This thesis investigates the shaving process of a derailleur hanger used in high-performance mountain bikes, which serves as a critical structural component that connects the rear derailleur to the bicycle frame. The part must offer high dimensional precision and impact resistance, as its quality directly affects shifting accuracy and overall riding stability. Manufactured from high-strength 7075 aluminum alloy, the hanger undergoes a shaving process as the final stage of processing, which defines the product's final sheared surface. As a result, the quality of this shaving process is essential to both functional performance and long-term durability.

Finite element analysis(FEA) were carried out using DEFORM-3D software to analyze and optimize the stage of shaving process, with a focus on material behavior, damage evolution, process modification, and die design. Mechanical properties were obtained through uniaxial tensile test, and the Normalized Cockcroft & Latham ductile fracture criterion was implemented to estimate the initial critical damage value (CDV) for failure prediction. However, due to notable deviations between simulation and experimental results, an inverse calibration method was adopted, using actual fracture profiles to refine the CDV and enhance prediction accuracy. A 3D model incorporating real geometry and process features was established for parametric studies.

The results reveal that introducing a taper-shaped die significantly improves shearing stability by increasing the proportion of the burnished zone while reducing the rollover area. To overcome issues in the original single-stage design, a two-stage forming strategy was proposed—shaving the outer contour before the inner hole—combined with the use of a restraining die to stabilize the shaving allowance and improve section precision. Incorporating taper-shaped die into this dual-stage approach further reduced

punch force, contributing to better tool longevity and sheared surface quality. This thesis offers practical guidance for improving the shaving process of high-strength aluminum alloy components and other parts with comparable structural features.



Keywords: shaving process, 7075 aluminum alloy, finite element analysis (FEA), DEFORM-3D software, critical damage value (CDV), taper-shaped die, shaving allowance

目次



誌謝	i
摘要	ii
Abstract.....	iii
目次	v
圖次	vii
表次	xi
第一章 緒論	1
1.1 研究背景及動機	1
1.2 研究目標	4
1.3 研究方法	5
1.4 文獻回顧	8
1.4.1 沖切製程	8
1.4.2 延性破壞準則	16
1.5 論文總覽	19
第二章 材料機械性質與摩擦實驗	20
2.1 單軸拉伸試驗	20
2.1.1 拉伸試驗規劃	20
2.1.2 拉伸試驗結果	22
2.2 摩擦實驗	25
2.2.1 摩擦實驗規劃	25
2.2.2 摩擦實驗結果	26
第三章 延性破壞準則之分析與驗證	27
3.1 建立 7075 鋁合金臨界破壞值	27

3.1.1 模擬拉伸試驗	28
3.1.2 驗證拉伸試驗	31
3.2 沖切載具模擬及驗證	34
3.2.1 模具幾何參數設定與網格數收斂性分析	34
3.2.2 精修道次模擬與臨界破壞值驗證	37
第四章 不同製程參數對斷面特徵影響之分析	43
4.1 斷面各部位成形機制	43
4.2 模具間隙影響性	45
4.3 壓料力影響性	49
4.4 沖頭與母模圓角半徑影響性	51
4.5 沖頭錐度影響性	56
4.6 母模錐度影響性	59
4.7 小結	63
第五章 成形道次改善對斷面特徵影響之分析	65
5.1 方案一	66
5.2 方案二	73
第六章 總結	82
6.1 結論	82
6.2 未來展望	83
參考文獻	84

圖次



圖 1.1 沖切斷面示意圖	1
圖 1.2 目標零件之產品(左)、製作成品(中)、工程圖(右)	2
圖 1.3 目標零件實際母模與對應道次	3
圖 1.4 目標零件缺陷(左)模輥區缺陷(右)剪切區缺陷	3
圖 1.5 研究流程圖	5
圖 1.6 不同模具圓角半徑、模具間隙與材料性質情況下沖頭受力情形[1]	8
圖 1.7 不同模具圓角半徑、模具間隙下之等效應力(左)與塑性應變(右)分布[1]	9
圖 1.8 不同參數下斷面各特徵區域所占比例圖[2]	9
圖 1.9 精衝過程中不同壓料力和逆壓料力的材料流動分析[3]	10
圖 1.10 壓料力和逆壓料力與斷面之有限元素法模擬比較[3]	11
圖 1.11 模具間隙與模輥區寬度之關係圖[4]	11
圖 1.12 模具間隙與模輥區高度之關係圖[4]	12
圖 1.13 模具間隙與剪切區高度之關係圖[4]	12
圖 1.14 不同間隙之沖頭行程與沖壓力曲線圖[5]	13
圖 1.15 不同模具間隙之斷面結果[5]	13
圖 1.16 模具間隙為 5%t 時之斷面特徵比較(a)傳統方式(b)STSP 之沖切製程[6].	14
圖 1.17 模具間隙為 0%t 時之斷面特徵比較(a)傳統方式(b)STSP 之沖切製程[6]..	14
圖 1.18 不同模具間隙與刮光量下的斷面特徵比較圖(a)模具間隙為 3%t；(b)模具 間隙為 10%t[7]	15
圖 2.1 MTS Landmark 370.10 萬能材料測試機及 GOM ATOS Core 200 光學三維掃 描儀	20
圖 2.2 標準片狀試片之尺寸規格	21
圖 2.3 工程應力應變曲線圖-編號 1~3 試片	22

圖 2.4 真實應力應變曲線圖-編號 1~3 試片	23
圖 2.5 各擬合公式曲線	24
圖 2.6 摩擦係數量測平台	25
圖 3.1 單軸拉伸模擬試片	28
圖 3.2 單軸拉伸模擬結果	29
圖 3.3 實際單軸拉伸試驗與模擬之真實應力應變比較圖	30
圖 3.4 標距長度內不同位置之應力應變曲線	30
圖 3.5 單軸拉伸試驗模擬試片破壞值分布	32
圖 3.6 單軸拉伸試驗模擬試片應力分布	33
圖 3.7 目標零件製造之連續模、連續料條與局部建模之道次標註	35
圖 3.8 精修道次模型	36
圖 3.9 料片網格細化結果	36
圖 3.10 網格數收斂性分析—網格數與沖頭最大受力關係圖	37
圖 3.11 $CDV=0.126$ 之模擬成形結果	38
圖 3.12 $CDV=2.8$ 之模擬成形結果	38
圖 3.13 實際精修道次沖切成品上視圖	39
圖 3.14 模擬精修道次沖切成品上視圖	39
圖 3.15 實際精修道次沖切成品側邊	40
圖 3.16 模擬精修道次沖切成品側邊	40
圖 3.17 實際與模擬各分區剪切區比例範圍比較圖	41
圖 4.1 斷面特徵	43
圖 4.2 模具間隙示意圖	45
圖 4.3 模具間隙與剪切區比例之關係圖	46
圖 4.4 模具間隙與模輥區比例之關係圖	47
圖 4.5 模具間隙與最大沖頭受力之關係圖	47

圖 4.6 不同模具間隙(0.005mm、0.02mm)剪切區之最大主應力分布圖	48
圖 4.7 不同模具間隙(0.005mm、0.02mm)剪切區之破壞值分布圖	48
圖 4.8 壓料力與剪切區比例之關係圖	50
圖 4.9 壓料力與模輥區比例之關係圖	51
圖 4.10 壓料力與最大沖頭受力之關係圖	51
圖 4.11 沖頭圓角與剪切區比例之關係圖	52
圖 4.12 沖頭圓角與模輥區比例之關係圖	52
圖 4.13 沖頭圓角半徑與最大沖頭力之關係圖	53
圖 4.14 刀口區域截面位置示意圖	53
圖 4.15 刀口區域截面之模輥區高度量測結果之比較	54
圖 4.16 母模圓角半徑與剪切面比例之關係圖	55
圖 4.17 母模圓角半徑與模輥區比例之關係圖	55
圖 4.18 母模圓角半徑與最大沖頭受力之關係圖	55
圖 4.19 錐形沖頭	57
圖 4.20 沖頭錐度位置示意圖	57
圖 4.21 沖頭錐度與剪切區比例之關係圖	58
圖 4.22 沖頭錐度與模輥區比例之關係圖	58
圖 4.23 沖頭錐度與最大沖頭受力之關係圖	58
圖 4.24 不同沖頭錐度(1°、10°)剪切區之破壞值分布與輪廓變形示意圖	59
圖 4.25 錐形母模式意圖	60
圖 4.26 母模錐度位置示意圖	61
圖 4.27 母模錐度與剪切區比例之關係圖	61
圖 4.28 母模錐度與模輥區比例之關係圖	61
圖 4.29 母模錐度與最大沖頭受力之關係圖	62
圖 4.30 不同母模錐度(1°、10°)剪切區之破壞值分布圖與輪廓變形示意圖	62

圖 5.1 原設計之沖頭與料片模型	66
圖 5.2 方案一之成形順序	67
圖 5.3 原始與方案一內孔刮光之內孔斷面剪切區比較	68
圖 5.4 原始與方案一外輪廓刮光之側邊斷面形貌	69
圖 5.5 方案一改善方案之成形順序	71
圖 5.6 方案二之成形順序	73
圖 5.7 原始與方案二外輪廓刮光之側邊斷面形貌	74
圖 5.8 原始與方案二之剪切區最大應力分布圖	75
圖 5.9 原始與方案二內孔刮光之內孔斷面剪切區比較	76
圖 5.10 方案二改善方案版本一之成形順序	78
圖 5.11 方案二改善方案版本二之成形順序	78
圖 5.12 方案二與其加入 10° 錐度母模之側邊斷面形貌	80

表次



表 2.1 單軸拉伸試驗結果	22
表 2.2 各擬合公式之結果	24
表 2.3 摩擦實驗之實驗條件	26
表 2.4 摩擦實驗結果	26
表 3.1 製程參數設置	36
表 3.2 實際與模擬各區剪切區比例範圍統計比較表	40
表 3.3 實際與模擬刀口區域模輓區比例比較表	42
表 4.1 精修道次之壓料力基準值	49
表 4.2 製程參數對斷面成形行為與沖頭受力結果統計	64
表 5.1 方案一－內孔刮光之模擬結果與比較	67
表 5.2 方案一－外輪廓刮光之模擬結果與比較	69
表 5.3 原始與方案一之沖頭受力統整	70
表 5.4 方案一改善方案之模擬結果與比較	71
表 5.5 方案一改善方案之沖頭受力統整	72
表 5.6 方案二－外輪廓刮光之模擬結果與比較	73
表 5.7 方案二－內孔刮光之模擬結果與比較	76
表 5.8 方案二改善之模擬結果與比較	79
表 5.9 方案二改善之沖頭受力統整	79
表 5.10 方案二與其加入 10° 錐度母模之模擬結果與比較	80
表 5.11 方案二與其加入 10° 錐度母模之沖頭受力統整	81

第一章 緒論



1.1 研究背景及動機

沖切加工因具備高生產效率、模具設計彈性與製造成本低等特性，在大量製造中極具優勢，廣泛應用於汽車、航太與電子零組件等產業。然而，隨著產業發展朝向高性能與高精度之方向邁進，傳統沖切製程所產生的斷面缺陷問題日益受到重視。成品斷面若存在模輓區過大、剪切區比例不足、破斷區過長或毛邊不良等現象，將直接影響尺寸精度、裝配品質與後續加工的穩定性，亦可能造成機構疲勞、強度不足等產品可靠度問題。因此，如何有效掌控沖切斷面品質，成為當前製程技術精進的關鍵所在。

沖切斷面通常包含模輓區(Roll-over zone)、剪切區(Shear/Burnish zone)、破斷區(Fracture zone)與毛邊(Burr)，如圖 1.1 所示。其中模輓區與剪切區為判斷斷面品質的重要依據。理想狀態下應具備高比例之剪切區與低高度之模輓區，以確保斷面平整且具機械完整性。若剪切區比例不足或模輓區過高，不僅導致斷面品質下降，亦易引發裝配困難、報廢率升高及模具提早磨耗等製程瓶頸。

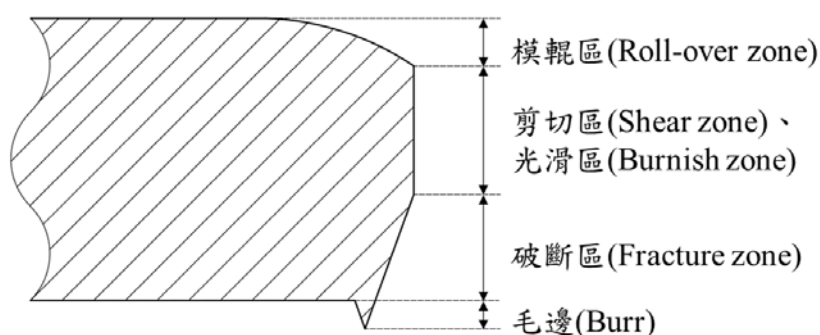


圖 1.1 沖切斷面示意圖

本論文以高階山用自行車所使用之變速器掛勾為目標零件進行研究，如圖 1.2 所示。該零件連接變速器與車架，屬於後變速系統中承載與定位皆相當重要之關鍵結構元件，需同時滿足高強度與高精度之要求。其斷面品質將直接影響鏈條導引準

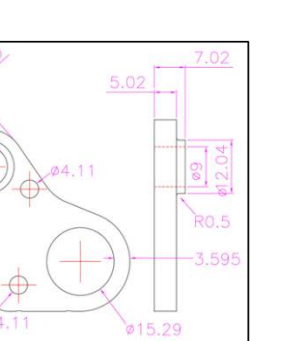
國立臺灣大學

(態)材料作為初始

連續模具生產流程

粗切、整平、修刀

，藉以去除粗切加



圖(右)

與斷面品質，因此
成沖壓加工後，該
還需施加塑膠包覆，
影響成品品質與後
要，亦為本論文分

存在數項關鍵製程
經量測最高僅達約
偏高，量測結果顯
易對後續加工與裝
破裂之情形，顯示
增加。此類缺陷不
下降等實質衝擊。

實際母模(13道次)							
							
沖孔 (2道)	空 站	粗 切	修刀口 擠凸	整平	凸點加工 (5道)	精修	下料

缺陷發生道次

圖 1.3 目標零件實際母模與對應道次



圖 1.4 目標零件缺陷(左)模輓區缺陷(右)剪切區缺陷

目前廠商針對上述問題之改善策略，主要仍倚賴傳統經驗法則與反覆試誤修模方式，相關調整作業多仰賴資深技術人員之現場判斷與經驗推論，缺乏理論基礎與系統化方法支撐。尤有甚者，當零件幾何特徵較為複雜，諸如內孔與外緣鄰近區域、銳角交界處等位置，尤往往成為缺陷集中之熱點。在缺乏有效預測工具與模擬分析技術之條件下，修模與試模過程需經多次反覆驗證與修正，致使人力、時間與資源成本大幅提升，最終仍可能無法達到產品斷面品質之規格要求。此現象突顯傳統製程優化策略於面對高精度產品需求時之侷限性。

因此，本論文針對該掛勾零件於精修道次所產生之斷面缺陷進行系統化探討，透過材料試驗、破壞行為預測與有限元素分析模擬技術，結合關鍵製程參數設計與模具幾何調整，分析其對斷面形成與模具負載之影響。期望透過本論文之研究結果，建立一套具科學依據之製程改善策略，實現斷面品質提升、模具壽命延長與整體製程穩定度提升之目標，為高強度鋁合金沖切製程提供具實務價值之優化方向。



1.2 研究目標

本論文旨在針對高階自行車變速器掛勾產品於精修道次加工階段所面臨之斷面成形缺陷，提出具體改善對策，藉由建構成形模擬模型並深入分析製程參數與材料行為，協助廠商提升製程品質與穩定性，亦可作為未來類似產品開發與設計調整之依據。為此，本論文制定以下三項具體改善目標：

1. 首先，目標零件在精修道次形成之成品斷面中，其剪切區比例最高僅達 70%，未符合該載具之成形品質標準。因此，本論文設定其剪切區比例應達 80% 以上，以確保零件斷面品質與尺寸精度，符合高階自行車零組件之規格要求。
2. 其次，針對刀口區域模輓區高度過高之問題，目前其所佔比例為 14.6%。本論文透過對沖壓製程參數及模具設計進行系統性分析與優化，期能有效降低模輓區比例，並設定該區域模輓區比例應控制於 14% 以下，以提升整體斷面品質。
3. 再者，考量實際成形過程中曾發生沖頭破裂現象，顯示沖頭負載過高，可能導致模具損壞與生產中斷。因此，本論文亦以降低沖頭受力為目標之一。

此外，本論文亦分析各項製程參數對斷面品質影響之程度，以建立清楚的單一參數影響關係，提供製程優化的科學依據，進而提出適用於實際工業生產的製程參數及模具設計準則，作為製造現場技術改善與品質提升的重要參考依據。

為實現研究目標，本文導入有限元素法建立成形模擬模型，應用 CAE (computer aided engineering) 數值模擬技術，深入探討各參數變化對斷面形成與模具受力之影響，並導入延性破壞準則以預測材料破裂行為，其中關鍵參數為材料之臨界破壞值 (critical damage value, CDV)。透過模擬輔助分析與方案預測，不僅可大幅減少實體試模次數與成本，亦有助於提升製程調整之效率與準確性，最終達成整體斷面品質改善與製程穩定化之研究目標。



1.3 研究方法

本論文為系統性探討 7075 鋁合金於刮光製程中斷面品質之成形行為與影響因素，採用實驗結合有限元素分析模擬之方式，建立一套具備理論依據與工程實用性的研究流程，流程圖如圖 1.5 所示。研究方法涵蓋從文獻蒐集、材料機械性質實驗、模擬模型建立、製程參數分析至成形道次策略探討等五大面向，旨在研究分析各項製程條件對斷面區域之影響機制，並透過與實際材料行為的對應，提升模擬預測的準確性與可信度。以下依照研究進程逐一說明本論文所採用之各項研究方法及其執行內容。

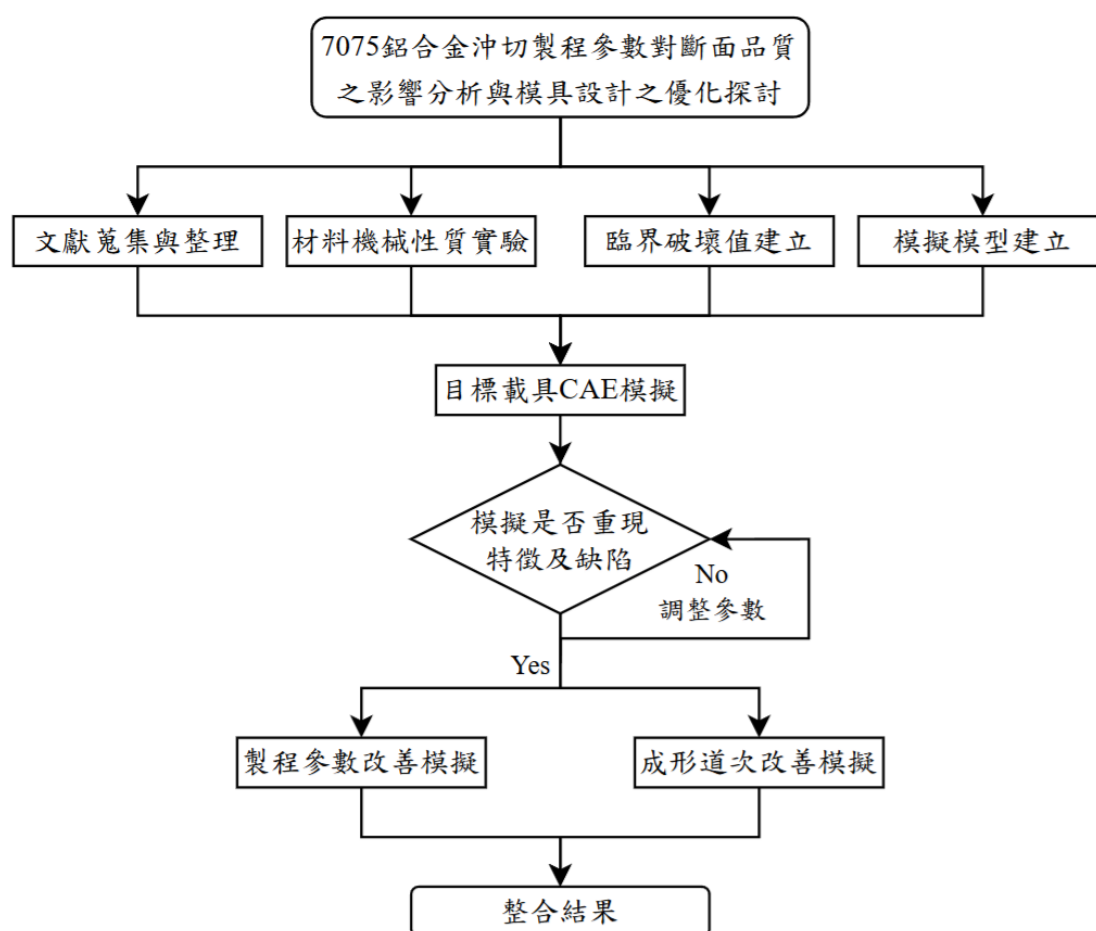


圖 1.5 研究流程圖



(1) 影響沖切之製程參數之文獻蒐集整理與歸納分析

本論文針對沖切製程進行文獻蒐集與歸納，作為研究基礎。分析模具間隙、壓料力及沖頭幾何形狀等關鍵製程參數，了解其對斷面區域的影響機制。透過整理過往研究中的實驗與模擬結果，可得出各參數對沖切品質之主要影響因子，並作為後續模擬設計與參數設定之依據。此外，亦彙整常見延性破壞準則及其在金屬沖切模擬中的應用條件，建立後續模擬所需之理論框架。

(2) 7075 鋁合金材料機械性質實驗與臨界破壞值之建立

為建立與模擬相符之材料行為模型，首先針對 7075 鋁合金進行機械性質實驗。透過單軸拉伸試驗，取得材料的真實應力應變曲線，並利用硬化模型進行擬合，作為後續 CAE 模擬所需之材料輸入參數。此外，為導入延性破壞準則模型進行破裂預測，本論文初步使用單軸拉伸試驗作為臨界破壞值之初始估測方式，並進行模擬驗證。然而模擬結果與實際斷面特徵差異較大，顯示單軸拉伸法所得破壞值無法準確反映沖切過程中複雜應力狀態下之材料破壞行為。故本論文改採反推法，透過目標零件之斷面特徵比例與模擬結果進行比對，反推出對應之臨界破壞值，使所建破壞模型更貼近真實成形行為。

(3) 建立刮光成形之 CAE 模擬分析模型

為準確模擬實際沖切過程對斷面品質的影響，本論文建立以目標零件為基礎的三維沖切成形模擬模型。模擬過程採用有限元素分析軟體 DEFORM 進行建構，模型中包含沖頭、母模、壓料板與料片等元件，模具以剛體定義，料片則設定為塑性體，並導入前述實驗所取得之真實應力應變曲線與臨界破壞值。模擬依據實際產品設計與加工建立符合目標零件指定道次之完整模型，聚焦於缺陷發生處之精修道次之成形行為，並設定正確的成形速度、摩擦性質與邊界條件。為確保結果可信度，模擬亦進行局部網格細化與重分網格參數設定，提升對剪切區及模輓區的解析能力。透過此三維模擬，可觀察材料變形、損傷累積與斷裂歷程，並量化模輓區、剪切區之斷面特徵，作為後續製程參數分析與道次優化的依據。此模型亦與實際斷

面形貌進行初步比對，以驗證模擬之可行性與準確性。

(4) 各製程參數對斷面之影響分析與比較

模擬模型建立後，本論文進一步以系統性設計實驗方式，分別變更模具間隙、壓料力、沖頭與母模之圓角及錐度等關鍵製程參數，探討其對斷面形貌之影響。分析方式包含斷面特徵量測、材料應力應變與損傷分布觀察，以及沖頭負載變化之評估。透過不同參數模擬結果比對，可歸納出各參數變化對斷面品質之影響性。分析結果可作為模具設計與製程調整之依據，並回饋於實際生產中，以達到提升產品斷面品質與減少模具損耗之目的。

(5) 更改成形道次對斷面之影響分析與比較

最後，本論文亦探討沖切製程中多道次成形策略之可行性與效果。本段分析著重於比較道次分割組合下，成形歷程中應力變化行為、斷面區域比例變化、料片變形等結果。透過成形道次設計的調整，可使整體加工過程更具彈性與效率，且能分攤成形道次之負載，更有助於模具應對高強度鋁合金如 7075 鋁合金於沖切製程中斷裂風險高的問題，實現模具壽命延長與產品品質穩定提升的雙重目標。



1.4 文獻回顧

1.4.1 沖切製程

沖切成形之斷面品質受多項因素影響，包括模具間隙、壓料力、模具幾何與材料性質等，進一步影響剪切區與模輓區之形成比例、破斷行為與材料流動狀態。此外，近年隨著 CAE 模擬技術與延性破壞準則之導入，愈來愈多研究嘗試以數值分析手法預測斷面變化與模具受力，以輔助製程參數設計與缺陷改善。本節將針對沖切製程相關之基礎理論、斷面形成機構、影響參數與模擬分析技術進行回顧與整理，作為本論文後續研究架構與參數設定之理論基礎。

Samuel[1]使用 Marc 有限元素分析軟體與實驗測試比較，探討在不同模具圓角半徑、模具間隙與材料性質等對沖頭受力及沖切過程的影響。沖頭受力如圖 1.6 所示，最大受力受模具圓角半徑、模具間隙與材料性質影響。沖切過程如圖 1.7 所示，顯示當模具圓角半徑增加，等效應力與塑性應變下降，導致模輓區與毛邊高度增加，且應力硬化範圍增加，而剪切區比例減少；當模具間隙增加，等效應力下降，塑性應變增加，毛邊高度增加，剪切區比例減少；當冷軋鋼進行退火後，等效應力與應變下降，毛邊高度增加。

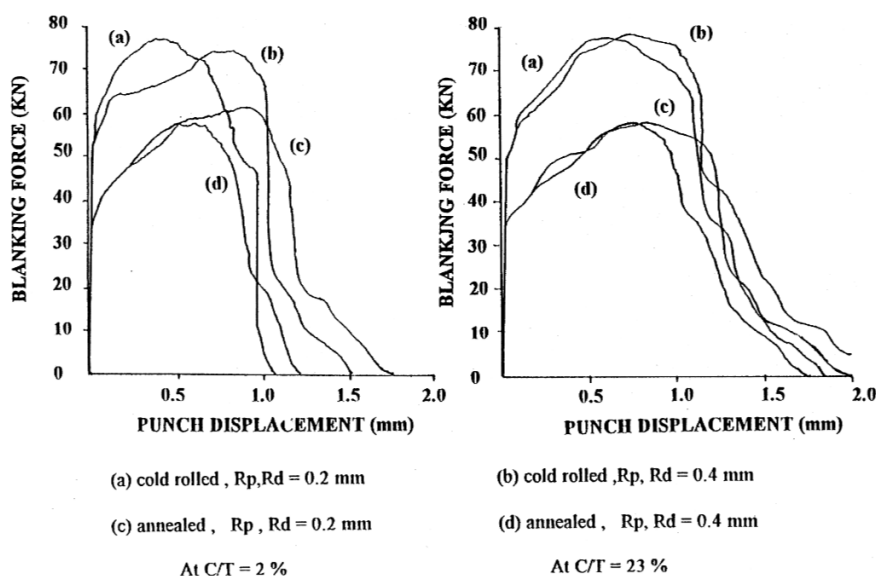


圖 1.6 不同模具圓角半徑、模具間隙與材料性質情況下沖頭受力情形[1]

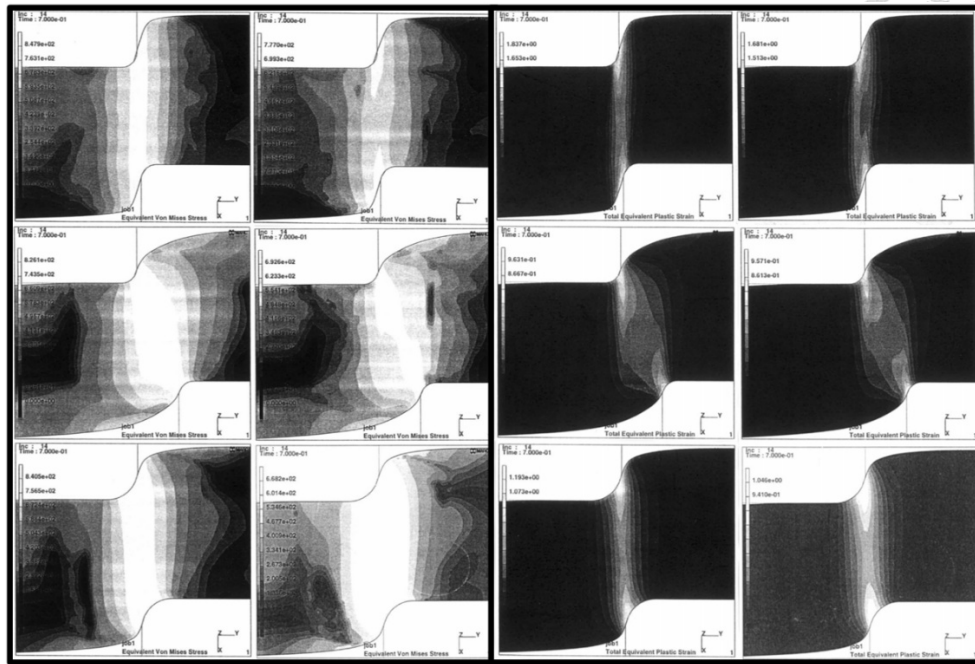


圖 1.7 不同模具圓角半徑、模具間隙下之等效應力(左)與塑性應變(右)分布[1]

Wei 等人[2]設計一系列實驗來評估不同沖壓參數對斷面特徵的影響，主要變數為模具間隙、沖頭圓角半徑以及沖頭形狀。結果如圖 1.8 所示，隨著模具間隙由 20% t 增加至 32.5% t ，斷面各區比例變化不大，但整體撕裂面區比例仍高，剪切區僅 12~13%。相較之下，沖頭圓角對斷面影響更明顯，當圓角半徑從 0 mm 增至 0.2 mm 時，剪切區比例由 13% 提升至 23%。而當圓角越大時，剪切過程中接觸時間變長，導致塑性變形加劇，使模輓區的比例增加。

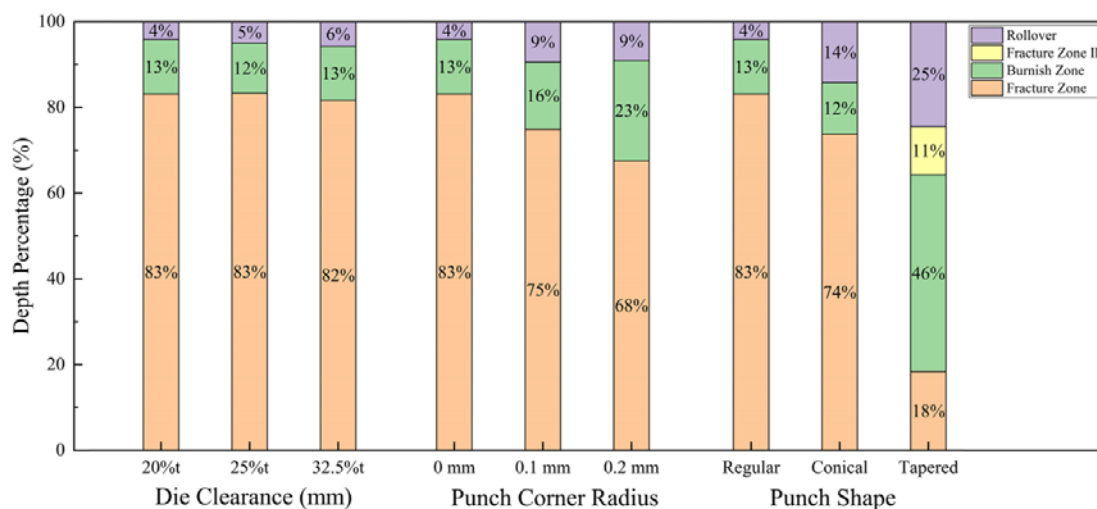


圖 1.8 不同參數下斷面各特徵區域所占比例圖[2]

Thipprakmas 等人[3]研究使用有限元素法軟體模擬分析壓料力和逆壓料力對沖切製程的影響。發現不同壓料力和逆壓料力會影響材料流動行為，結果如圖 1.9 所示，隨著壓料力與逆壓料力的提升，材料於剪切區附近會產生更明顯的旋轉流動，進而增加該區域的靜水壓力，有效延後裂縫生成時間。斷面結果如圖 1.10 所示，高壓條件下所形成的剪切區達 4.05 mm，撕裂面區則降至 0.40 mm，遠優於低壓條件之 3.45 mm 與 0.92 mm。綜合結果可得，提升壓料力與反沖頭力可有效促進剪切區材料旋轉流動，增加靜水壓力並抑制裂縫形成，是提升剪切品質與剪切區比例的關鍵因素。此外，有限元素模擬結果與實驗高度一致，證實其可作為預測精密沖切剪切區特徵之可靠工具。

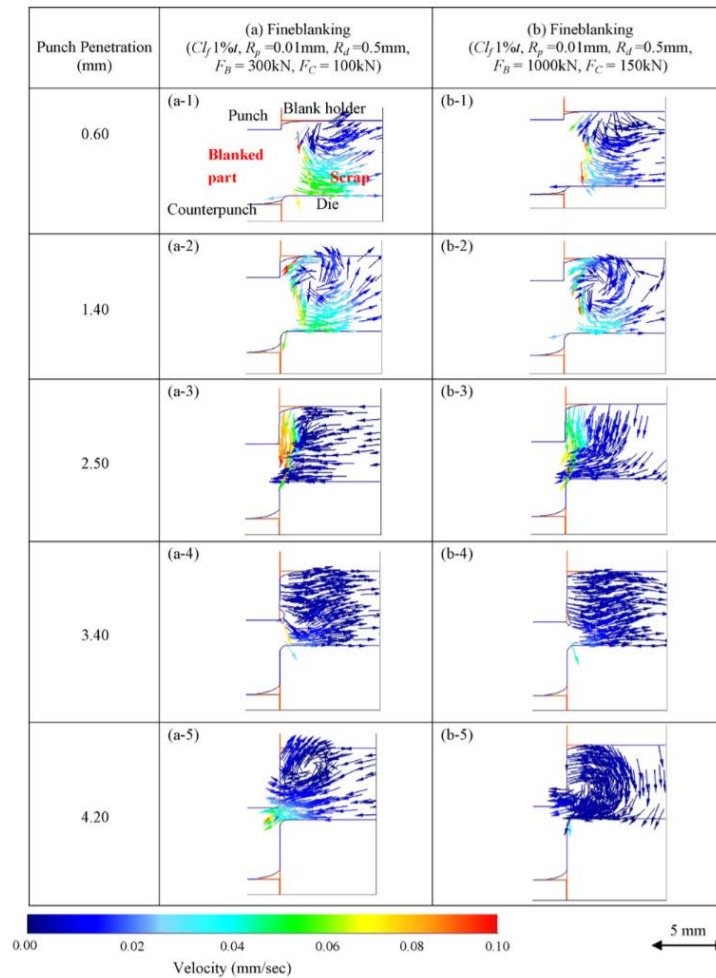


圖 1.9 精衝過程中不同壓料力和逆壓料力的材料流動分析[3]

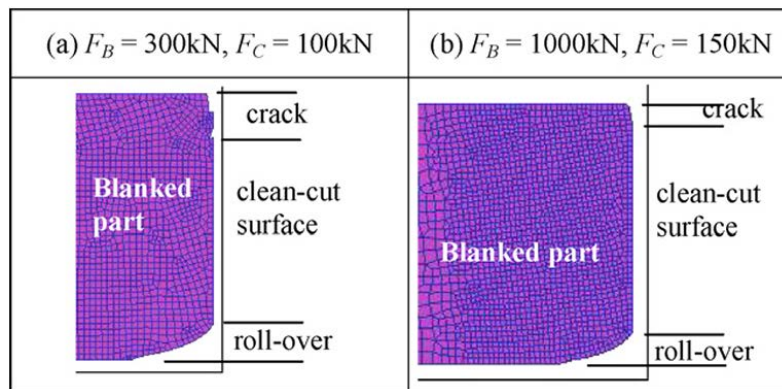


圖 1.10 壓料力和逆壓料力與斷面之有限元素法模擬比較[3]

Kwak 等人[4]同時使用了有限元素分析軟體以及實際實驗來對比、比較不同的模具間隙對於斷面的影響。結果如圖 1.11 與圖 1.12 所示，當間隙增加時，模輥區的寬度與高度也隨之增加。有限元素分析結果與實驗結果一致，因此當模具間隙較窄時，模輥區的寬度與高度較小。

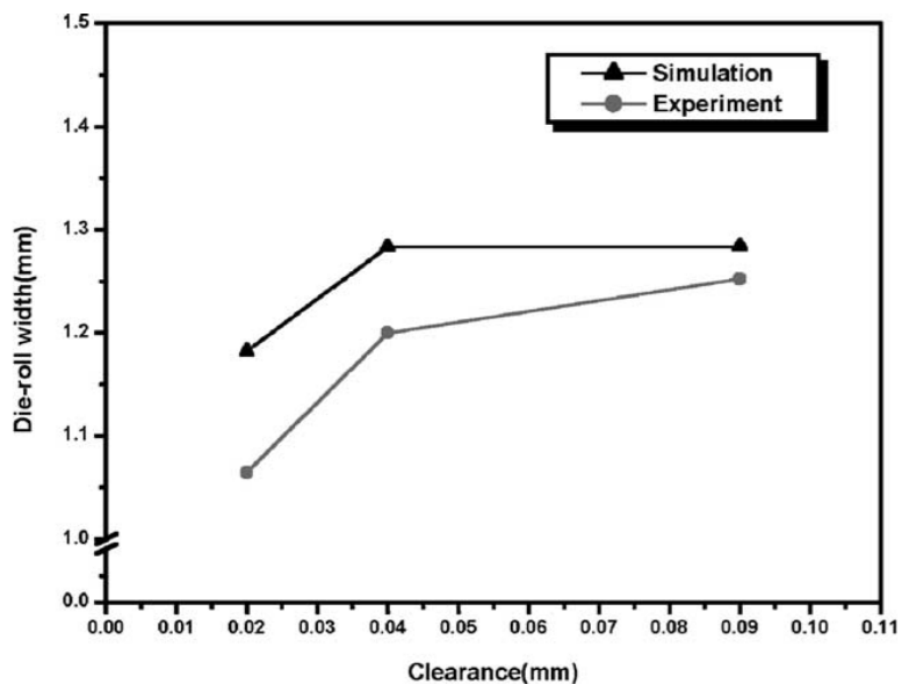


圖 1.11 模具間隙與模輥區寬度之關係圖[4]

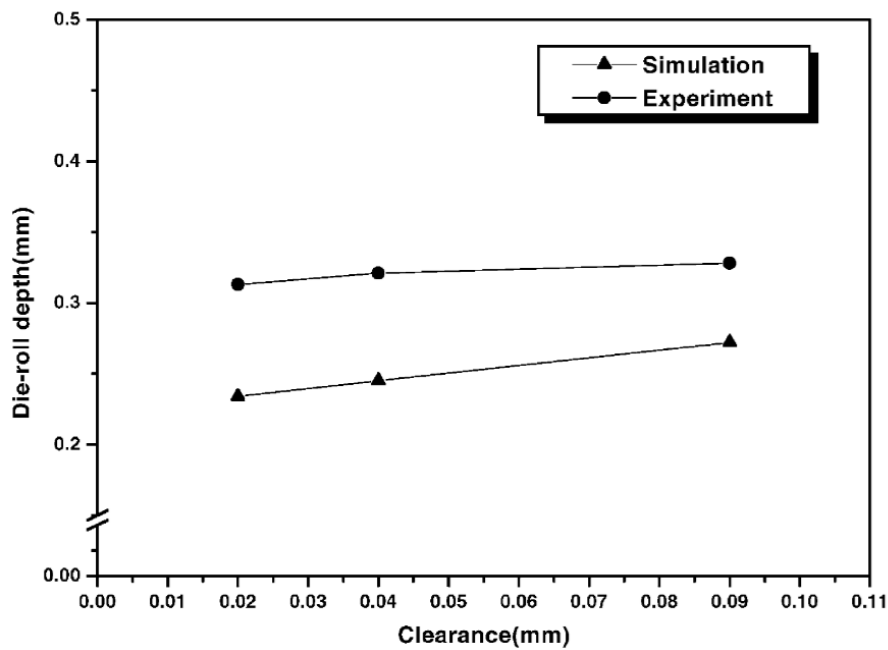


圖 1.12 模具間隙與模輥區高度之關係圖[4]

此外，從圖 1.13 可觀察，剪切區的高度隨著間隙增加而減少。此現象顯示出剪切區的分布與模具間隙成正比。當間隙較大時，材料較快達到有效應變破壞臨界值，導致撕裂面區提早發生。因此，間隙愈大時，剪切區愈小，而撕裂面區愈大。

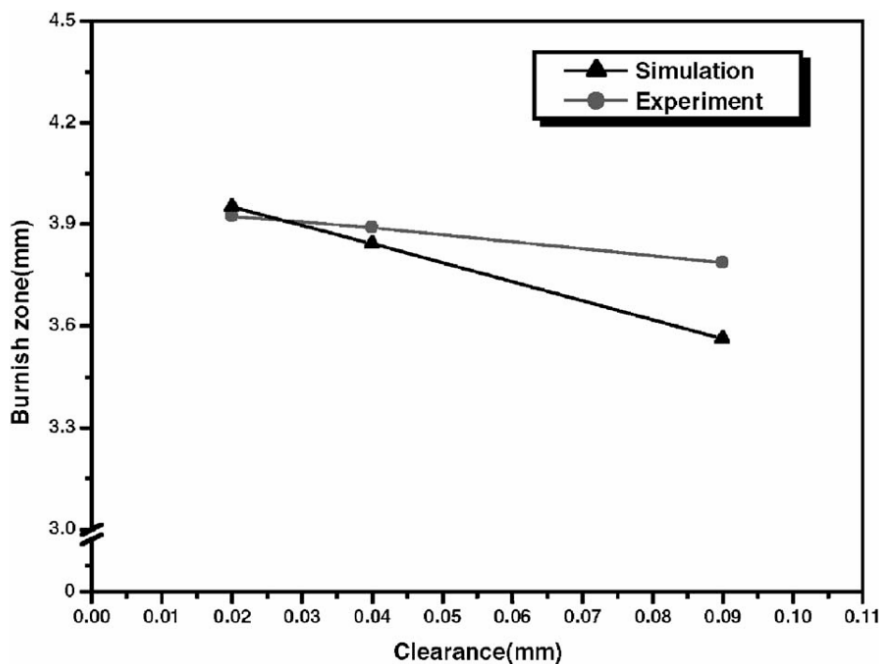


圖 1.13 模具間隙與剪切區高度之關係圖[4]

Fan 等人[5]研究表明模具間隙的選擇影響沖頭或母模的壽命、沖壓力與尺寸精度。結果如圖 1.14 所示，當模具間隙增加時，沖壓力會降低，但當模具間隙在 0 到 20% t 時，沖壓力的影響不明顯。尺寸精度結果如圖 1.15 所示，在較大的模具間隙下，成品邊緣的輪廓有較大的模輓區及毛邊導致品質較差。而在模具間隙較小時，會出現二次剪切區。

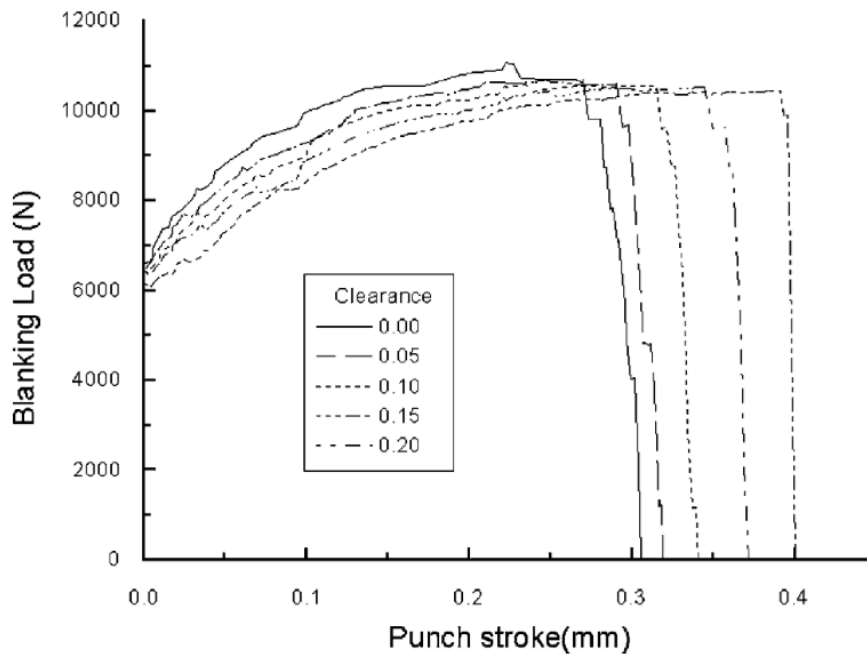


圖 1.14 不同間隙之沖頭行程與沖壓力曲線圖[5]

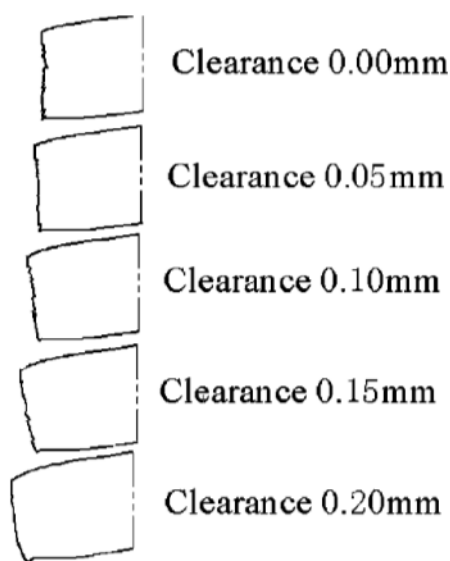


圖 1.15 不同模具間隙之斷面結果[5]

Thipprakmas 等人[6]研究使用 step taper-shaped punch (STSP) 之沖切製程，模擬與實驗結果顯示其斷面特徵與傳統沖切方式有所不同。STSP 由於錐角設計，使得沖頭與模具之間存在間隙，使模輓區較傳統沖切方式更為明顯。模擬結果如圖 1.16 所示，STSP 製程中模輓區長度達 0.75 mm，較傳統的 0.37 mm 明顯增大。另一方面，STSP 的幾何特徵促使材料產生旋轉流動，進而在剪切過程中形成壓應力場，有效抑制裂紋擴展並穩定剪切行為。如圖 1.17 所示，此機制使剪切區形成更完整且均質的光滑切面，在 STSP 製程下，實驗結果中可達 2.29 mm 的剪切區長度，裂紋長度則顯著降低至 0.42 mm。這些結果顯示 STSP 不僅提升了斷面整體品質，也證明其為可有效取代傳統製程的技術方案。

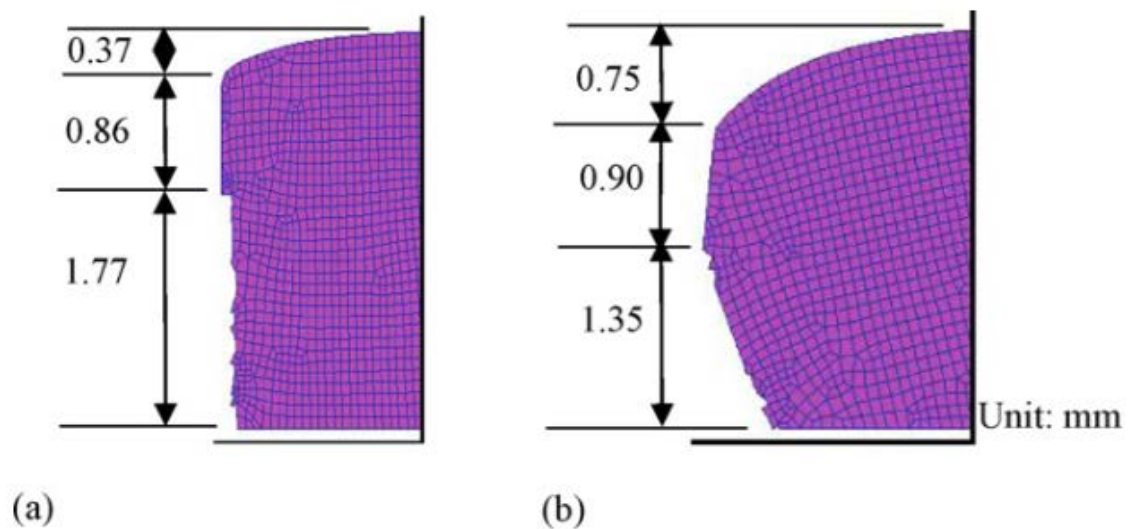


圖 1.16 模具間隙為 5%t 時之斷面特徵比較(a)傳統方式(b)STSP 之沖切製程[6]

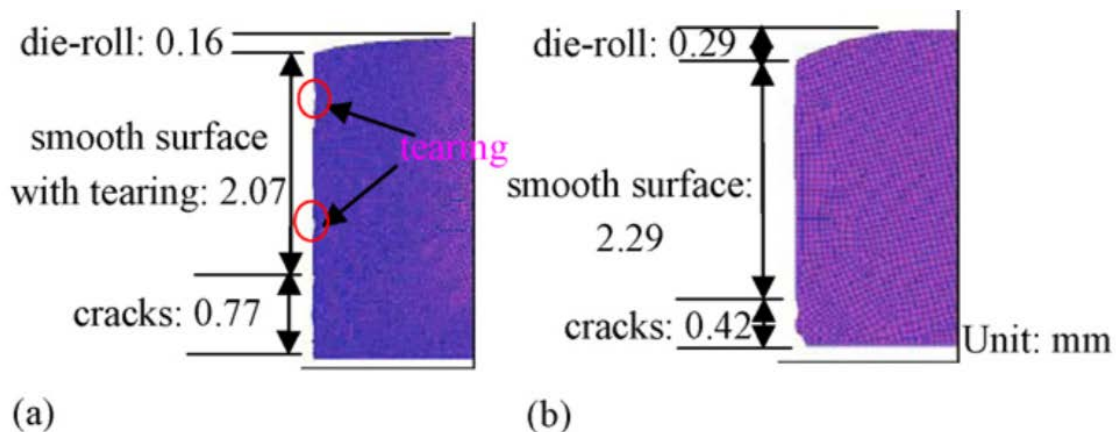


圖 1.17 模具間隙為 0%t 時之斷面特徵比較(a)傳統方式(b)STSP 之沖切製程[6]

Sontamino 和 Thipprakmas[7] 研究探討模具間隙與刮光量對模輥形成之影響。結果顯示模具間隙越大，模輥區越明顯；而刮光量雖可去除模輥，但過大反而易產生裂紋，如圖 1.18 所示。適當減少刮光量有助於提升光滑切面比例並降低模輥形成。綜合分析建議，採用小模具間隙搭配適中刮光量可優化斷面品質。

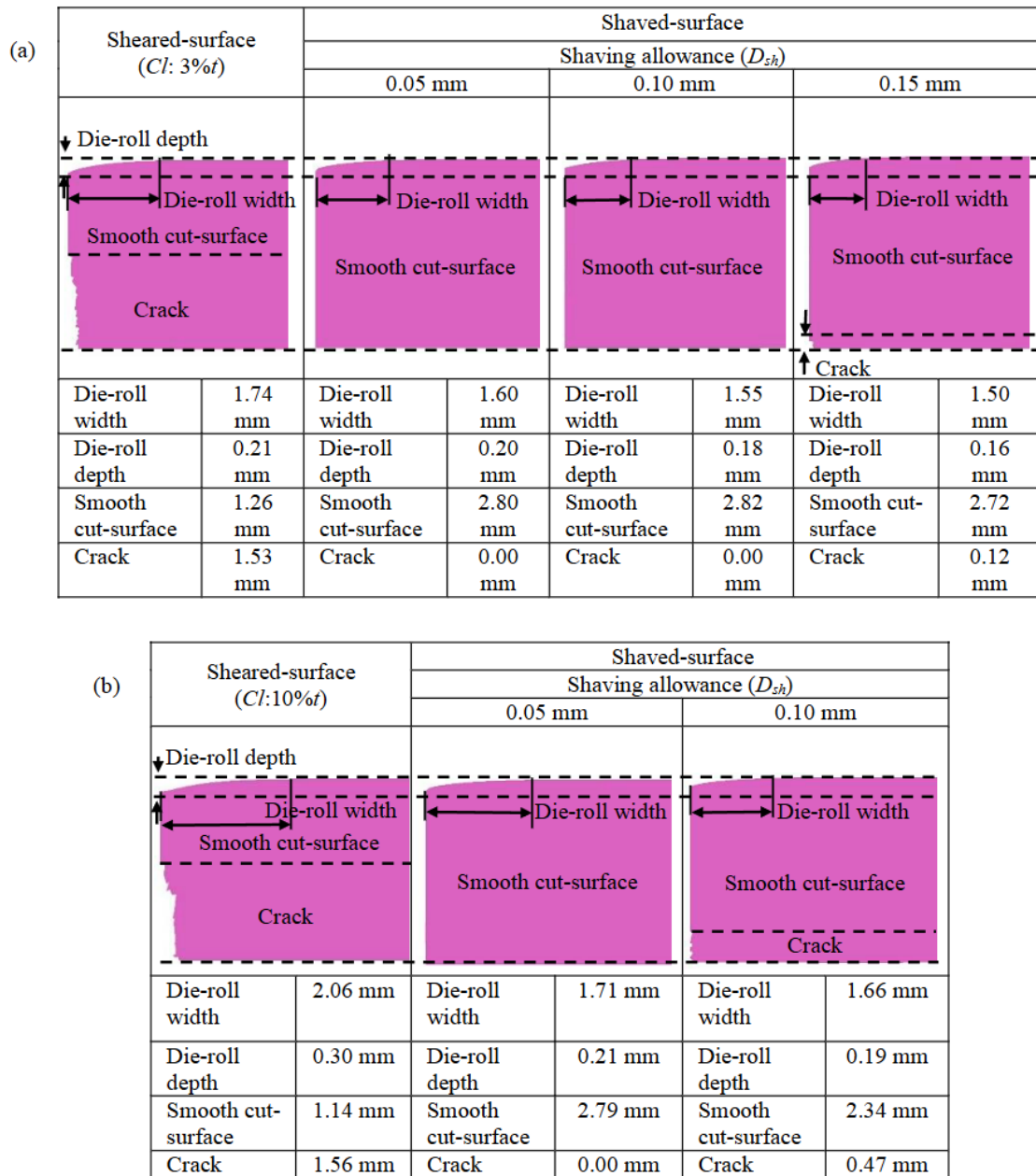


圖 1.18 不同模具間隙與刮光量下的斷面特徵比較圖(a)模具間隙為 3%t；(b)模具間隙為 10%t[7]



1.4.2 延性破壞準則

在金屬成形模擬中，破壞準則扮演關鍵角色，特別是對於高精度的沖切製程，準確預測材料破壞位置與時機有助於優化模具設計與提升斷面品質。傳統以應變或應力為基礎的破壞判斷方式，雖簡單直觀，但難以充分描述真實加工過程中所涉及之複雜應力狀態。因此，許多研究開始轉向以延性破壞準則為基礎之模型，這些準則考慮了材料在不同三軸應力狀態下的破壞行為，並可與有限元素模擬有效整合。

近年來，文獻中提出多種延性破壞準則，諸如 Freudenthal、Cockcroft & Latham、McClintock、Brozzo、以及基於等效塑性應變與三軸應力比之雙參數模型等，廣泛應用於拉伸、擠壓、一般沖切與精密沖切等金屬成形製程中。這些準則的發展大多基於單軸拉伸試驗或是沖切實驗，並透過引入臨界破壞值作為判斷材料破壞與否之依據。雖然每種模型所需輸入參數不同，但皆需透過實驗配合反算方式進行校正與驗證。

在有限元素模擬上，每一元素於塑性變形過程中會逐步累積損傷值，當該損傷值累積達到臨界破壞值時，即代表該元素發生破壞，軟體隨即移除或失效該元素，以模擬材料在沖切製程中產生斷裂及材料分離之真實行為，通式如(式 1.1)所示[8]。

$$\int_{\varepsilon_p} f(\sigma) d\varepsilon_p = C \quad (\text{式 1.1})$$

其中， $f(\sigma)$ ：破壞函數
 ε_p ：塑性應變
 C ：臨界破壞值

1950 年 Freudenthal[9]是最早提出延性破壞準則的學者之一，其理論基於材料

破壞來自於累積的塑性變形能量。該準則以總等效應力與等效應變積分作為破壞判斷基準，表示式為(式 1.2)。此模型並未考慮應力三軸性對破壞的影響，強調材料內部能量的累積與破壞關係，對後續眾多破壞模型的發展提供了基礎理論框架，為能量導向破壞準則的代表。

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \bar{\sigma} d\bar{\varepsilon} = C_F \quad (\text{式 1.2})$$

其中， $\bar{\sigma}$ ：等效應力

$\bar{\varepsilon}$ ：等效應變

$\bar{\varepsilon}_f$ ：等效破壞應變

C_F ：Freudenthal 延性破壞準則之臨界破壞值

1968 年 Cockcroft 和 Latham[10]提出以最大主應力驅動的破壞準則，認為延性材料在受拉力破壞時，其最大主應力與破壞有密切關係。其經典形式為(式 1.3)。此準則適用於評估裂縫從拉應力主導區域萌生的情形，尤其是脆化行為與延性邊界材料，但其忽略了應力三軸比影響，成為日後 Normalized 版本的改進動機。Normalized C&L 是對原始 Cockcroft & Latham 準則的改良，引入最大主應力與等效應力的比值進行歸一化，表示式為(式 1.4)。此準則考量了材料在不同應力狀態下的破壞表現，使其適用性擴展至複雜的三軸應力場。由於其形式簡單、計算穩定，常被用於實際工業成形模擬分析中，是廣泛應用的經驗性破壞準則。

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \sigma^* d\bar{\varepsilon} = C_{CL} \quad (\text{式 1.3})$$

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \frac{\sigma^*}{\bar{\sigma}} d\bar{\varepsilon} = C_{NCL} \quad (\text{式 1.4})$$

其中， σ^* ：最大主應力

C_{CL} ：Cockcroft & Latham 延性破壞準則之臨界破壞值

C_{NCL} ：Normalized C&L 延性破壞準則之臨界破壞值

McClintock[11]同樣於 1968 年提出另類的延性破壞形成機制，並基於微觀空洞成長理論建立，考慮最大與最小主應力與等效應力之間的耦合關係。其形式較為複雜，表示式為(式 1.5)，能更細緻描述不對稱拉伸或受剪作用下的延性破壞。此模型在反映實際應力場中的破壞行為上，比 Cockcroft & Latham 更具物理意義。

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \left\{ \frac{2}{\sqrt{3}(1-n)} \sinh \left[\frac{\sqrt{3}(1-n)}{2} \frac{\sigma_3 + \sigma_1}{\bar{\sigma}} \right] + \frac{\sigma_3 - \sigma_1}{\bar{\sigma}} \right\} d\bar{\varepsilon} = C_M \quad (\text{式 1.5})$$

其中， n ：加工硬化指數

σ_1 ：最大主應力

σ_3 ：最小主應力

C_M ：McClintock 延性破壞準則之臨界破壞值

1972 年 Brozzo 等人[12]提出方法強調塑性應變歷程與三軸應力狀態的共同作用，使其更適合描述真實製程中的破壞現象。該準則基於最大主應力與平均應力的關係，表示式為(式 1.6)。此準則反映出材料在變形歷程中，若處於高三軸拉應力狀態，則破壞傾向增加，對延性破裂的預測更為敏感。

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \frac{2\sigma^*}{3(\sigma^* - \sigma_m)} d\bar{\varepsilon} = C_B \quad (\text{式 1.6})$$

其中， σ_m ：靜水壓力

C_B ：Brozzo 延性破壞準則之臨界破壞值

1.5 論文總覽

本論文之研究架構總共分為六章，各章節之內容概要說明如下：

第一章為緒論，說明本論文之背景與目的，並點出目標零件在刮光成形中所遭遇之斷面品質問題。進一步界定研究目標與範圍，並提出對應的製程優化目標，以作為後續研究設計之依據。

第二章為材料機械性質與摩擦實驗，進行 7075 鋁合金之單軸拉伸試驗，獲得其應力應變曲線與材料參數，並透過摩擦試驗取得模具與材料間之摩擦係數，提供精確模擬所需之基礎資料。

第三章為延性破壞準則之分析與驗證，採用 Normalized Cockcroft & Latham 延性破壞準則，結合實驗數據推導其臨界破壞值，並透過模擬與實測比對進行驗證，以提升對材料破裂行為之預測能力。

第四章為不同製程參數對斷面特徵影響之分析，建立三維刮光模擬模型，系統性分析壓料力、模具間隙、沖頭幾何等關鍵參數對斷面剪切區與模輓區比例之影響，並探討各參數對斷面品質的控制效果。

第五章為成形道次改善對斷面特徵影響之分析，針對成形順序與配置進行探討，分析單道次分割為多道次成形對斷面品質與沖頭受力的影響，並提出可行之道次優化方案，以提升製程穩定性與產品斷面完整性。

第六章為結論，統整本論文之模擬分析結果，歸納影響斷面品質與破壞行為之關鍵因素，以作為後續實務應用與學術延伸之參考。

第二章 材料機械性質與摩擦實驗

本章節針對 7075 鋁合金進行單軸拉伸試驗與摩擦實驗，以獲取材料之基礎機械性能及摩擦特性，包括代表彈性性質的楊氏模數、代表塑性性質的真實應力應變曲線，以及接觸面之摩擦係數，以提供 CAE 模擬所需材料參數，確保模擬分析準確性。

2.1 單軸拉伸試驗

單軸拉伸試驗為量測材料機械性質的重要實驗方法，透過施加等速軸向拉伸負載於試片上，記錄其施力與伸長量之關係，並可計算出材料之楊氏模數及應力應變曲線等基礎數據，作為 CAE 模擬分析之必要輸入參數。

2.1.1 拉伸試驗規劃

單軸拉伸試驗使用 MTS Landmark 370.10 萬能材料測試機和 GOM ATOS Core 200 光學三維掃描儀，如圖 2.1 所示，並搭配 DIC 方法以及 MX100 數據擷取器來進行。MTS 機台控制試片的拉伸速度為每秒 0.02mm 直至試片拉伸斷裂，DIC 量測得到試片的變形量，MX100 紀錄 MTS 機台的施力大小，並利用(式 2.1)及(式 2.2)且作圖後可得到應力應變曲線。

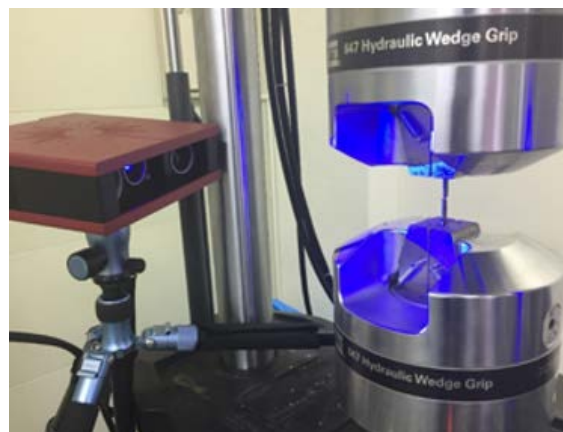


圖 2.1 MTS Landmark 370.10 萬能材料測試機及
GOM ATOS Core 200 光學三維掃描儀



$$\sigma_0 = \frac{F}{A_0} \quad (\text{式 2.1})$$

$$e = \frac{l - l_0}{l_0} \quad (\text{式 2.2})$$

其中， σ_0 ：工程應力

e ：工程應變

F ：拉伸機台施力大小

A_0 ：初始試片截面積

l_0 ：初始標距長度(Gauge length)

$l - l_0$ ：伸長量

單軸拉伸試驗使用之試片為 ASTM E8 規範之標準片狀試片，尺寸規格如圖 2.2 所示，厚度為 5.17mm。在得到試片之工程應力應變曲線後，利用規範 ASTM E111 之(式 2.3)找出其彈性區之楊氏模數 E ，並畫一斜率為 E 通過原點之直線，再向右偏移 0.2%之距離，其與應力應變曲線之交點則為降伏點(σ_y)。

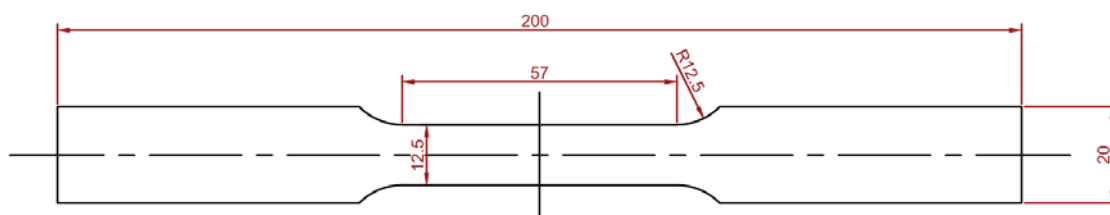


圖 2.2 標準片狀試片之尺寸規格

$$E = \frac{(\sum XY) - K\bar{X}\bar{Y}}{(\sum X^2 - K\bar{X}^2)} \quad (\text{式 2.3})$$

其中， K ：數據數

X ：各點應變值

Y ：各點應力值

$\bar{X} = \sum X / K$

$\bar{Y} = \sum Y / K$



2.1.2 拉伸試驗結果

對 7075 鋁合金進行一次完整單軸拉伸試驗，為確認實驗方法之一致性與重現性，每種試片皆須進行三次實驗，並使實驗結果進行疊合比對，結果如圖 2.3 及表 2.1 所示，顯示此實驗方法穩定，所得之應力應變曲線結果可信，可進行下一步的數據使用，並已取得輸入 CAE 模擬軟體之材料彈性性質－楊氏模數 E。

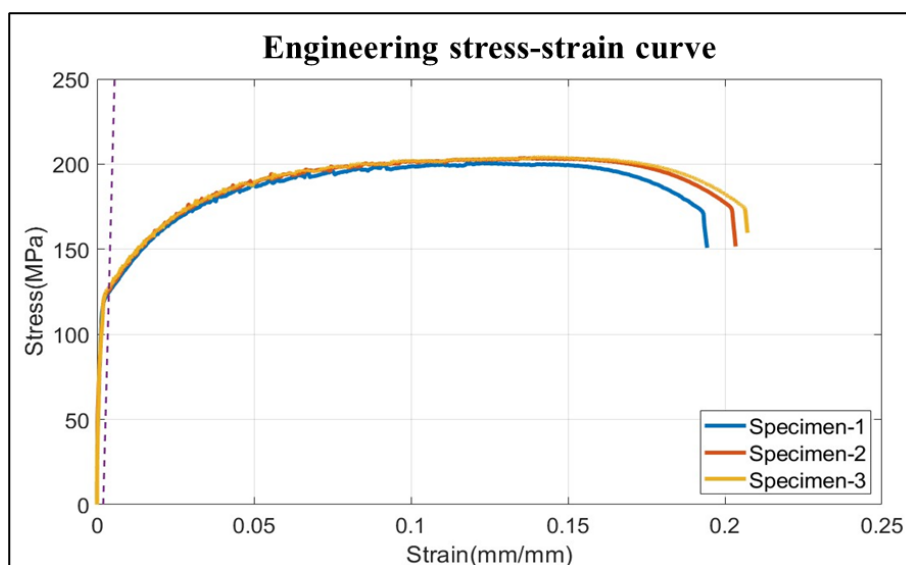


圖 2.3 工程應力應變曲線圖-編號 1~3 試片

表 2.1 單軸拉伸試驗結果

材料	EN AW 7075-O			
材料廠商	賀華			
編號	1	2	3	平均
E(GPa)	71	68	71	70
Y.S.(MPa)	124.5	124.8	127.3	125.5
T.S.(MPa)	200.6	203.6	204.1	202.8
均勻伸長率(%)	12.5	13.6	14.1	13.4
全部伸長率(%)	19.4	20.3	20.6	20.1

在得到材料的工程應力應變曲線後，因後續輸入 CAE 模擬分析需使用材料之真實應力應變，故代入(式 2.4)及(式 2.5)使工程應力應變轉換為真實應力應變。因為材料在 T.S.後發生頸縮，為不均勻變形，故在真實應力應變曲線省略 T.S.後之真

實應力應變數據，如圖 2.4 所示。並以 OriginPro 軟體處理真實應力應變塑性區之數據，使用各塑性相關的經驗公式法則擬合塑性區數據至應變達到 1，可得材料的塑性區擬合方程式，塑性相關的經驗公式法則分別有 Ludwik's、Swift 以及 Hollman，如(式 2.6)、(式 2.7)及(式 2.8)，擬合結果如表 2.2 與圖 2.5 所示。

$$\sigma = \sigma_0(1 + e) \quad (\text{式 2.4})$$

$$\varepsilon = \ln(1 + e) \quad (\text{式 2.5})$$

其中， σ ：真實應力

ε ：真實應變

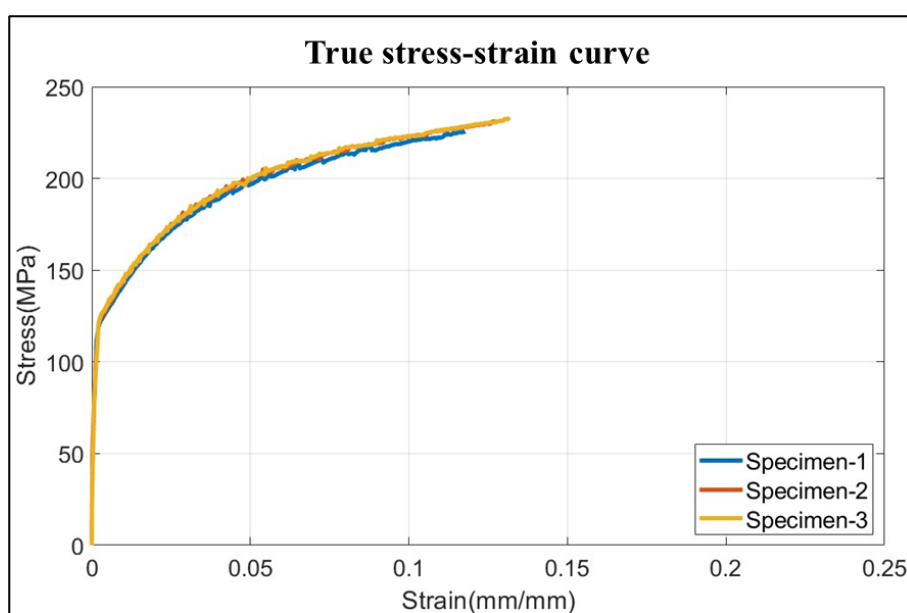


圖 2.4 真實應力應變曲線圖-編號 1~3 試片

1. Ludwik's :

$$\sigma = a + b\varepsilon^c \quad (\text{式 2.6})$$

2. Swift :

$$\sigma = a(b + \varepsilon)^c \quad (\text{式 2.7})$$

3. Holloman :

$$\sigma = b\varepsilon^c \quad (\text{式 2.8})$$

表 2.2 各擬合公式之結果

經驗公式法則	Ludwik's	Swift	Holloman
Reduced Chi-Sqr	6.66654	3.10329	16.20945
Adj. R-Square	0.99017	0.99544	0.9761
a	93.81204	330.32022	
b	261.35314	0.00278	
c	0.29841	0.16837	0.14505

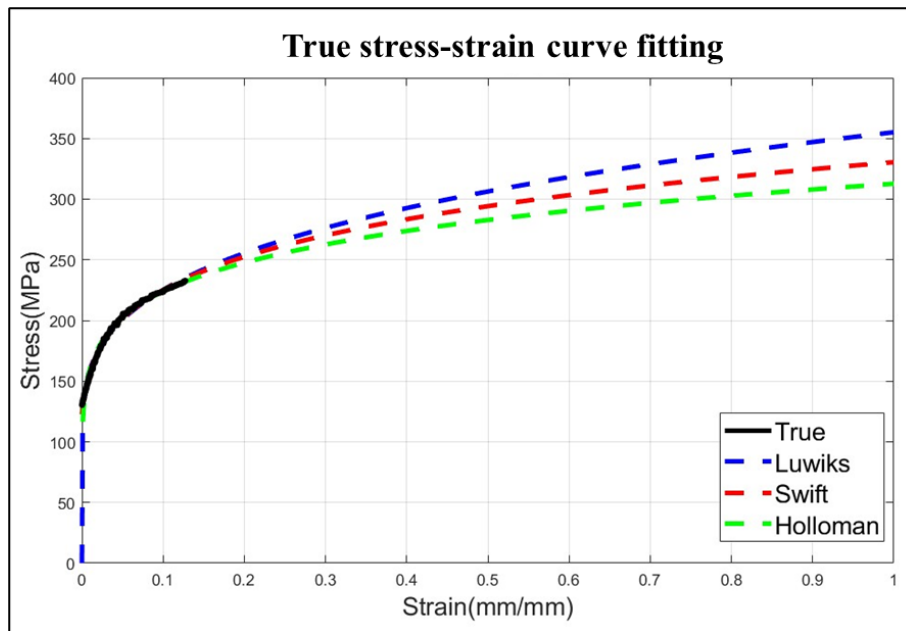


圖 2.5 各擬合公式曲線

擬合結果可以得到各公式擬合的 Reduced Chi-Sqr 和 Adj. R-Square，此為常見回歸模型的評估指標，用於評估擬合模型的適配程度，當兩者愈接近 1 時，代表擬合愈匹配。綜合以上結果，選定 Swift 經驗公式為擬合公式作為輸入 CAE 模擬軟體之材料塑性性值。



2.2 摩擦實驗

摩擦實驗主要用以量測材料間接觸界面的摩擦特性，利用實驗設備模擬材料表面實際接觸之滑動條件，並透過控制正向壓料力、滑動速度及潤滑情形，量測界面所產生之摩擦力，進而取得材料接觸面的摩擦係數，作為 CAE 模擬中接觸條件之關鍵參數。

2.2.1 摩擦實驗規劃

摩擦實驗採用實驗室的摩擦係數量測平台進行，如圖 2.6 所示，透過壓料油壓缸施加特定的正向壓料力，並由拉伸油壓缸同時對放置於壓料平台上的 7075 鋁合金試片施以平行方向的拉伸力。試驗過程中以感測器即時收集施加於試片上的正壓力與拉伸力量數據，透過(式 2.9)計算材料與模具接觸界面的摩擦係數 μ 。並重複實驗三次得到平均數值。摩擦實驗之實驗條件如表 2.3 所示。

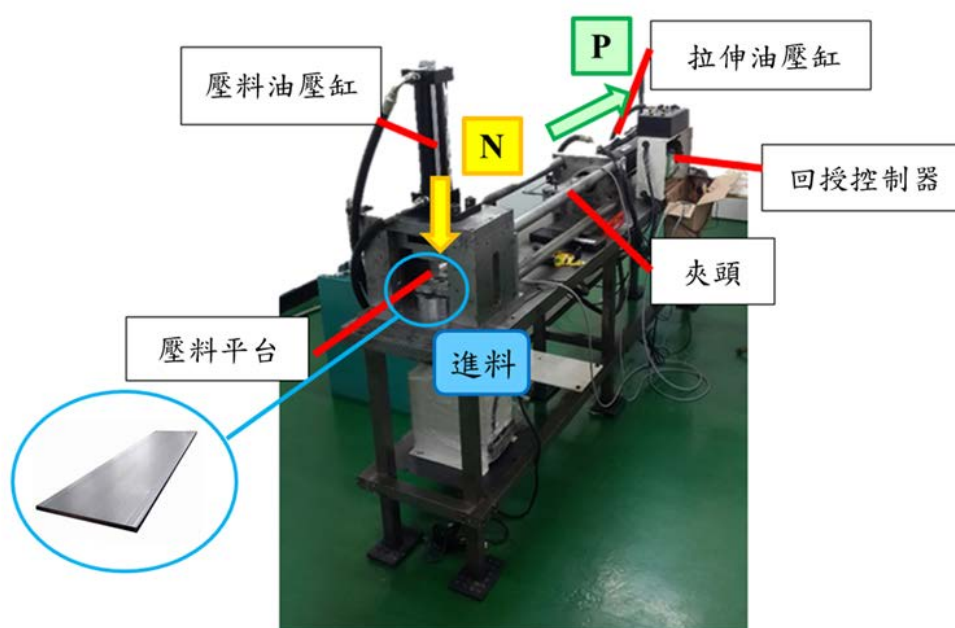


圖 2.6 摩擦係數量測平台

$$\mu = \frac{2N}{P} \quad (\text{式 2.9})$$

其中， P：拉伸力
N：正向壓料力

表 2.3 摩擦實驗之實驗條件

實驗條件	
板材平均粗糙度 $Ra(\mu m)$	0.127
模具材料	SKD61
模具平均粗糙度 $Ra(\mu m)$	0.102
實驗溫度($^{\circ}C$)	25
潤滑條件	添加壓板油

2.2.2 摩擦實驗結果

摩擦實驗結果如表 2.4 所示，本論文以有無添加壓板油兩種潤滑條件進行測試，各自重複量測三次後取平均值。實驗結果顯示，壓板油能有效降低材料與模具間的摩擦力。此外，各組實驗結果間變異幅度不大，顯示摩擦係數測試結果具有良好的穩定性與重現性，可作為後續 CAE 模擬分析之可靠邊界條件輸入數據。

表 2.4 摩擦實驗結果

實驗編號	1	2	3	平均
無添加壓板油	0.089	0.090	0.085	0.088
添加壓板油	0.078	0.070	0.072	0.073

第三章 延性破壞準則之分析與驗證



本論文透過使用有限元素分析軟體進行沖切製程模擬，在模擬過程中材料破壞行為與實際加工條件密切相關，因此必須準確設定材料發生破壞的條件，以獲得符合實際情況的分析結果。材料的破壞行為往往需透過延性破壞準則進行有效描述與預測。延性破壞準則為評估材料在經歷塑性變形後，其內部損傷量隨變形歷程逐漸累積並達到臨界破壞條件，進而造成材料斷裂的重要理論模式。本章即透過分析現有延性破壞準則之理論架構與適用範圍，結合實驗所獲得的實驗數據進行驗證，以確立適用於本論文沖切製程模擬之臨界破壞值。此外，更進一步針對數值模擬所得之結果與實際沖切製程的成品結果進行比對分析，以驗證延性破壞準則之準確性與適用性。

3.1 建立 7075 鋁合金臨界破壞值

臨界破壞值是描述材料發生斷裂時所能承受的最大損傷值，為材料經歷塑性變形至最終破壞的重要依據，常用於有限元素模擬分析之延性破壞準則中。該數值通常依據延性破壞準則搭配實驗資料推導而得，可反映材料在特定應力狀態下的破壞特性。

現今獲得臨界破壞值的方法主要可分為兩種，其一為單軸拉伸試驗法，透過對材料進行單軸拉伸並量測其破斷前的變形行為與破壞時機，搭配延性破壞準則反推得到最符合實驗現象的臨界破壞值，具備試驗條件簡單且可重現性高之優點；其二為反推法，以實際沖切樣品進行模擬比對，透過比對成品斷面形貌與破壞輪廓，反覆調整破壞參數至模擬結果與實際觀察結果吻合，能更貼近實際加工過程中的應力狀態與損傷演變行為。兩種方法各有優勢，實務應用中常需相互搭配，以提升有限元素模擬中延性破壞準則之準確性與可信度。因此，本論文首先採用單軸拉伸試驗法進行臨界破壞值之推導。



3.1.1 模擬拉伸試驗

由於臨界破壞值無法直接透過單軸拉伸試驗的實驗數據取得，因此本論文採用有限元素分析軟體進行模擬計算，以間接求得材料之臨界破壞值。透過單軸拉伸試驗取得 7075 鋁合金之真實應力應變曲線，其所對應之楊氏模數及塑性曲線等機械性質作為模擬分析的輸入參數，以進行單軸拉伸之數值模擬。

單軸拉伸模擬與實際試驗一樣採用 ASTM E8 之標準片狀試片，厚度為 5.17mm。由於厚度與寬度方向具對稱性，並考量到全模型於厚度方向模擬時，常因微小網格不均或數值誤差導致抖動現象，故本論文採用 1/4 對稱模型建模，如圖 3.1 所示。除可降低計算成本外，亦能透過對稱邊界條件穩定數值行為，提升單軸拉伸模擬的準確性。在夾爪的作動部分，試片上端設有上夾頭，並與試片完全鎖固，使其在模擬過程中保持固定不動；下端則設置下夾頭，與試片同樣完全鎖固，並以等速 0.02mm/s 向下移動。實際試片標距長度的均勻伸長量約為 7mm，又試片其他部位亦會變形，因此設定下夾爪的拉伸量為 10mm 作為預設值。

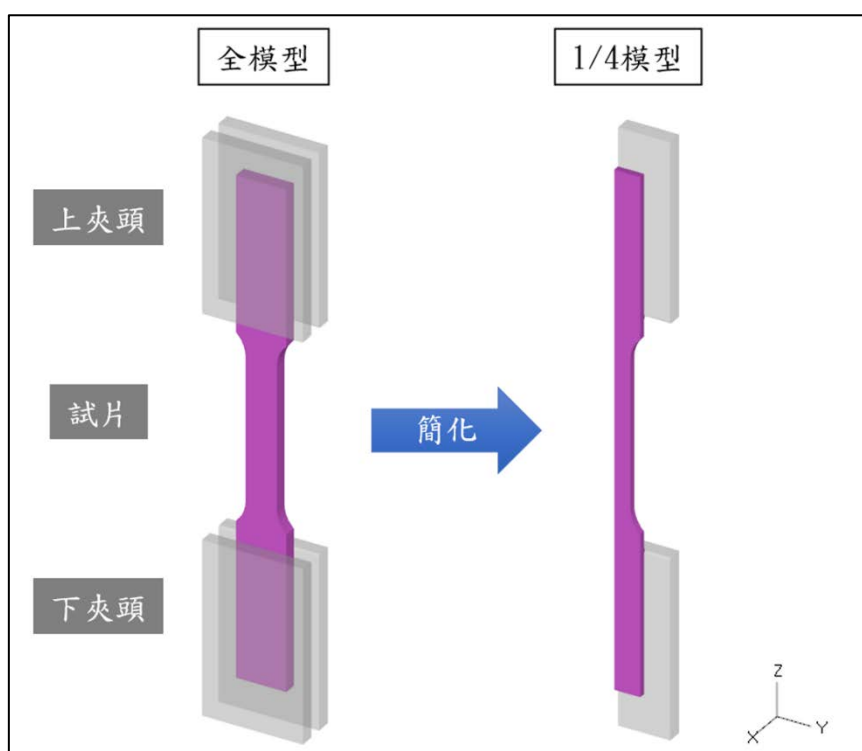


圖 3.1 單軸拉伸模擬試片

單軸拉伸模擬結果如圖 3.2 所示。模擬結果依造與實際試驗相同之方法，取得拉伸力，以及標距長度的伸長量，並繪製真實應力應變曲線與實際試驗比較，如圖 3.3 所示。為確保在模擬中，標距長度內元素的應力應變是均勻的，因此分別在試片的標距長度中取三個不同位置驗證。三個不同位置可以分別得到該位置之應力應變曲線，繪製於同一張圖中可見三條曲線幾乎完全重合，如圖 3.4 所示。故可得到在單軸拉伸模擬中，標距長度中之元素皆為均勻變形。

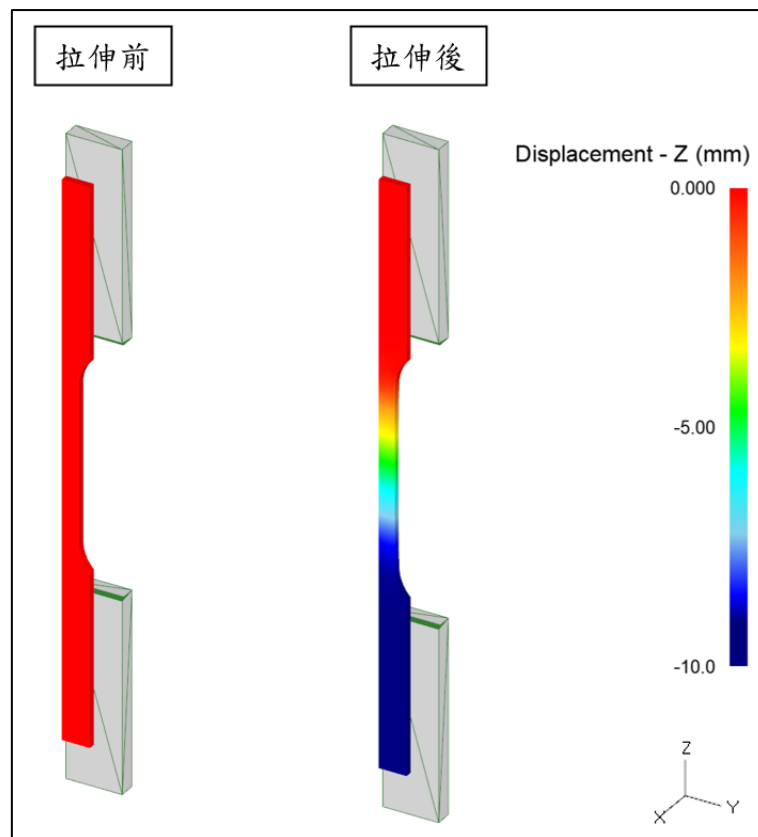


圖 3.2 單軸拉伸模擬結果

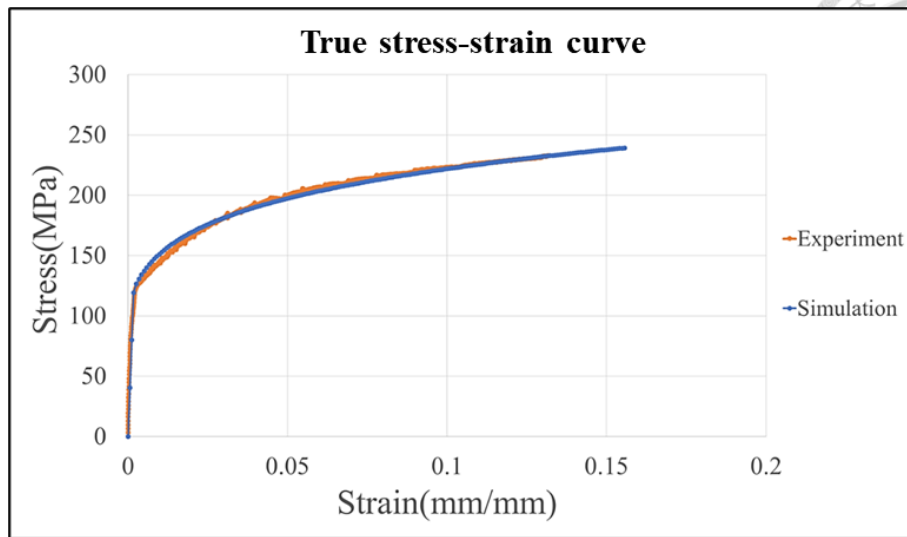


圖 3.3 實際單軸拉伸試驗與模擬之真實應力應變比較圖

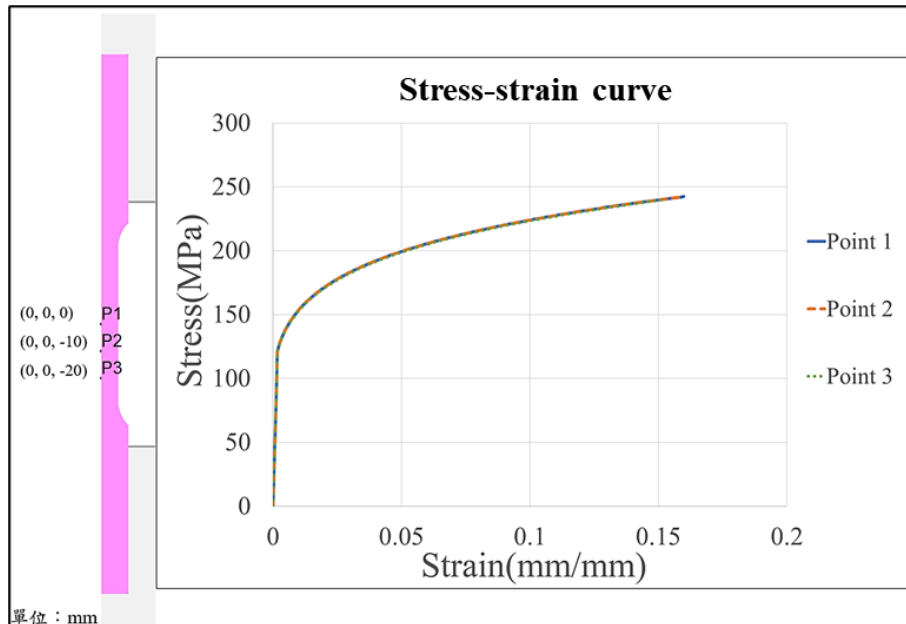


圖 3.4 標距長度內不同位置之應力應變曲線

在已確認單軸拉伸模擬之準確性後，利用有限元素模擬軟體後處理功能取得單軸拉伸過程中所需的資料，如等效應力及等效應變等，並代入延性破壞準則公式，以求得臨界破壞值。張育銘[13]以及 Hatanaka 等人[14]研究顯示使用 Normalized C&L 延性破壞準則之臨界破壞值所得出的模擬結果為最接近實際情況之延性破壞準則，其臨界破壞值公式為(式 3.1)，故本論文以 Normalized C&L 延性破壞準則為主要使用之準則。



$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \left(\frac{\sigma^*}{\bar{\sigma}} \right) d\bar{\varepsilon} = C^* \quad (\text{式 3.1})$$

其中， σ^* ：最大主應力

$\bar{\sigma}$ ：等效應力

$\bar{\varepsilon}$ ：等效應變

C^* ：Normalized C&L 延性破壞準則之臨界破壞值

Normalized C&L 延性破壞準則之臨界破壞值計算過程如圖 3.所示。當模擬之工程應力達由實際單軸拉伸試驗結果之 T.S.值時，測量試片中心之破壞值選定為臨界破壞值。模擬結果得到當拉伸試片標距長度變形量達 6.893 mm 時，工程應力達 203MPa，真實應力達 232MPa，並且此時之臨界破壞值為 0.126。

3.1.2 驗證拉伸試驗

在初步得到 Normalized C&L 延性破壞準則之臨界破壞值後，為驗證其正確性，故進行拉伸試驗的破壞驗證。首先，使其套用於單軸拉伸試驗之數值模擬中，藉以對比實驗結果與模擬結果之破壞行為是否一致。模擬中所採用之材料參數、幾何條件與邊界設定，皆與實際單軸拉伸試驗保持一致，以提升模擬模型之真實性與可靠性。

模擬結果如圖 3.5 與圖 3.6 所示，拉伸試片於夾頭位移量達 8.35mm(Step167)時產生最大拉伸應力，此時試片之破壞值 0.17 超過臨界破壞值 0.126。在下一步階位移量達 8.4mm(Step168)時，拉伸應力值迅速衰減，破壞值進一步擴張顯示材料已產生明顯的破壞失效現象。接續進行模擬至破裂階段，可觀察到當夾頭持續拉伸，試片標距長度變形量達 14.67 mm 時發生完全斷裂。相較之下，實際單軸拉伸試驗中試片於標距變形量達 10.34 mm 時即產生斷裂。

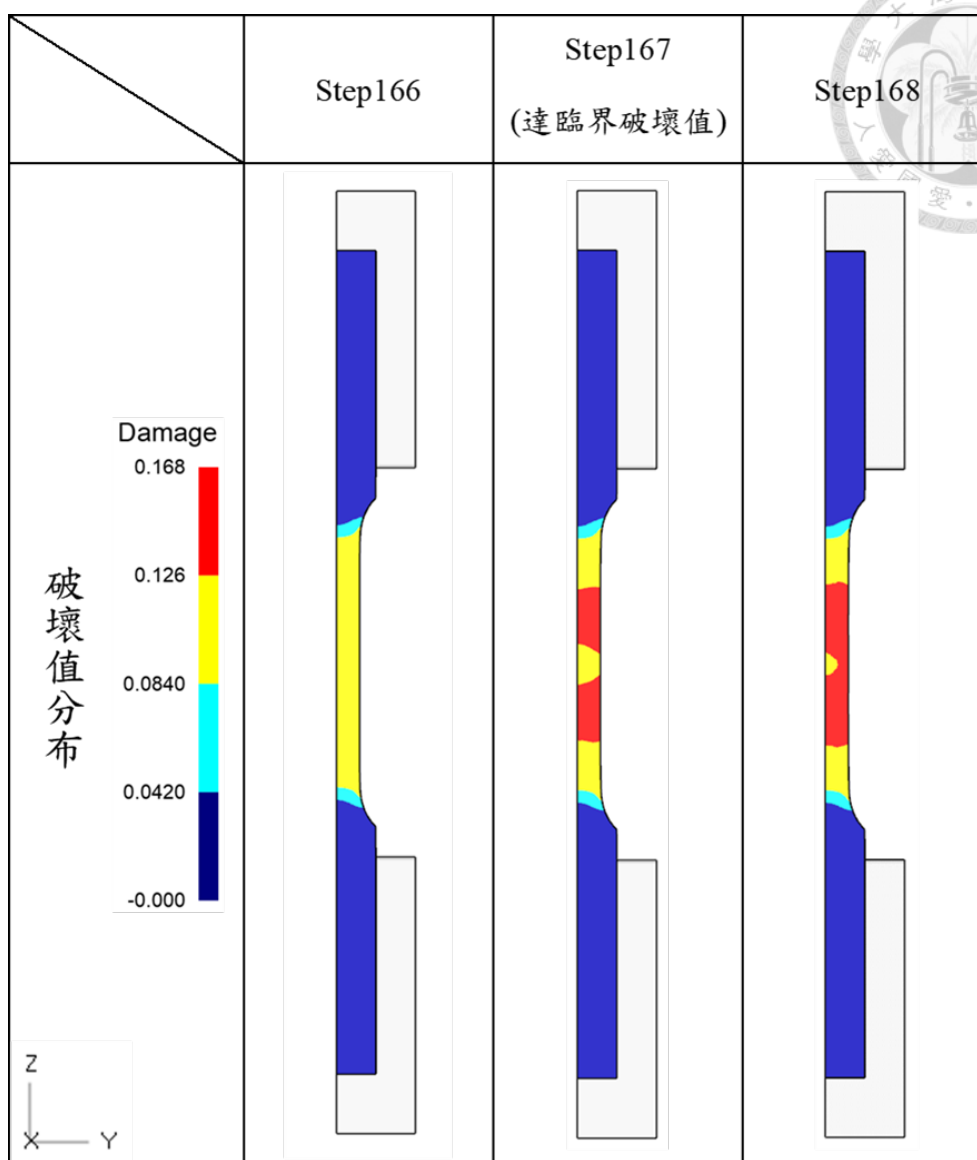


圖 3.5 單軸拉伸試驗模擬試片破壞值分布

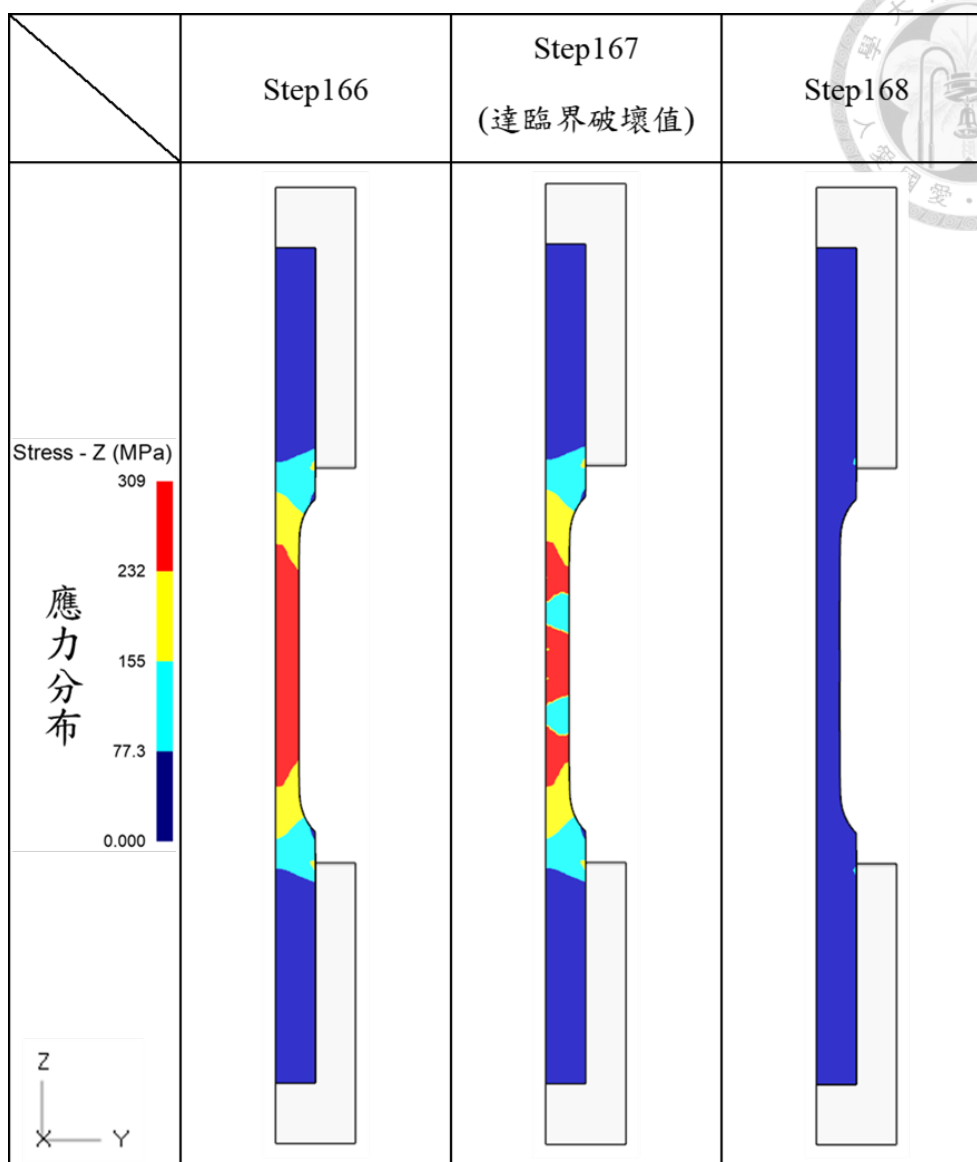


圖 3.6 單軸拉伸試驗模擬試片應力分布



3.2 沖切載具模擬及驗證

為深入探討製程參數對斷面特徵之影響，本論文建立一套與實際製程對應之沖切模擬模型，並結合實驗結果進行驗證與校正，提升模擬準確性與實用價值。模擬模型以實際生產模具為基礎，搭配材料試驗所得之機械性質與破壞準則，重現目標零件產品於精修成形道次下之沖切行為。

本節首先說明模具幾何與邊界條件之設定，模擬中所使用之材料參數與破壞準則，則依據第二章與 3.1 節進行設定。最後，透過模擬所得斷面輪廓與實際產品進行比對，驗證模型之可信度，並作為後續製程參數分析與斷面品質探討之基礎。

3.2.1 模具幾何參數設定與網格數收斂性分析

本論文所建立之沖切模擬模型，為依據目標零件於實際製程所使用之沖切模具圖進行幾何建構，藉以提升模擬過程的準確性與實用性。模具三維實體模型係於 CATIA 軟體中繪製，並匯出通用格式後導入 DEFORM-3D 軟體進行後續有限元素分析；其中，沖頭輪廓忠實反映產品外形之不規則幾何特徵，以確保模擬過程中成形邊界的合理性。

由於目標零件在實際生產中採用連續模進行多道次成形作業，製程中料條以固定節距推進，並依序完成沖孔、粗切、整平、精修等加工步驟，如圖 3.7 所示。若於模擬中完整重現所有道次，不僅將大幅提升模型複雜度與計算資源需求，亦將使各道次之影響難以獨立分析。因此，本論文採用局部建模策略，針對特定欲探討之沖切道次進行獨立模擬，以兼顧計算效率與分析針對性。

為說明模擬簡化範圍與實際製程之對應關係，圖 3.7 顯示目標零件於連續模中對應之料條配置，並標註本論文所擷取模擬之局部建模區域。透過此視覺化方式，能明確呈現模擬所涵蓋之精修道次位置，亦有助於後續模擬結果與實驗斷面觀察之比對。

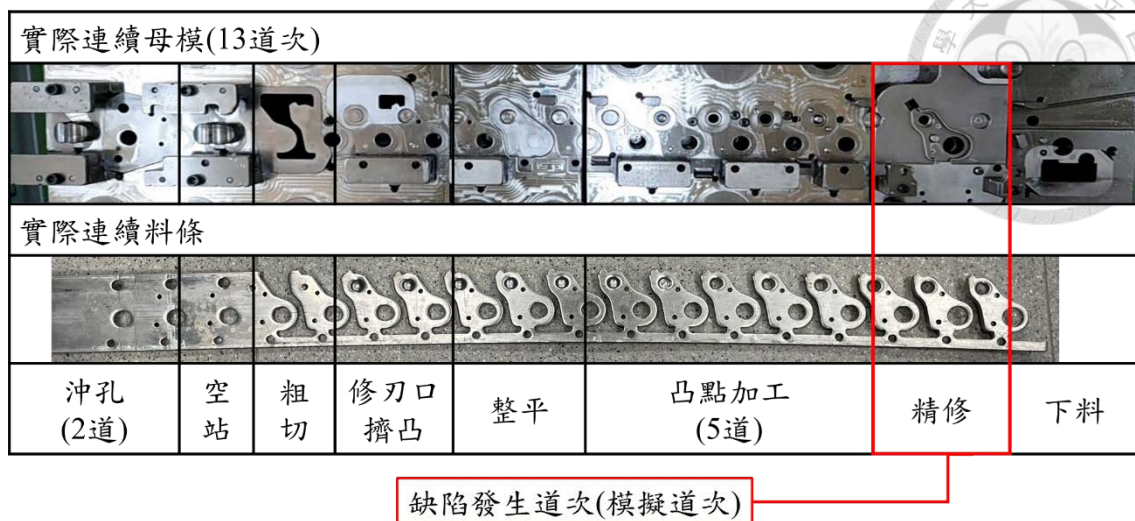


圖 3.7 目標零件製造之連續模、連續料條與局部建模之道次標註

本論文針對精修道次進行局部建模與模擬分析，僅聚焦於精修沖切階段之斷面形成行為，排除其餘加工站位干擾，以提高模擬效率並突顯分析針對性。由於目標零件為不規則形狀，本模擬採用全模型形式建構，以避免對稱簡化可能造成之邊界條件誤差。圖 3.9 展示本次模擬所採用之三維模具結構配置，包含沖頭(Punch)、母模(Die)、壓料板(Holder)與料片(Blank)等主要構件，對應之網格細化設定亦於圖中標示。其中，料片設定為塑性體，其餘模具設定為剛體，以簡化接觸行為與降低計算負擔。而各區域之網格細化比例依精度需求分別為：料條區為 1.0、成品區為 0.4、外輪廓與內孔為 0.1、刀口區域為 0.05，網格分布如圖 3.9 所示。邊界條件部分，則設定料條兩端 X 方向固定。主要製程參數設定彙整於表 3.1，作為後續模擬設定與斷面特徵比較之依據。

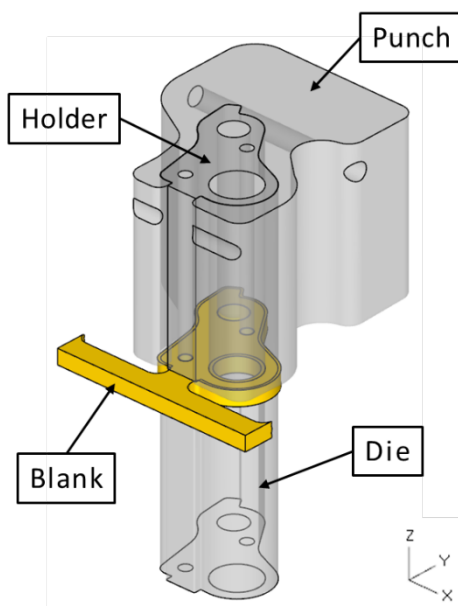


圖 3.8 精修道次模型

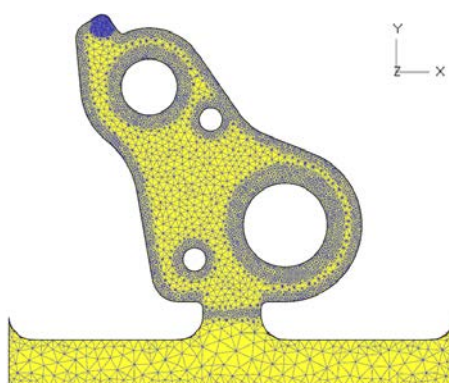


圖 3.9 料片網格細化結果

表 3.1 製程參數設置

製程參數	精修道次
模具間隙(mm)	0.02
沖頭圓角(mm)	0.5
母模圓角(mm)	無
壓料力(N, x : 沖程)	$4240 + \frac{2509}{19} \times x$ 數值範圍：4240N~6220N

此外，為確保沖頭受力結果之可信度，本論文進行網格收斂性分析，以評估不

同總網格數量對沖頭最大受力預測之影響。分析中分別建立五組總網格數分別為 20 萬至 60 萬之模型版本，並觀察各模型在成形過程中沖頭所承受之最大受力變化趨勢，結果如圖 3.10 所示。由結果可見，隨網格數由 10 萬提升至 30 萬時，沖頭最大受力由 121.2kN 逐步下降至 114.2kN，顯示網格細化可有效提升接觸解析度與應力分布準確性；而當網格數進一步增加至 40 萬與 60 萬時，最大受力僅略微變動為 113.2kN 與 113.6kN，變化率低於 0.5%，顯示模擬結果已趨穩定並達收斂。綜合考量模擬精度與計算成本後，後續模擬遂採用總網格數為 40 萬之配置，作為標準分析模型，以確保後續成形行為與應力評估結果具備可信度與效率性。

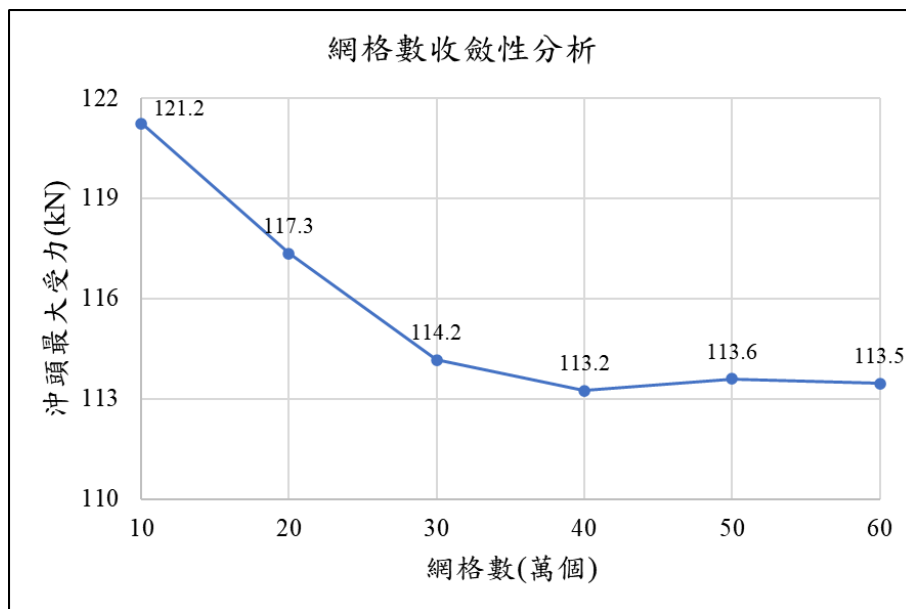


圖 3.10 網格數收斂性分析—網格數與沖頭最大受力關係圖

3.2.2 精修道次模擬與臨界破壞值驗證

為探討精修道次中破壞行為之真實性與臨界破壞值之適用性，本節針對實際製程中的精修道次進行數值模擬。模擬中使用 2.1 節所建立之材料模型，並以 3.1 節取得之臨界破壞值作為破壞判斷基準。為驗證模擬結果之準確性，擇定精修道次中具有代表性的區域，量測其斷面之剪切區比例與模輓區比例，並與實際沖切樣品之實驗量測數據進行對照與比較，以評估模擬模型對於斷面成形行為之再現能力。

然而，使用單軸拉伸試驗所推得之臨界破壞值進行精修道次模擬後發現，其模

擬結果與實際成品斷面存在顯著差異，特別是在剪切區比例分佈方面，模擬中斷面基本呈現全部為撕裂面區之狀態，如圖 3.11 所示，無法有效重現實際沖切成形過程中之破壞行為。此一結果顯示單軸拉伸試驗所推得之破壞值雖具理論基礎，但在複雜應力狀態下可能低估材料之實際破壞承受能力。因此，本論文進一步採用第二種臨界破壞值推導方式，反推法透過實際精修道次沖切樣品之斷面形貌與破壞輪廓，進行模擬比對與參數反推，最終獲得破壞準則中更貼近實際製程之臨界破壞值，數值為 2.8，如圖 3.12 所示。此一調整使模擬結果與實際斷面特徵更為一致，顯著提升模擬模型對於成形破壞行為之再現能力與準確性。

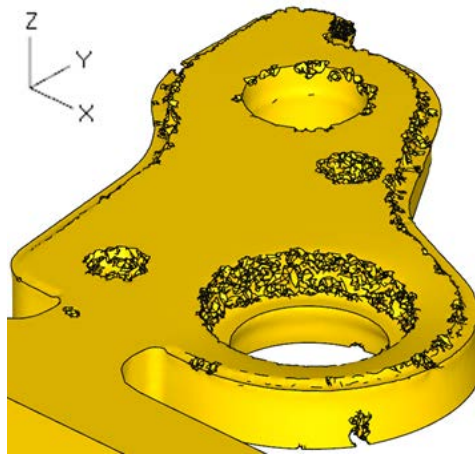


圖 3.11 CDV=0.126 之模擬成形結果

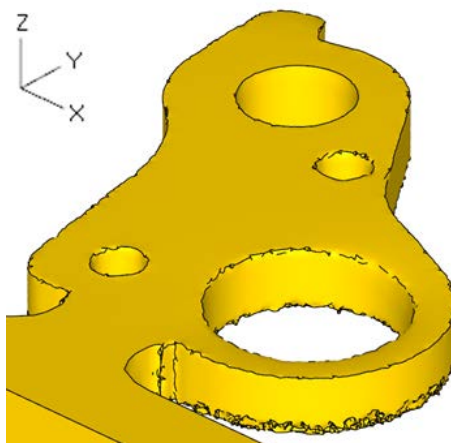


圖 3.12 CDV=2.8 之模擬成形結果

圖 3.13 與圖 3.14 為實際與模擬料片在精修道次沖切完後之成品上視圖，為驗證模擬模型反推法之準確度，透過對沖切樣品之斷面側試觀察進行分析。在剪切區比例之比較，剪切區比例的量測分別從兩個視角進行：其一為沿 +X 方向觀察料片側邊，其二則為從 -X 方向進行觀察。透過雙視角觀測，可清楚辨識並比較不同區域之剪切區比例變化情形，進而對模擬結果與實體樣品進行準確對照。



圖 3.13 實際精修道次沖切成品上視圖

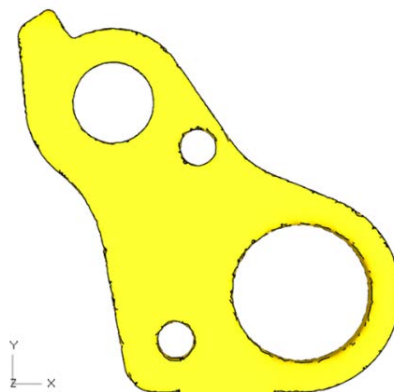


圖 3.14 模擬精修道次沖切成品上視圖

為進一步比較各位置之剪切區變化，於指定觀察視角下，側邊料片依局部特徵劃分成四個區域，分別標示為 A、B、C、D 區，如圖 3.15 與圖 3.16 所示。各區僅作為分區討論之用途，便於後續逐區比較剪切區之分布特徵。實際與模擬量測結果如表 3.2 與圖 3.17 所示。

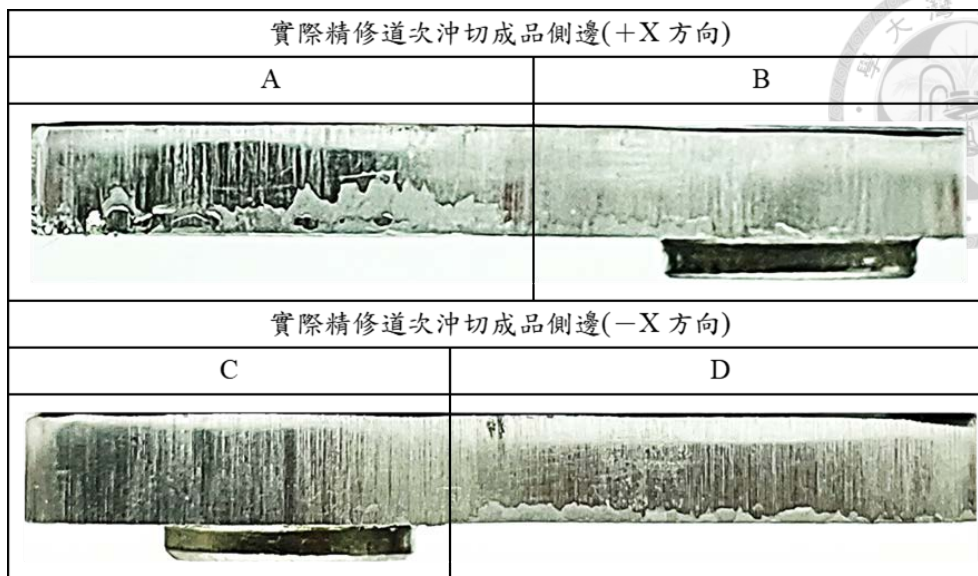


圖 3.15 實際精修道次沖切成品側邊

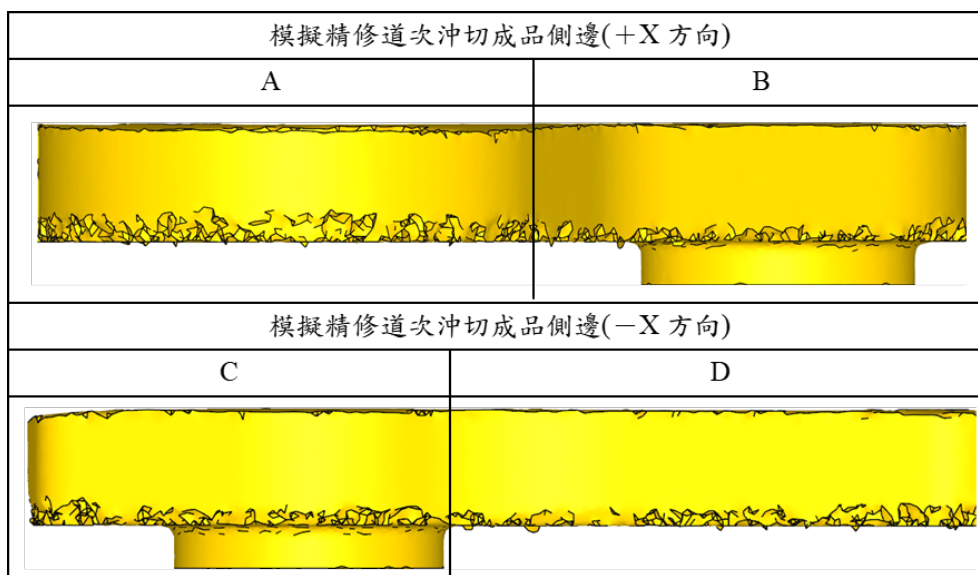


圖 3.16 模擬精修道次沖切成品側邊

表 3.2 實際與模擬各區剪切區比例範圍統計比較表

	A	B	C	D
實際	54.1%~83.1%	78.8%~100%	89.5%~100%	79.4%~95.7%
模擬	68.1%~82.4%	79.4%~97.6%	73.3%~94.1%	79.5%~94.3%

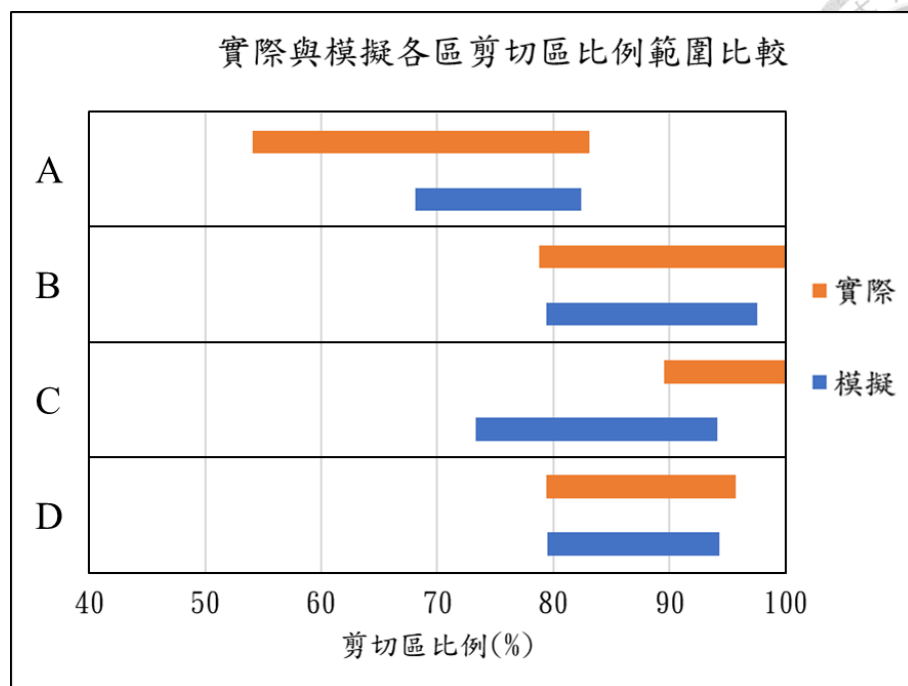


圖 3.17 實際與模擬各分區剪切區比例範圍比較圖

表 3.2 中列出實際量測與模擬於 A、B、C、D 四區所對應之光滑剪切區比例範圍，並依數據繪製成圖 3.17，以進行視覺化比較。藉由表格與圖形並列呈現，可更清楚掌握各區模擬與實驗間之差異程度。依造結果，針對 A 至 D 區之剪切區比例進行逐區比較與分析。在 A 區，兩者上限相當接近，但實際下限明顯較低，顯示反推法取值過高，進而高估部分位置之剪切穩定性，導致對光滑區比例偏低處之準確性略顯不足；在 B 區，範圍高度重疊，僅模擬略低於實際上限，整體而言模擬結果與實際表現良好，顯示反推法可準確表達該區剪切面比例變化；在 C 區，雖有部分重疊，但模擬與實際比例範圍相差最為明顯，顯示反推法取值在該區模擬對高比例剪切面之再現能力仍有不足，為誤差最大之區域；在 D 區，範圍高度重疊，準確性極高，證實反推法取值在該區可有效重現實際剪切區形成情形。

整體而言，四個分區中模擬與實際大多呈現良好對應關係，B 與 D 區具高度一致性，A 區略高估，C 區則為低估最明顯之區域。雖然 C 區之結果差異最大，但其最低剪切區比例仍高於 A 區，因此後續依剪切區比例最低的 A 區作為重點區域，以最低剪切區之比例作為比較對象，進一步探討製程參數對其斷面品質之影響。

除了剪切區比例之外，本節亦針對刀口區域模輓區比例進行模擬與實測之驗證。而模輓區的形成發生在剪切區產生之前，亦即在材料尚未達到破壞準則所定義之臨界破壞值前即已出現，故其變形行為並不受臨界破壞值設定影響。實際與模擬量測結果如表 3.3 所示，從表中可見，實測模輓區高度為 0.75 mm，對應比

例為 14.5%；模擬預測值則為 0.757 mm 與 14.6%，與實際結果高度一致。此一結果驗證模擬模型對模輓區變形程度之準確度。因此，後續以刃口區域模輓區之比例作為比較對象，進一步探討製程參數對其剪切品質之影響。

表 3.3 實際與模擬刃口區域模輓區比例比較表

	刃口模輓區高度	刃口模輓區比例
實際	0.75mm	14.5%
模擬	0.757mm	14.6%

第四章 不同製程參數對斷面特徵影響之分析

本章主要探討不同製程參數對斷面特徵的影響，旨在瞭解如何透過參數調整來提升斷面品質。本章以模擬方式，探討如模具間隙、模具圓角與壓料力等製程參數對斷面之影響，進而改善整體產品的加工品質與後續製程效率。

藉由系統性地調整各參數並觀察斷面變化，可評估哪些條件有助於提高剪切區比例與減少模輓區的產生。透過DEFORM有限元素分析軟體進行刮光成形模擬，配合實際產品斷面觀察，分析各參數對剪切與破壞行為的實際影響，為後續製程優化與模具設計提供依據。

4.1 斷面各部位成形機制

在沖切製程中，材料經由上沖頭與母模間的相對運動產生局部高應變區，進而形成具有特徵性的斷面型態。實際觀察經由沖切加工後之金屬斷面，通常可分為四個主要區域：模輓區（Roll-over zone）、剪切區（Shear zone）、撕裂面區（Fracture zone）以及毛邊（Burr），如圖 4.1 所示。這些區域的形成與材料性質、模具設計、間隙設定以及潤滑條件等製程參數息息相關。本節針對上述各部位之成形機制進行詳細探討，以利後續參數對應行為之分析與改善策略之建立。

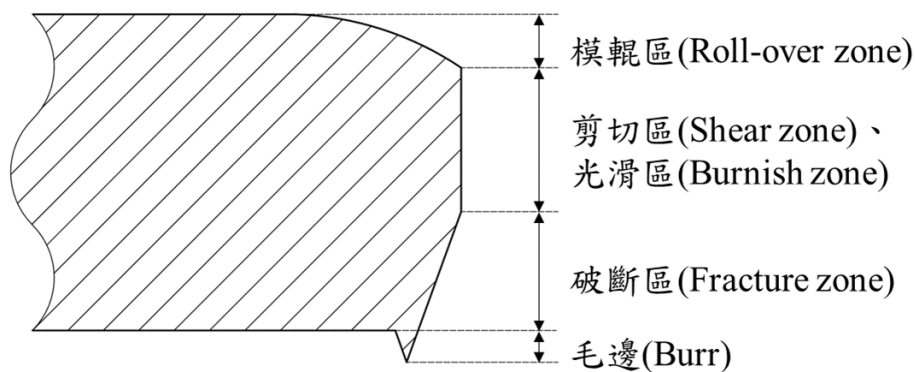


圖 4.1 斷面特徵



首先，模輓區是沖切初期材料受沖頭接觸擠壓後產生塑性變形的結果。在此階段，沖頭尚未完全貫入材料，材料因局部應力集中而向模具間隙外側產生微小滑動與擠壓變形，使得上表面產生弧形的圓滑過渡區。此現象與沖頭圓角及沖切間隙密切相關，若沖頭圓角或間隙較大，則模輓區的面積相對會較大。此區不屬於真正的剪切行為，而是由於材料受壓所造成的過渡區域，其存在有時會導致後續切斷品質下降。

隨著沖頭進一步進入材料並使局部應力超過剪切屈服強度後，會進入剪切區，又稱光滑面區。此區域主要由材料在剪切應力主導下發生沿剪切區方向的塑性變形所構成。由於應力集中達到高峰，材料呈現近似單向剪切模式斷裂，表面因均勻剪斷而具備金屬光澤與光滑特徵，因此常被視為品質良好之斷面象徵。此區域當間隙設計精準且潤滑條件良好時，可大幅提升剪切區的比例，降低材料撕裂引起之粗糙斷面。

然而，當沖切深度進一步增加且材料內部積聚的應變能達到材料極限強度時，會產生裂紋並沿材料厚度方向迅速擴展，形成所謂的撕裂面區。此區域是由材料延性破壞導致，其斷面粗糙且呈現明顯撕裂特徵及凹陷，通常會伴隨材料纖維方向之拉伸破壞模式。在此區中，微觀孔洞之生成、成長及合併構成破壞主機制，屬於典型延性破壞行為。撕裂面區的比例越大，代表剪切不完全與破壞不均勻的情形越嚴重，對產品尺寸精度與表面品質造成不良影響。當模具間隙過大或材料厚度較高時，撕裂面區傾向上升，成型穩定性相對下降。

最後，在材料完全切斷並即將脫離模具之瞬間，因沖頭與母模間的微小間隙造成材料局部擠壓或撕裂，使得下表面形成不整齊突起，此即為毛邊。此區的高度通常作為沖切模具設計與維護品質的評估指標之一，尤其在精密零件如電子接點、汽車用扣件等應用中，過高的毛邊會影響後續裝配與功能表現。毛邊的生成主要受到模具間隙及材料硬度的影響，亦與刀具磨耗有關。控制毛邊的方法可包含選用更高硬度模具鋼材、定期維修模具銳利度，以及施加背壓或多段式沖切技術。

綜合上述分析，沖切製程中所觀察到的各斷面特徵區域，其形成機制皆可對應至特定的材料行為與應力分佈狀態。不同區域間的比例與品質，不僅反映出製程參數之設定合理性，也能作為模具設計優劣與加工穩定性的關鍵指標，其中尤以模輥區與剪切區為關鍵影響產品品質的部位。於後續章節中，進一步透過模擬方式，探討不同參數對模輥區以及剪切區成形行為之影響，並嘗試提出優化製程條件，以提升斷面品質與整體製程效能。

4.2 模具間隙影響性

已於上一小節完成斷面各部位形成機制的探討，接下來主要探討於製程參數變化對斷面中模輥區與剪切區比例的影響。

首先探討模具間隙對斷面之影響性，模具間隙為沖頭與母模之間的距離，如圖 4.2 所示，常以材料厚度的百分比表示，其大小對剪切行為與材料破斷機制有明顯影響。在模擬設定中，固定沖頭與母模圓角半徑以及壓料力，調整模具間隙以觀察模擬結果。

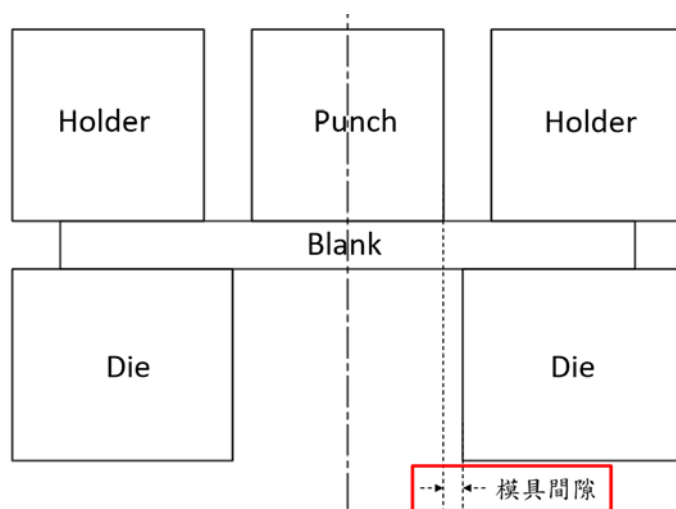


圖 4.2 模具間隙示意圖

模擬中模具間隙設定的範圍為 $0\text{mm}(0\%t)$ 至 $0.025\text{mm}(0.48\%t)$ ，對應板厚(t)為 5.17mm 。如圖 4.3 所示，剪切區比例隨模具間隙增加而呈現明顯遞減趨勢。在間隙小於 0.01mm 時變化幅度較小，而當間隙超過 0.01mm 後，剪切區比例開始快速

下降，顯示模具間隙為影響剪切區形成的重要參數之一。此結果顯示，即使模具間隙變化幅度極小（0~0.48%t），對剪切區形成仍具有顯著影響。除剪切區外，模輓區比例變化亦納入探討，其結果如圖 4.4 所示，於不同模具間隙條件下僅呈現輕微波動，整體變化幅度有限，大致維持於 14.3%至 14.8%之間，未呈現明顯之單調趨勢。此外，沖頭最大受力結果如圖 4.5 所示，隨模具間隙增加略有上升，但各數據間變化幅度不大，亦未顯現明確規律性變化，顯示其受模具間隙影響相對有限。

由於模具間隙對剪切區比例具顯著影響，進一步探討模具間隙對材料變形與破壞機制之影響，以間隙為 0.005mm 與 0.02mm 兩種條件作為代表，分別分析其最大主應力與破壞值之分佈情形，如圖 4.6 與圖 4.7 所示，其為呈現沖切過程中料片之截面。

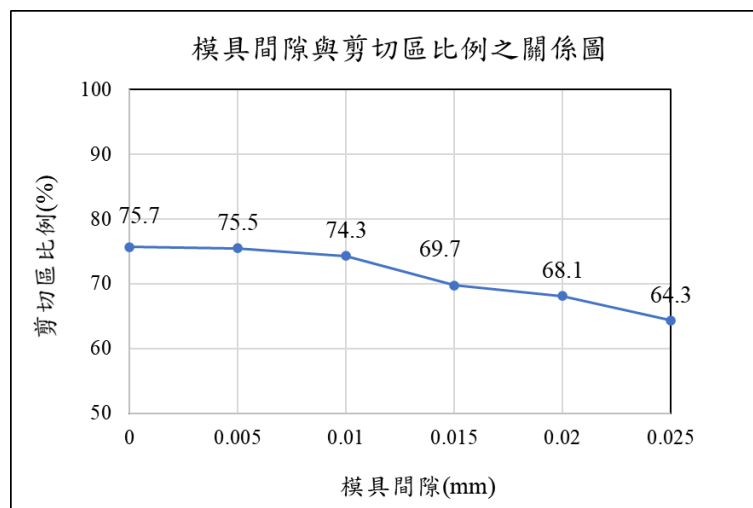


圖 4.3 模具間隙與剪切區比例之關係圖

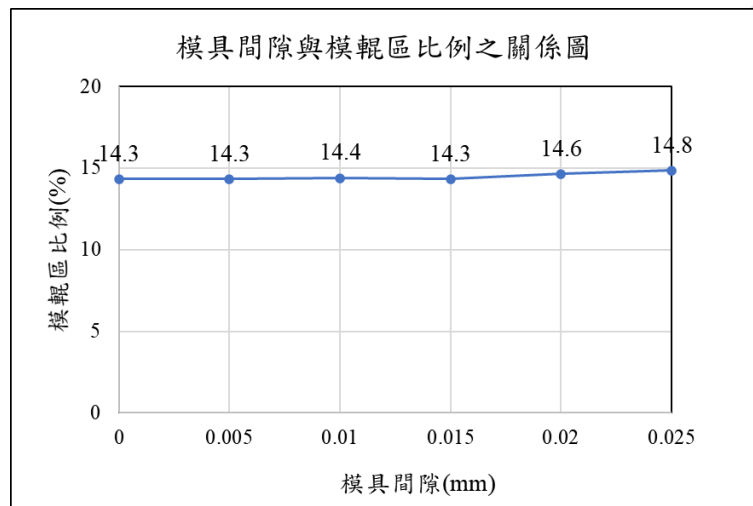


圖 4.4 模具間隙與模輥區比例之關係圖

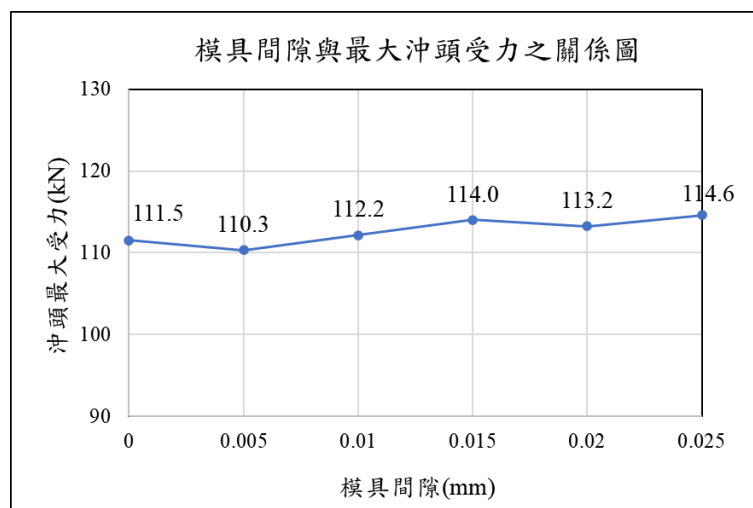


圖 4.5 模具間隙與最大沖頭受力之關係圖

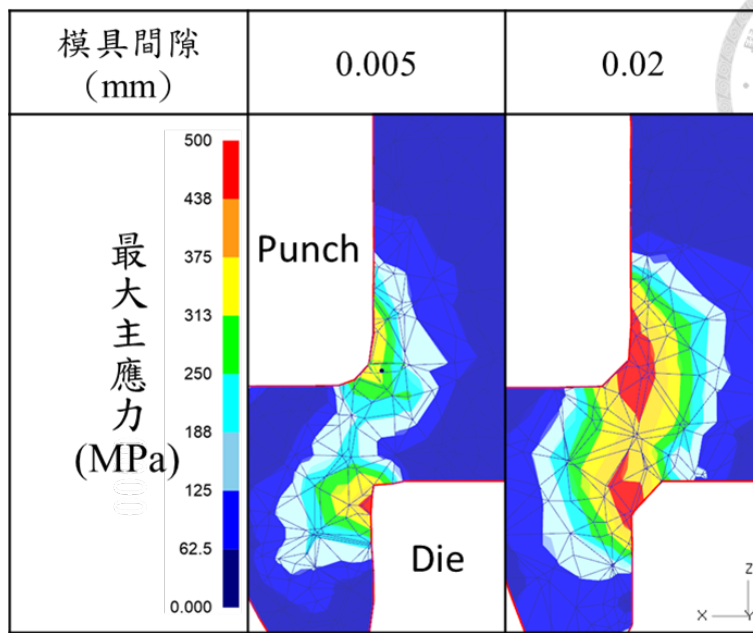


圖 4.6 不同模具間隙(0.005mm、0.02mm)剪切區之最大主應力分布圖

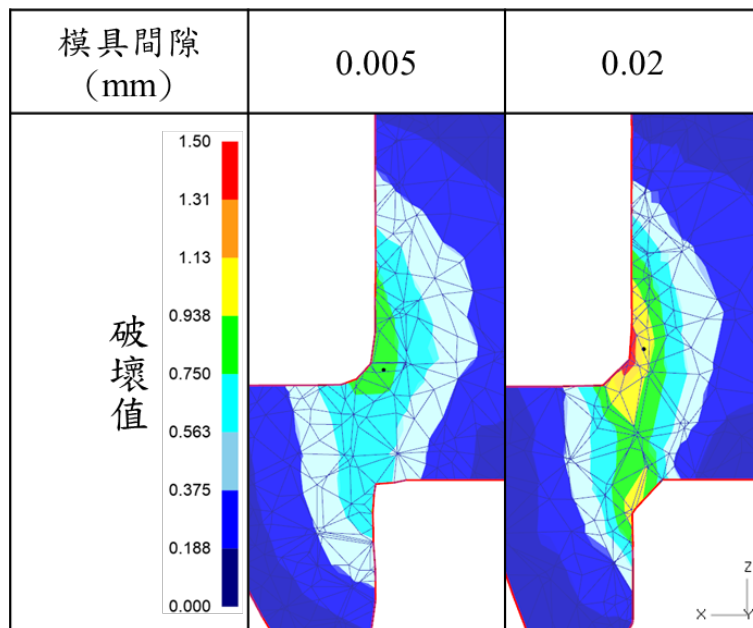


圖 4.7 不同模具間隙(0.005mm、0.02mm)剪切區之破壞值分布圖

由圖 4.6 可見，當模具間隙為 0.005mm 時，最大主應力主要集中於沖頭與母模交界處，並沿料片厚度方向上至下延伸呈現狹長分佈，應力強度分布較為均勻，無明顯高峰值區塊。相較之下，在模具間隙為 0.02mm 時，應力集中區明顯向料片上緣靠近沖頭端集中，並出現局部應力峰值明顯上升的現象。色階對比顯示，當間

隙為 0.02 mm 時，最大主應力峰值高於 0.005 mm 且分佈更為局部，主要集中於上方沖頭接觸區。此外，最大主應力為材料所受拉伸應力中的最大值。圖中可見，當間隙為 0.02mm 時，料片上緣的高主應力區域呈現顯著拉伸主導特徵，顯示該區域材料已承受較強的拉應力狀態。在金屬塑性變形與延性破壞理論中，較高的拉伸主應力與破裂傾向相關。因此，此拉伸主應力的集中現象，可作為後續破壞值分佈的重要依據。

圖 4.7 則顯示破壞值的分佈變化。模具間隙為 0.005mm 時，破壞值分佈均勻且較廣泛，僅在沖頭處有較大之破壞值，最大值約為 0.75。當間隙為 0.02mm 時，破壞值分佈位置上移，集中於料片上緣鄰近沖頭一側，且最大破壞值提升至約 1.3，顯示破壞趨勢於材料上緣集中且分佈範圍較狹窄。根據破壞值大小與集中位置可推判，在 0.02mm 間隙條件下，料片於靠近沖頭上緣區域將更早達到臨界破壞值，表示較快發生破裂現象；相對地，在 0.005mm 間隙下，破壞值較低且分散，顯示材料破裂所需的變形累積時間更長，破裂時間相對延後。

4.3 壓料力影響性

承接前小節對模具間隙參數的探討可知其對部分斷面品質具有顯著影響，接下來探討壓料力對斷面中剪切區與模輥區比例的影響。壓料力主要作用在於穩定材料於剪切過程中的位置與受力狀態，其變化進一步影響材料變形行為與破壞模式，進而改變斷面形貌。在模擬設定中，固定沖頭與母模圓角半徑以及模具間隙，調整壓料力以觀察模擬結果。

表 4.1 精修道次之壓料力基準值

製程參數	精修道次
壓料力(N, x : 沖程)	$4240 + \frac{2509}{19} \times x$ 數值範圍：4240N~6220N

壓料力模擬設定為基準值及其上調 2kN、4kN、6kN、8kN，基準值如表 4.1 所示。剪切區模擬結果如圖 4.8 所示，從數據可觀察到，壓料力自基準值提升至+8kN，剪切區比例僅由 68.1%增加至最高 71.1%，整體變化幅度約為 3%，提升趨勢亦在+2kN 後趨於平緩，顯示壓料力雖對斷面品質具有一定影響，但對剪切區比例之改善效果有限。進一步觀察刃口區域模輓區比例之變化，如圖 4.9 所示，於不同壓料力條件下，其比例大致維持於約 14%左右，變化範圍介於 14.1%至 14.6%之間，並未呈現明顯的遞增或遞減趨勢，整體差異不大。為進一步理解壓料力對成形負載之影響，亦分析沖頭所受最大負載情形，結果如圖 4.10 所示，沖頭受力隨壓料力增加而呈緩慢上升趨勢，惟整體變化幅度有限，曲線變化平緩，顯示壓料力對沖頭成形負載僅具輕微影響。

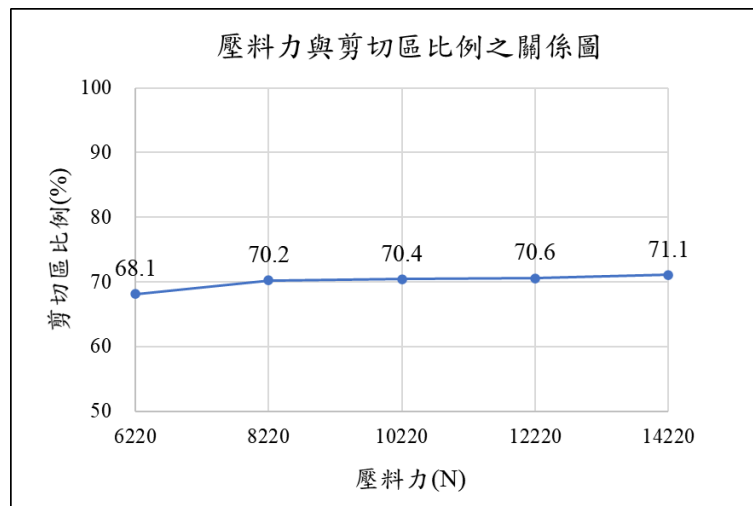


圖 4.8 壓料力與剪切區比例之關係圖

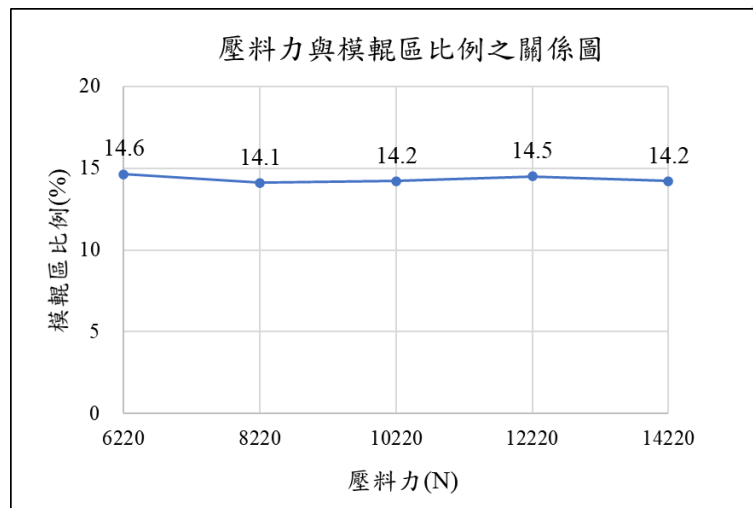


圖 4.9 壓料力與模輥區比例之關係圖

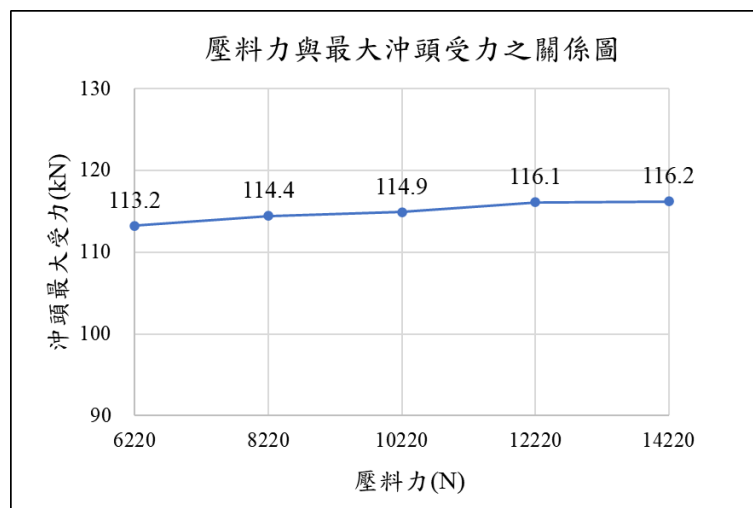


圖 4.10 壓料力與最大沖頭受力之關係圖

4.4 沖頭與母模圓角半徑影響性

接下來本小節探討沖頭與母模圓角半徑變化對斷面品質之影響，由於圓角尺寸會直接影響應力集中位置與材料變形路徑，對斷面形貌具有關鍵性影響。首先針對沖頭圓角半徑進行參數化模擬，圓角半徑範圍為 0.1mm(1.9%)至 0.7mm(13.5%)，其他條件維持固定，以評估不同圓角半徑下的斷面變化情形。剪切區模擬結果如圖 4.11 所示，隨著沖頭圓角半徑由 0.1mm 增加至 0.7mm，剪切區比例由 51.8%提升至 71.88%，整體呈現穩定上升趨勢，顯示較大的沖頭圓角半徑有助於提升剪切區形成比例。模輥區變化情形如圖 4.12 所示，亦隨沖頭圓角半徑增加而呈現遞增趨

勢，其比例由 8.8% 上升至 16.2%，顯示圓角半徑不僅提升剪切區品質，亦會擴大模輥區範圍。針對沖頭受力變化之分析如圖 4.13 所示，結果顯示隨沖頭圓角半徑增加，沖頭最大受力亦逐漸上升。初期增幅相對平緩，至中高圓角條件後受力顯著提高，整體趨勢穩定且未出現劇烈波動，顯示圓角設計對成形負載具有漸進性影響。

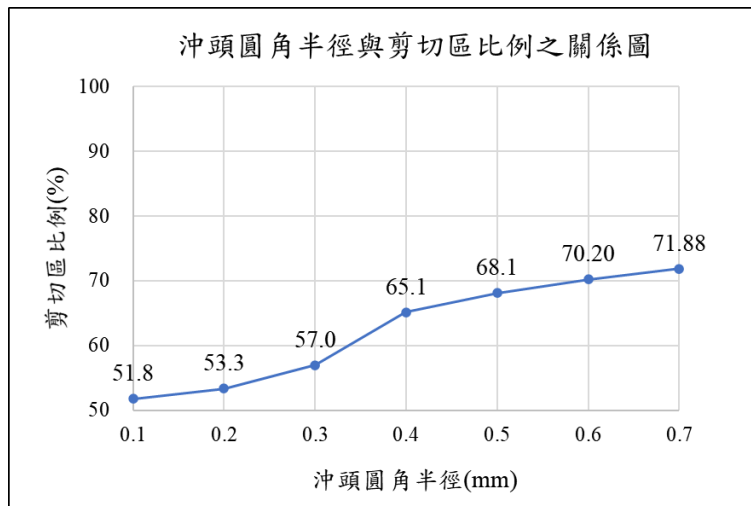


圖 4.11 沖頭圓角與剪切區比例之關係圖

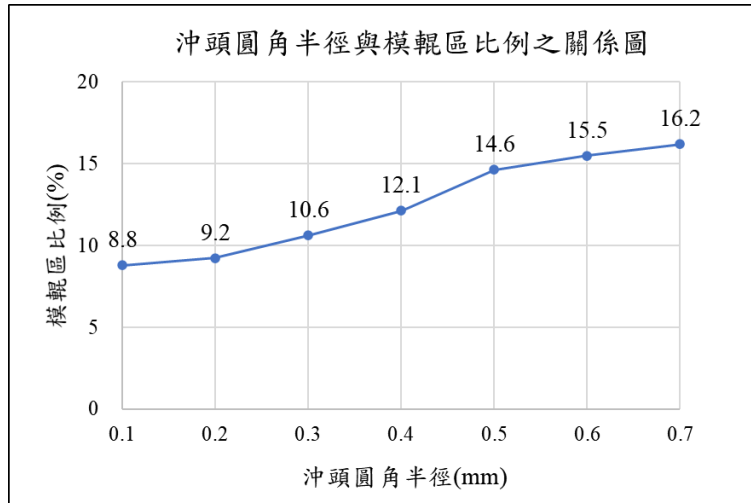


圖 4.12 沖頭圓角與模輥區比例之關係圖

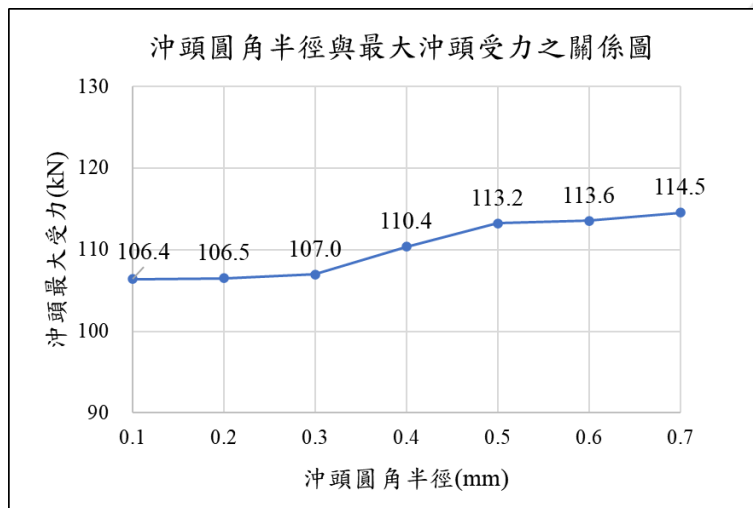


圖 4.13 沖頭圓角半徑與最大沖頭力之關係圖

為進一步觀察模輓區於不同壓料力條件下的變形狀況，圖 4.14 為截面位置示意圖，圖 4.15 為量測模輓高度結果之比較。隨著沖頭圓角半徑由 0.1 mm 增加至 0.7 mm，模輓區高度逐漸增加，分別為 0.451 mm、0.544 mm、0.744 mm 與 0.834 mm，顯示圓角越大時材料在刀口區域的塑性變形範圍越廣。同時，對應的模輓區比例亦呈穩定遞增趨勢，由 8.8% 提升至 16.2%。此現象說明較大的沖頭圓角有助於延展材料的側向變形區域，使得模輓區形成程度提高。

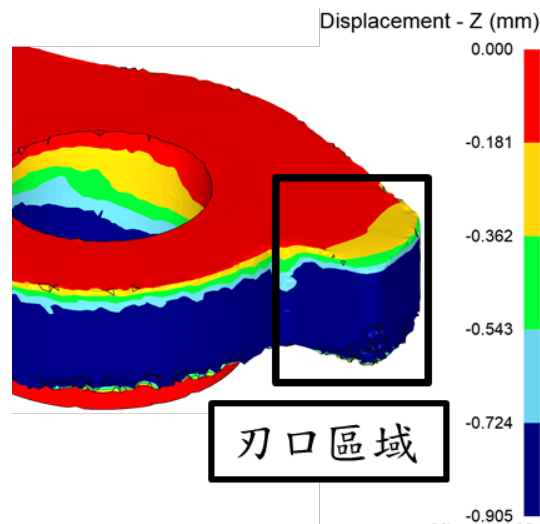


圖 4.14 刀口區域截面位置示意圖

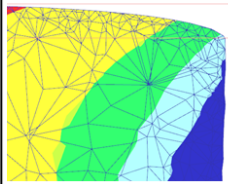
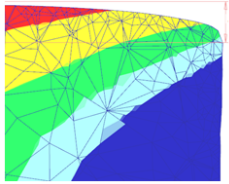
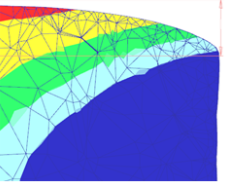
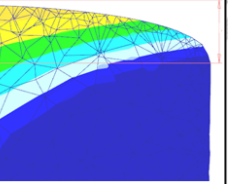
沖頭圓角半徑(mm)	0.1	0.3	0.5	0.7
模輓高度(mm)	0.451 	0.544 	0.744 	0.834 
比例(%)	8.8	10.6	14.6	16.2

圖 4.15 刀口區域截面之模輓區高度量測結果之比較

綜合沖頭圓角半徑之結果分析，隨沖頭圓角半徑增加，剪切區比例明顯提升，模輓區比例亦同步上升，呈現雙向變化趨勢；同時，沖頭所受最大負載亦隨之略微上升。整體而言，雖可改善剪切區表現，但對模輓區與模具受力造成額外負擔，難以單靠此參數達成最佳斷面品質。

在確認沖頭圓角對斷面品質與受力狀況具有顯著影響後，為進一步達成剪切區及模輓區之製程目標，接續探討母模圓角半徑之影響，評估其作為幾何優化參數的可行性。模擬條件中固定沖頭圓角半徑為 0.5mm，調整母模圓角半徑範圍為 0mm 至 0.7mm(13.5%t)，其他條件維持固定，結果如圖 4.16 與圖 4.17 所示。從結果可觀察，隨母模圓角變化，剪切區與模輓區比例皆未出現明顯變動，整體變化幅度相當有限。剪切面比例於各條件下維持相對穩定，變動幅度極小；模輓區比例亦僅有微幅波動，無明顯上升或下降趨勢。在沖頭受力部分，結果如圖 4.18 所示，最大沖頭受力亦僅隨母模圓角呈現輕微起伏，整體變化幅度有限，顯示母模圓角對成形斷面與沖頭受力之影響相對較小。整體而言，母模圓角對斷面形貌與沖頭受力之影響皆相當有限，顯示其對於改善剪切區與模輓區缺陷並無明顯助益。

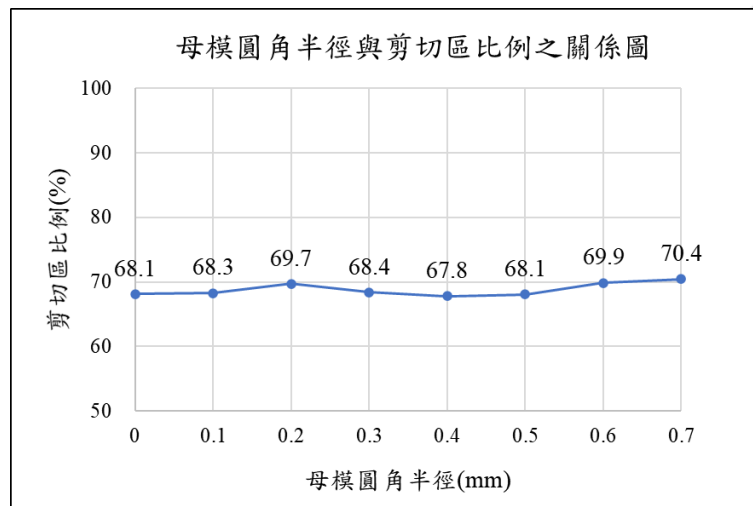


圖 4.16 母模圓角半徑與剪切面比例之關係圖

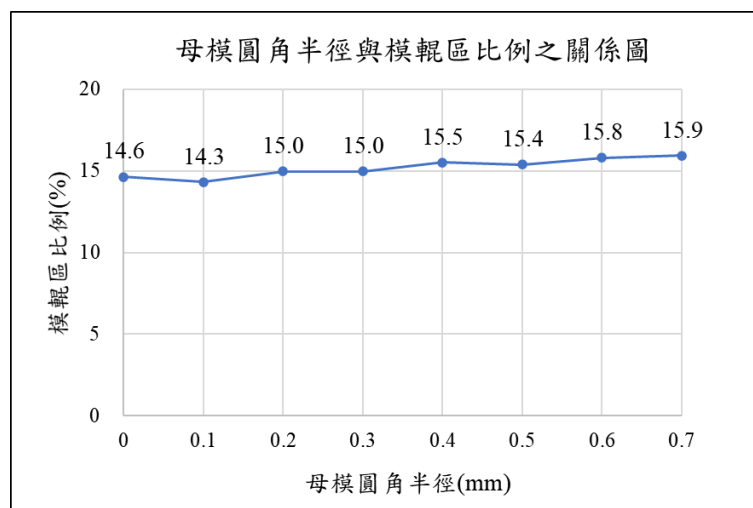


圖 4.17 母模圓角半徑與模輓區比例之關係圖

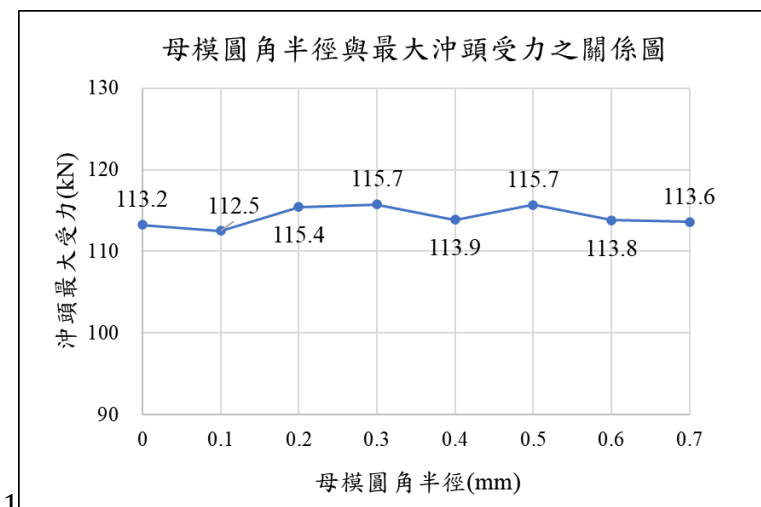


圖 4.18 母模圓角半徑與最大沖頭受力之關係圖



4.5 沖頭錐度影響性

沖頭前端形狀為影響沖切過程中材料斷裂模式與斷面品質之重要幾何因子。本節針對不同錐度之錐形沖頭模擬結果進行比較，主要觀察其對剪切區與模輓區之形成比例的影響，並分析破壞行為及應力分佈的差異。

錐形沖頭是指前端呈圓錐狀的沖頭，其尖端具備一定角度斜面，可使材料逐步受壓與剪切，避免瞬間集中應力。此幾何特性有助於延遲破壞啟始點，促進剪切穩定性，進而提升成品斷面之平整度與品質。透過漸進式的變形過程，可降低模輓區產生的程度，並提升剪切區比例，是常見的高品質剪切應用沖頭設計之一。模擬中所使用之錐形沖頭如圖 4.19 所示，以及錐度所在位置示意圖如圖 4.20 所示，整體長度為 57mm，其中前端底部 5mm 設計為錐形結構，使用之錐度範圍為 1° 至 10° ，其他條件維持固定。剪切區結果如圖 4.21 所示，隨著錐度由 1° 增加至 10° ，比例整體介於 69% 至 73% 之間，並未隨角度變化呈現顯著趨勢。儘管在局部區間略有波動，但變化幅度有限，無法視為具有統計意義之提升。因此可推論，在此模擬範圍條件下，沖頭錐度對剪切面比例之影響不具顯著性。模輓區比例變化如圖 4.22 所示，整體分布於約 13.8% 至 16.6% 間，亦未顯現明確遞增或遞減趨勢，顯示其受錐度影響亦相對有限。然而，在成形負載方面，沖頭最大受力結果如圖 4.23 所示，隨錐度增加呈現明顯下降趨勢，從無錐度時之 113.2kN 降至 10° 錐度時之 96.8 kN，顯示錐形沖頭設計有助於降低沖切過程中之最大負載。

進一步觀察沖切過程中料片之截面變形行為，如圖 4.24 所示，可發現於不同沖頭錐度條件下，成品輪廓於成形歷程中產生明顯差異。當錐度較大時，局部區域變形程度顯著，導致成品外形邊緣出現輕微外擴現象，呈現與預期形狀不符之輪廓偏移。此結果顯示，沖頭錐度除對成形負載具影響外，亦可能對成形幾何精度造成潛在干擾。綜合而言，儘管錐度對斷面品質改善效果有限，且可能導致成品輪廓變形，然其在降低沖切負載方面仍展現實質效益，具有工程應用上之參考價值。

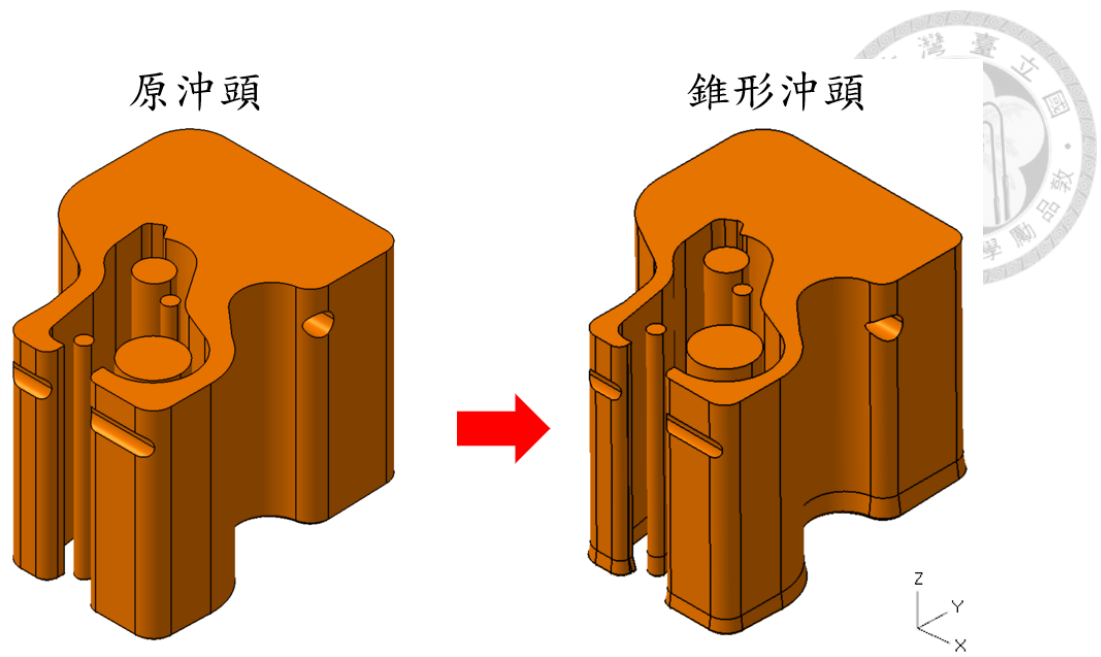


圖 4.19 錐形沖頭

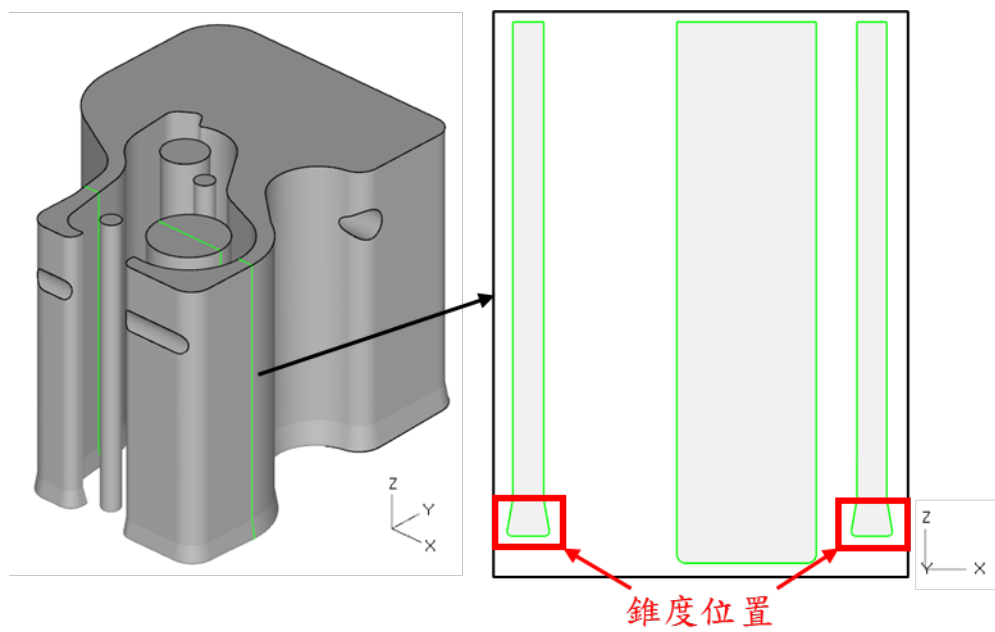


圖 4.20 沖頭錐度位置示意圖

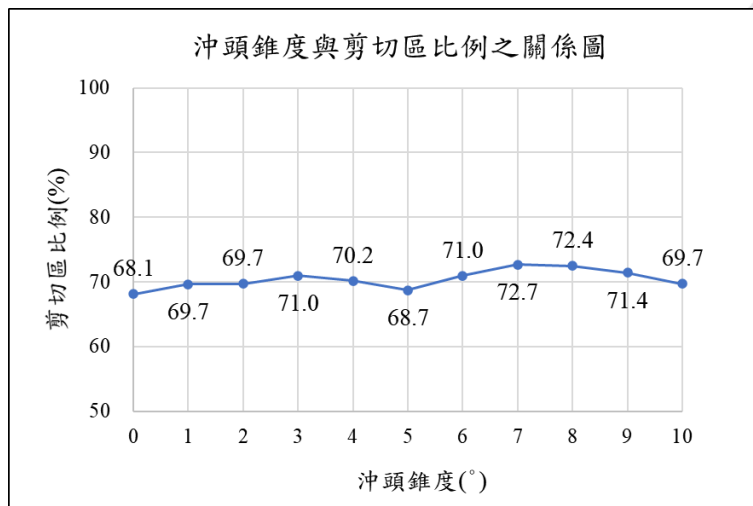


圖 4.21 沖頭錐度與剪切區比例之關係圖

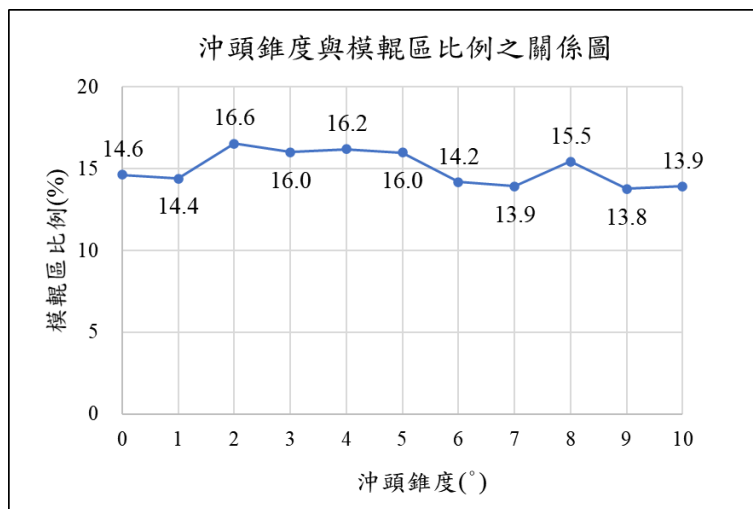


圖 4.22 沖頭錐度與模輓區比例之關係圖

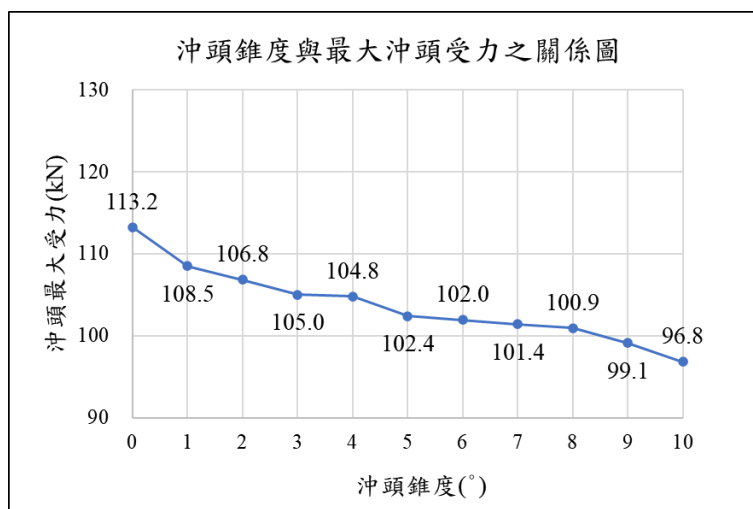


圖 4.23 沖頭錐度與最大沖頭受力之關係圖

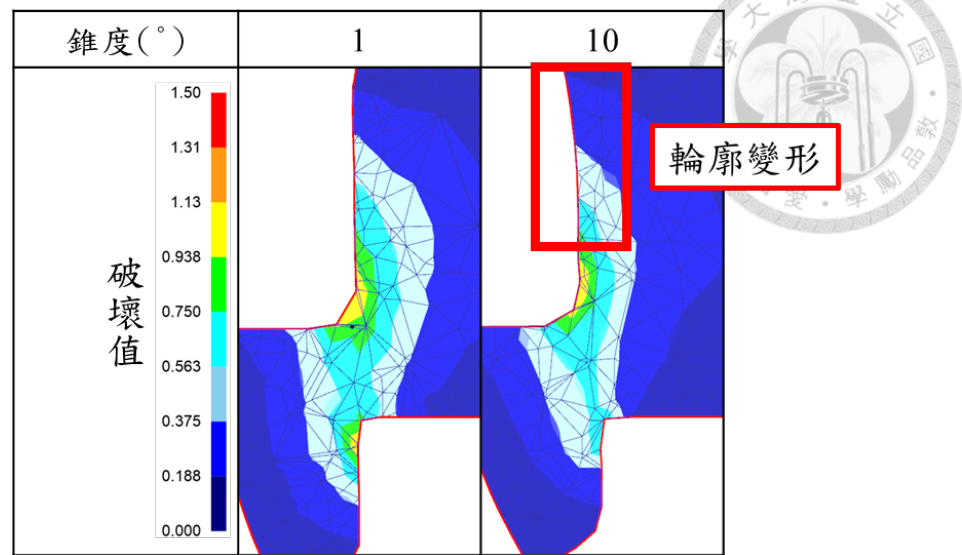


圖 4.24 不同沖頭錐度(1°、10°)剪切區之破壞值分布與輪廓變形示意圖

4.6 母模錐度影響性

承接前節對沖頭錐度影響之探討結果可知，沖頭前端錐度角對剪切面與模輓區比例雖有局部影響，但整體改善幅度有限，且無呈現趨勢。為進一步探討模具幾何對斷面品質之影響，本節針對母模前端錐度進行分析，評估其在剪切過程中對材料變形行為與破壞模式的影響程度。

母模錐度指母模內壁自上而下所設計之傾斜角度，如圖 4.25 所示，以及錐度所在位置示意圖如圖 4.26 所示，整體長度為 60mm，其中頂端 5mm 設計為錐形結構，使用之錐度範圍為 2°至 10°，其他條件維持固定。藉此調整材料受壓及剪切時之導入路徑。相較於傳統直壁式母模，錐形母模設計可能改變破壞起始位置與受力集中區域，進而影響模輓區與剪切區之比例。剪切區結果如圖 4.27 所示，隨著錐度由 2°增加至 10°，比例整體介於 73%至 82%之間，特別是在 6°以上的區間內，剪切面比例呈現較為明顯的躍升趨勢，顯示適當的母模錐度設計可有效提升斷面品質。模輓區結果如圖 4.28 所示，隨母模錐度增加呈現穩定下降趨勢，由無錐度條件下之 14.6%逐漸降低至 13.0%，雖整體變化幅度有限，然趨勢一致，顯示母模錐度可有效抑制剪切初期之過度塑性變形，進而改善模輓區形成程度。成形負載方

面，沖頭最大受力變化如圖 4.29 所示，隨母模錐度增加略呈下降趨勢，整體變化幅度不大，惟仍顯示適當之母模錐度設計可在提升斷面品質之同時，協助降低沖切過程中沖頭所承受之最大載荷。

進一步觀察沖切過程中料片之截面變形行為，如圖 4.30 所示，可發現當母模錐度增加至 10° 時，廢料區下緣產生局部擴展變形，呈現明顯偏離初始輪廓之變形現象。此區域雖位於非功能性之廢料範圍，對成品幾何無直接影響，惟其變形行為顯示母模錐度對整體材料流動路徑與變形分佈仍具有潛在干擾效應，於後續模具設計與成形控制上應予以考量。綜合而言，母模錐度設計在剪切區品質提升、模輓區抑制及成形負載降低方面皆展現一定效益，惟須留意其對廢料區變形行為之影響，整體而言具工程應用上之參考價值。

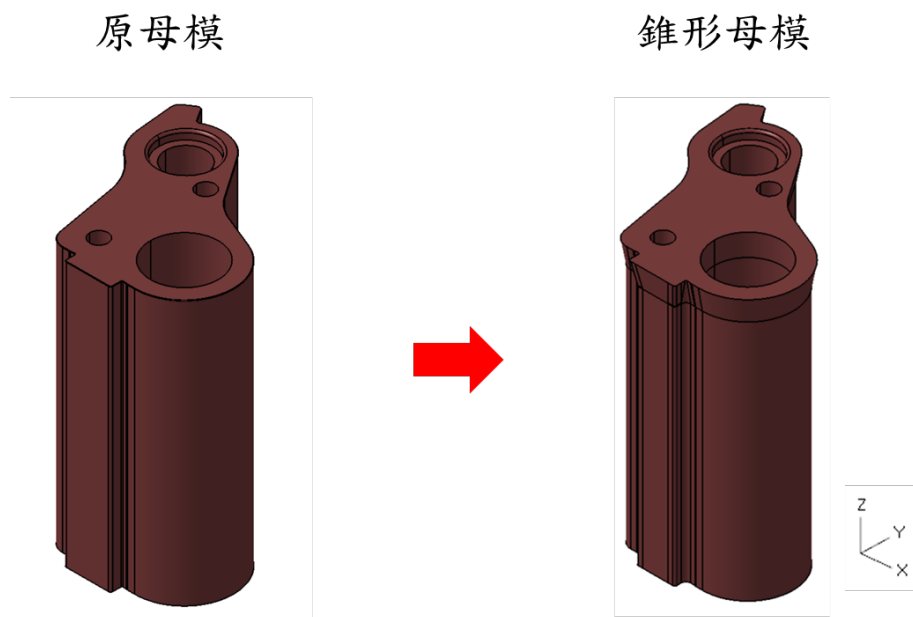


圖 4.25 錐形母模式意圖

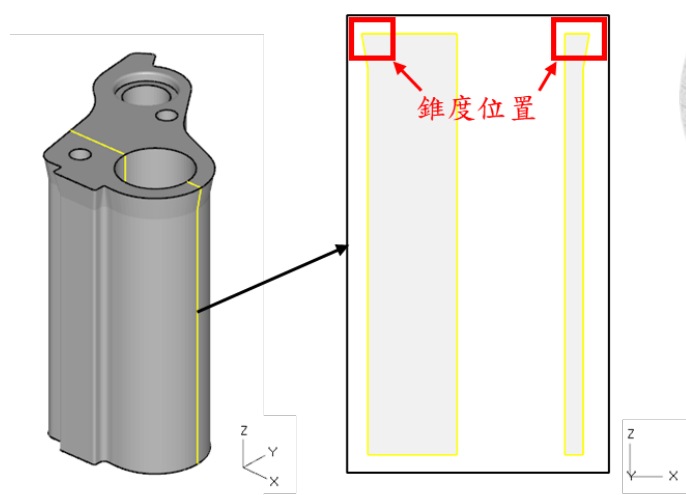


圖 4.26 母模錐度位置示意圖

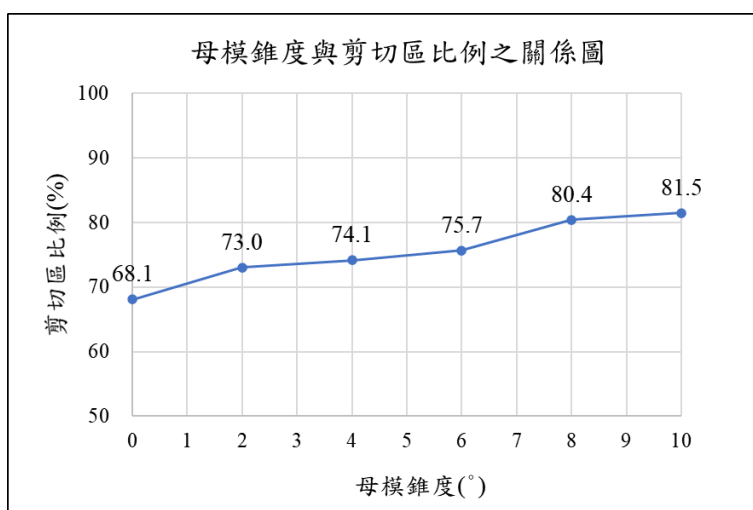


圖 4.27 母模錐度與剪切區比例之關係圖

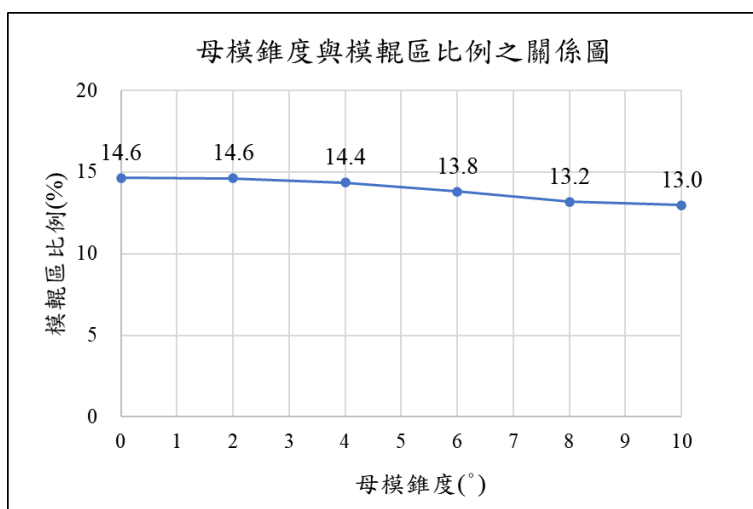


圖 4.28 母模錐度與模輥區比例之關係圖

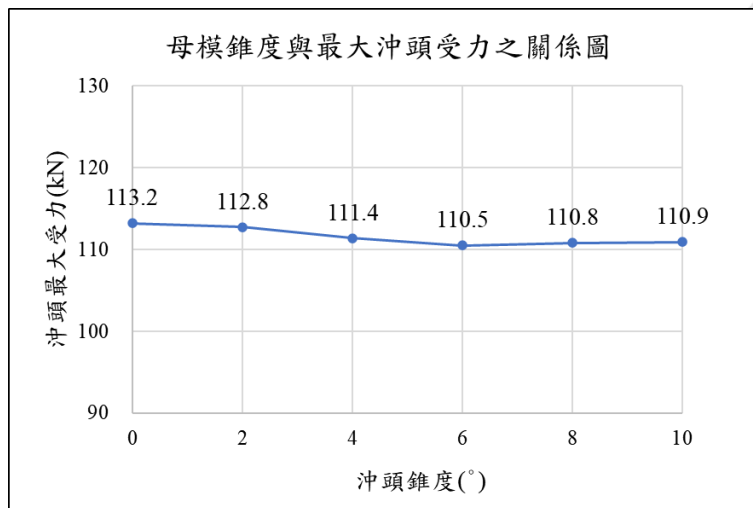


圖 4.29 母模錐度與最大沖頭受力之關係圖

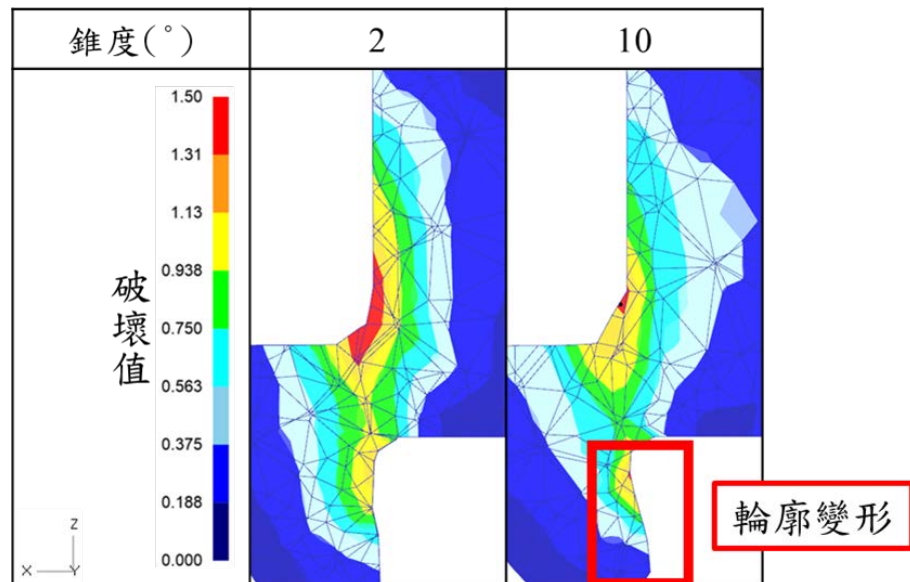


圖 4.30 不同母模錐度(1°、10°)剪切區之破壞值分布圖與輪廓變形示意圖



4.7 小結

本章針對精修道次進行模擬分析，探討模具間隙、壓料力、沖頭及母模之圓角與錐度等製程參數對斷面成形行為與沖頭受力之影響。透過系統性模擬，得以比較各參數在不同設定下對剪切區、模輥區比例與沖頭負載之變化情形，相關結果彙整如表 4.2 所示。

整體模擬結果顯示，模具間隙與母模錐度為影響斷面品質最為關鍵的製程參數。雖模具間隙的減小未完全達成預期目標，但已能顯著提升剪切區比例，且對沖頭受力影響甚微，具備良好的製程穩定性與應用潛力。母模錐度的增加則表現出最全面的改善效果，不僅剪切區比例與模輥區高度皆朝理想方向變化，且模擬結果顯示其斷面特徵已達標準要求，同時還能有效降低沖頭最大負載，有助於延長模具壽命並減少破裂風險。

壓料力與母模圓角半徑對缺陷改善幫助有限。增加壓料力雖可略微提升剪切面比例，但對模輥區無明顯改善，且壓力提高反而造成沖頭受力增加，對模具耐久性構成潛在威脅，因此不建議作為主要優化參數，僅適合用於製程穩定性之微調控制。母模圓角半徑則在模擬中幾乎無法有效改善剪切斷面，故在實務上不宜作為斷面品質改善之依據。

在沖頭之設計上，沖頭圓角半徑的增加可輕微提升剪切區比例，但未能達成品質目標，且同時伴隨模輥區增加與沖頭受力上升，實際應用上需權衡其對材料流動與局部應力集中的影響，不宜作為主要優化手段。沖頭錐度則主要影響沖頭受力，隨錐度增加，可顯著降低沖頭負載，有助於減緩模具破壞風險，但對斷面品質幾無明顯改善，且過大錐角可能導致產品邊界形變，應依產品輪廓進行評估與限制。

表 4.2 製程參數對斷面成形行為與沖頭受力結果統計

製程參數	改善趨勢	剪切區比例	模輓區比例	沖頭受力
模具間隙	減少	大幅增加 但未達標	無明顯變化	無明顯變化
壓料力	增加	極小幅增加	無明顯變化	增加
沖頭圓角半徑	增加	小幅增加 但未達標	比例增加 缺陷加重	增加
母模圓角半徑	增加	無明顯變化	無明顯變化	無明顯變化
沖頭錐度	增加	無明顯變化 且料片變形	無明顯變化	大幅減少
✓ 母模錐度	增加	大幅增加 並且達標	比例減少 並且達標	小幅減少

第五章 成形道次改善對斷面特徵影響之分析

本章著重探討成形道次配置之變更對斷面品質所產生之影響。與前一章不同，第四章主要針對單一道次中各項參數對斷面特徵之影響進行系統性分析；而本章則進一步探討若使原先由單一道次完成之刮光部位，改以兩個道次分別進行成形，其對斷面品質所帶來之變化與潛在改善效果。此成形策略之調整，旨在降低單次沖切負載、改善材料變形行為，進而提升整體斷面品質，以滿足精度規格之要求。

原始設計如圖 5.1 所示，為單一道次沖頭對料片(黃色區域)進行成形，包含外輪廓與內孔之刮光成形。其中內孔部分包含兩個小孔與兩個大孔，小孔同時作為料片之定位基準，須與外形輪廓與大孔同步沖切，以確保定位精度。然而原設計在單一道次內同時完成全部刮光工序，導致沖切負載集中，進而造成模具損耗加劇與斷面品質不穩定等問題。為改善此情況，本論文針對兩個大孔與外輪廓的成形順序進行調整，提出兩種改善方案如下：

- 方案二：先進行兩個大孔內孔刮光成形，再進行外輪廓刮光成形。
- 方案一：先進行外輪廓刮光成形，再進行兩個大孔內孔刮光成形。

上述兩方案皆使原本集中於單一沖切道次的成形負載分散至兩道次，期望藉此提升斷面之品質，並降低單道次沖切力，減輕模具受損風險。本章透過模擬分析與斷面特徵比較，探討不同道次配置下對剪切區、模輓區比例之影響，以評估改善策略之有效性與實用性。

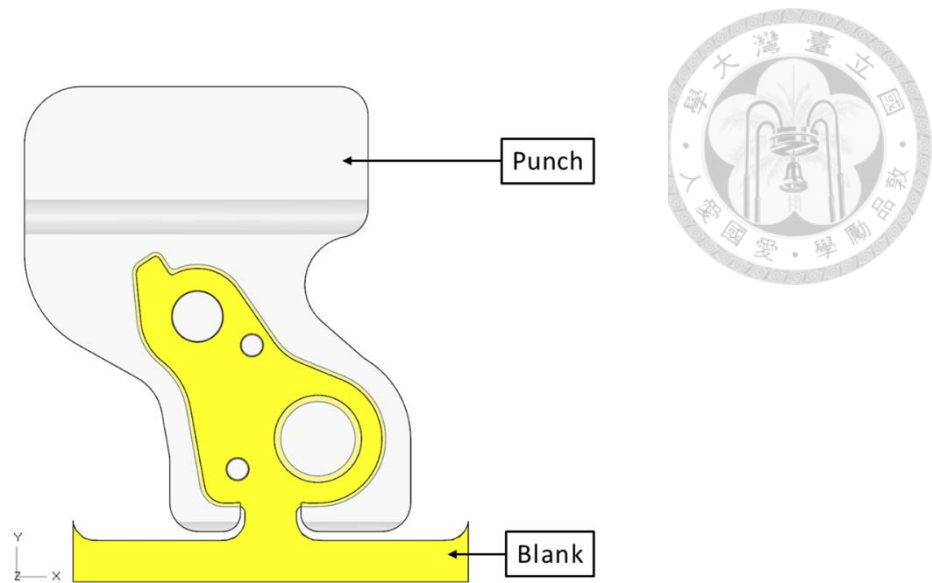


圖 5.1 原設計之沖頭與料片模型

5.1 方案一

本節分析道次順序為先行內孔刮光成形兩個大孔，再進行外輪廓刮光成形之道次安排，如圖 5.2 所示。此方案定位小孔先與大孔同步完成，然後到外輪廓刮光成形時，作為料片定位輔助。本方案可檢視大孔先行成形對後續外輪廓變形與斷面品質之影響。

值得注意的是，方案一在成形順序上與原始設計具有高度相似性，皆為內孔先行、外輪廓後續之加工邏輯。惟原始設計使兩者整合於同一道次中同時完成，而方案一則使兩道成形動作明確區隔為獨立道次。透過此結構性調整，期望提升斷面品質並進一步降低單次沖頭受力，以增加模具壽命。內孔刮光之結果如表 5.1 與圖 5.3 所示，並與原始型態做比較，評估其剪切區比例與斷面形貌之差異。

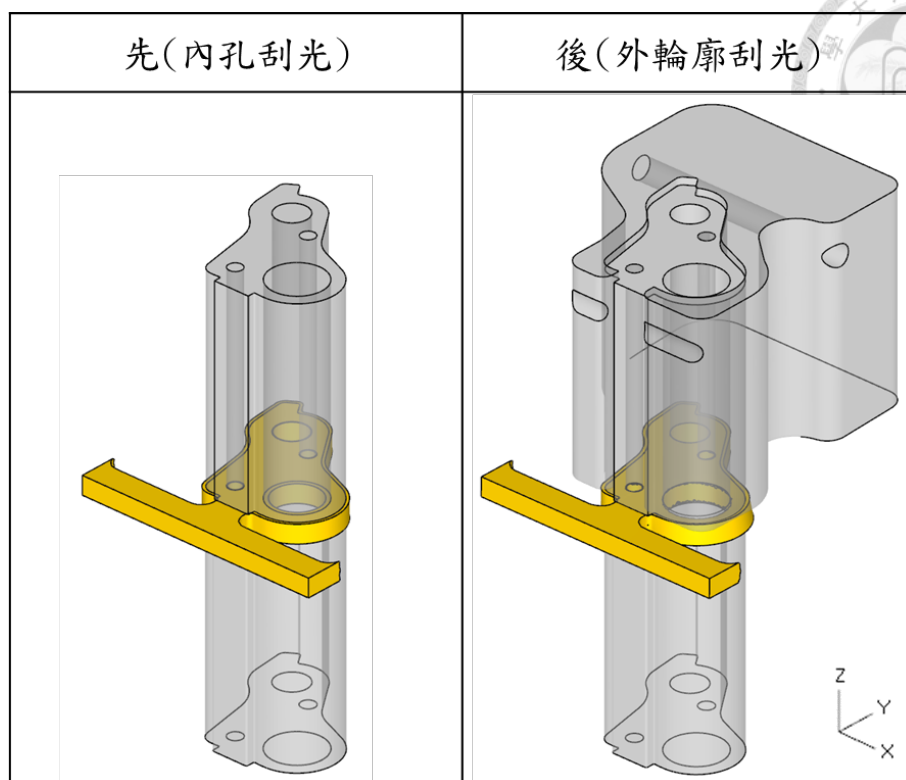


圖 5.2 方案一之成形順序

表 5.1 方案一 - 內孔刮光之模擬結果與比較

	內孔剪切區比例(%)	內孔成形厚度(mm)
原始	88.7	4.576
方案一 - 內孔刮光	87.1	4.471

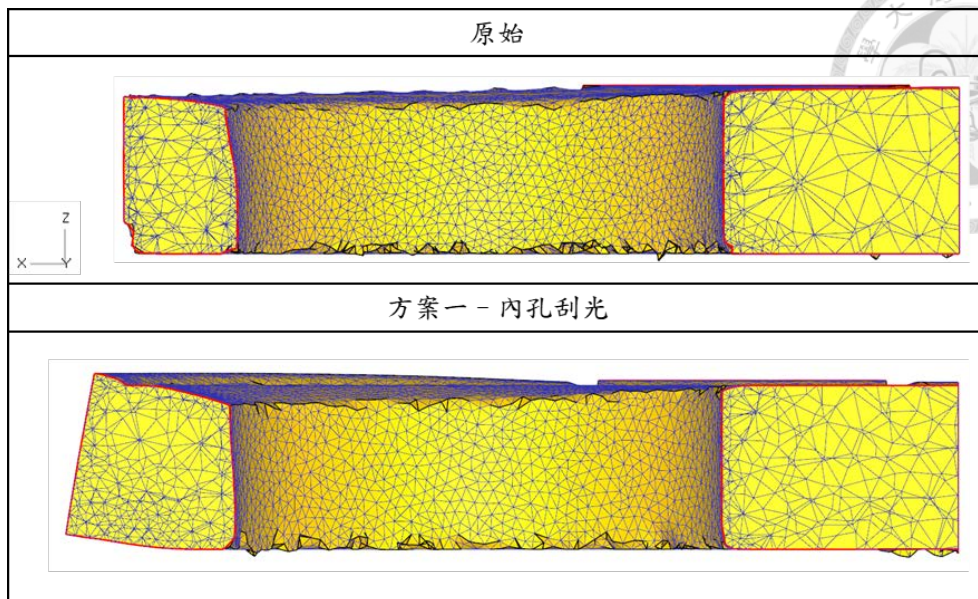


圖 5.3 原始與方案一內孔刮光之內孔斷面剪切區比較

表 5.1 為原始設計與方案一於內孔刮光後內孔之剪切區之比較。結果顯示，原始設計下內孔剪切區比例為 88.7%，而方案一略為下降至 87.1%。此變化幅度輕微，整體仍維持在良好水準，顯示即使成形動作拆分為兩道次，內孔成形之穩定性並未受到明顯影響。

圖 5.3 比較原始設計與方案一在內孔的斷面形貌。方案一內孔斷面同樣呈現高比例之光滑的剪切區，無明顯撕裂面區擴張或嚴重偏移現象。然而，進一步觀察可發現，內孔區域成形後之料片厚度相較原始設計明顯下降，呈現板厚減薄現象，由 4.576mm 降至 4.471mm，顯示第一道次成形過程中材料局部排出較為顯著。此現象不僅影響局部幾何穩定性，亦可能對後續成形步驟或產品尺寸造成潛在干擾。接下來，進一步分析外輪廓成形階段斷面之剪切區與刃口區域模輓區比例，探討內孔先行成形對外輪廓刮光階段之影響。外輪廓刮光之結果如表 5.2 與圖 5.4 所示，並與原始型態做比較。

表 5.2 方案一 - 外輪廓刮光之模擬結果與比較

	內孔剪切區比例(%)	外輪廓剪切區比例(%)	模輓區比例(%)
原始	88.7	68.1	14.6
方案一 內孔刮光	87.1	未加工	未加工
方案一 外輪廓刮光	87.1	71.0	14.6

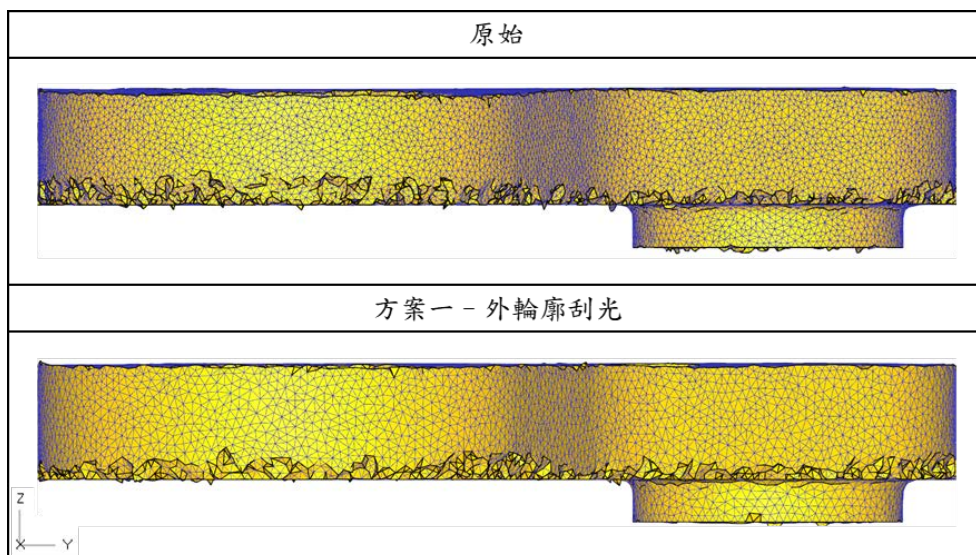


圖 5.4 原始與方案一外輪廓刮光之側邊斷面形貌

表 5.3 為原始設計與方案一成形完後剪切區和模輓區比例之比較。結果顯示，原始設計下外輪廓剪切區比例為 68.1%，模輓區比例為 14.6%；而方案一剪切區則提升至 71.0%，模輓區比例維持相同，顯示外輪廓斷面品質僅有輕微改善。

圖 5.4 比較原始設計與方案一在外輪廓的斷面形貌。方案一與原始設計在外輪廓斷面形貌上整體趨勢相似，剪切區分佈無顯著差異。然而，雖較原始設計略有提升，其剪切區比例仍未達 80% 為目標之斷面品質要求，提升幅度有限。儘管改善

程度不顯著，仍進一步分析其沖頭受力情形，如表 5.3 所示。方案一使成形動作分為兩道次進行，使原本集中於單一沖頭之受力有效分攤。其中內孔刮光沖頭受力為 39.51kN，外輪廓刮光為 81.28kN，兩道次合計為 120.79kN，略高於原始設計之 113.24kN。儘管總受力稍有增加，但單次沖頭受力顯著降低，有助於減少模具損耗、提升成形穩定性與模具壽命。

表 5.3 原始與方案一之沖頭受力統整

	沖頭最大受力(kN)	兩道次總和(kN)
原始	113.24	
方案一- 內孔刮光	39.51	
方案一-外輪廓刮光	81.28	120.79

整體而言，方案一雖能在不顯著影響斷面品質的前提下，有效分散加工負載，降低單次沖頭受力，但受限於剪切區比例未達 80%目標，其斷面品質提升有限。因此，本方案在品質改善效果方面不具優勢，僅於模具受力管理層面展現實質效益。整體而言，方案一雖能在不顯著影響斷面品質的前提下，有效分散加工負載，降低單次沖頭受力，但受限於剪切區比例未達 80%目標，其斷面品質提升有限。此外，由於兩道次刮光作業於成形過程中可能產生輪廓變形之潛在風險，故需搭配拘束模具設計予以限制，以穩定工件定位並抑制邊緣變形，提升成形尺寸精度與品質一致性。針對此問題，本文亦進一步模擬加入拘束模具之改善方案，如圖 5.5 所示，以評估其對抑制輪廓變形與強化斷面品質之可行性與效果。

方案一導入拘束模具後之改善結果如表 5.4 與表 5.5 所示，外輪廓剪切區比例由 71.0%提升至 80.2%，達成斷面品質目標，且有效抑制輪廓變形。內孔部分因受拘束限制，刮光量相對增加，剪切區比例由 87.1%降至 75.6%，未達 80%之品質標準。沖頭受力方面，外輪廓刮光受力明顯下降，整體受力由 120.79 kN 降至 113.31

kN，與原始設計相近。整體而言，拘束模具設計有助於改善外輪廓品質與加工穩定性，惟內孔剪切區品質仍有優化空間。

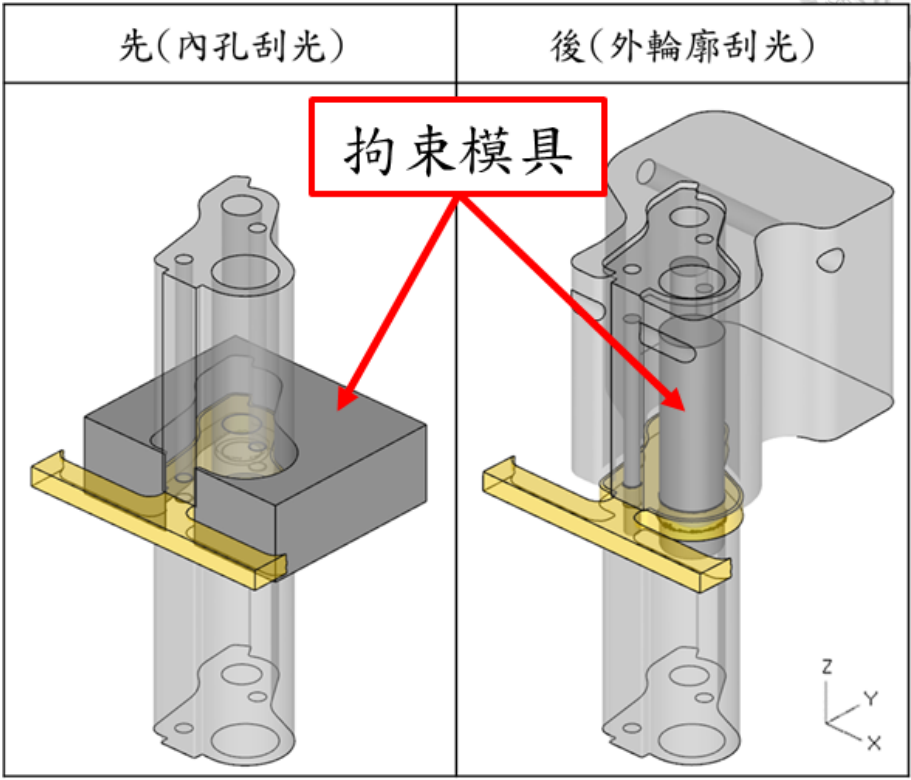


圖 5.5 方案一改善方案之成形順序

表 5.4 方案一改善方案之模擬結果與比較

	內孔剪切區比例(%)	外輪廓剪切區比例(%)	刃口模輥區比例(%)
原始	68.1	88.7	14.6
方案一	71.0	87.1	14.6
改善	80.2	75.6	14.6

表 5.5 方案一改善方案之沖頭受力統整

	沖頭最大受力(kN)	兩道次總和(kN)
原始	113.24	
方案一-內孔刮光	39.51	
方案一-外輪廓刮光	81.28	120.79
改善後-內孔刮光	46.11	
改善後-外輪廓刮光	67.20	113.31



5.2 方案二

本節則探討另一種成形順序調整方式，即先進行外輪廓刮光成形，並於下一道次成形兩個大孔，如圖 5.6 所示。料片定位小孔與外輪廓同步加工，於第二道次進行大孔成形時，仍保留小孔沖頭，以維持定位基準之穩定性。此成形順序可用以評估外輪廓先行加工是否有助於提升其斷面品質，並進一步分析剪切區、刃口區域模輥區比例與破壞行為之變化。外輪廓刮光之結果如表 5.6 與圖 5.7 所示，並與原始型態做比較。

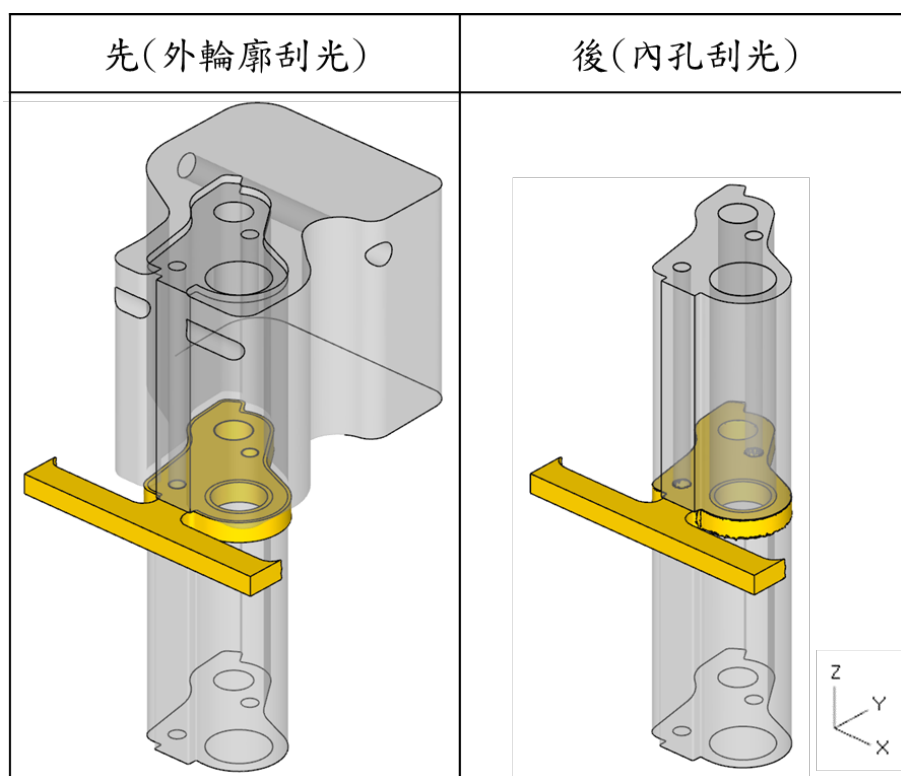


圖 5.6 方案二之成形順序

表 5.6 方案二 - 外輪廓刮光之模擬結果與比較

	外輪廓剪切區比例(%)	刃口模輥區比例(%)
原始	68.1	14.6
方案二 - 外輪廓刮光	80.9	13.9

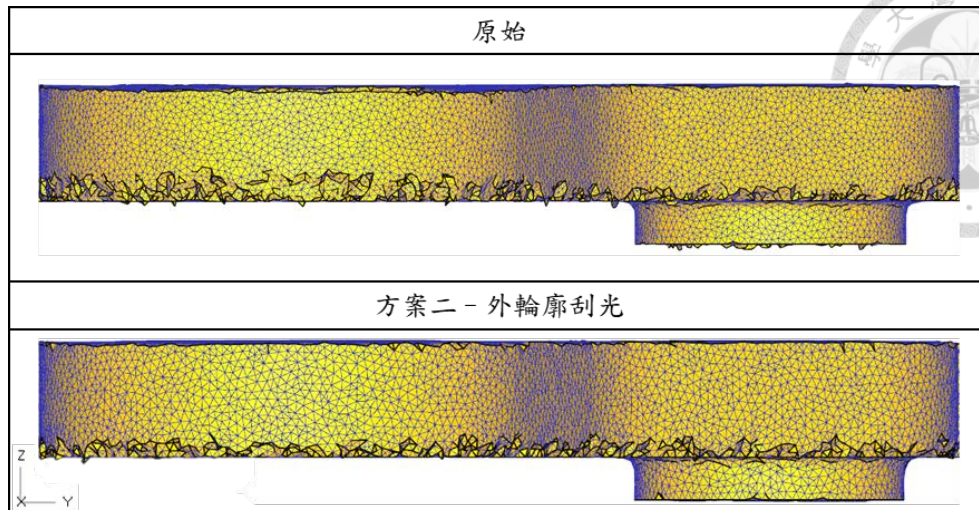


圖 5.7 原始與方案二外輪廓刮光之側邊斷面形貌

表 5.6 為原始設計與方案二於外輪廓刮光後外輪廓之剪切區與模輓區比例之比較。結果顯示，方案二在剪切區比例優於原始設計，最高可達 80.9%，顯示成形順序調整對斷面品質具有顯著改善效果。此外，刀口區域模輓區比例由原始設計的 14.6% 降低至 13.9%，雖改善幅度有限，但仍呈下降趨勢。。

圖 5.7 比較原始設計與方案二在外輪廓的斷面形貌。可見方案二的剪切區分佈更為均勻且範圍更大，整體斷面呈現出較佳的加工品質。相較之下，原始設計之斷面品質較差。整體而言，方案二透過使大孔延後加工，有效減輕對外輪廓剪切行為的干擾，提升了斷面品質。為更進一步釐清方案二之剪切區比例提升機制，輔以沖切過程中之應力分布變化進行觀察。

圖 5.8 為剪切過程中最大主應力分佈之比較結果，可發現方案二於整體沖切過程中，其剪切區之最大主應力明顯低於原始設計。特別是在接近斷面破壞區域，原始設計呈現較高之應力集中，反映剪切過程中受力不穩定；相較下，方案二有效降低最大主應力，提升剪切過程穩定性。此外，由圖中可發現，方案二之外輪廓刮光量略低於原始設計，顯示材料因原始設計先加工內孔而產生的擴張，使得外輪廓邊界在刮光前已發生微量變形，增加實際刮光量進而導致更大之變形與更高應力集中。而方案二則成功避免此現象，刮光量相對減少，使材料變形行為更加可控。

除了外輪廓剪切區品質外，方案二中第二道次所進行之內孔刮光成形亦需納入評估，以檢視其是否受外輪廓先行加工所影響，模擬結果如表 5.7 與圖 5.9 所示。

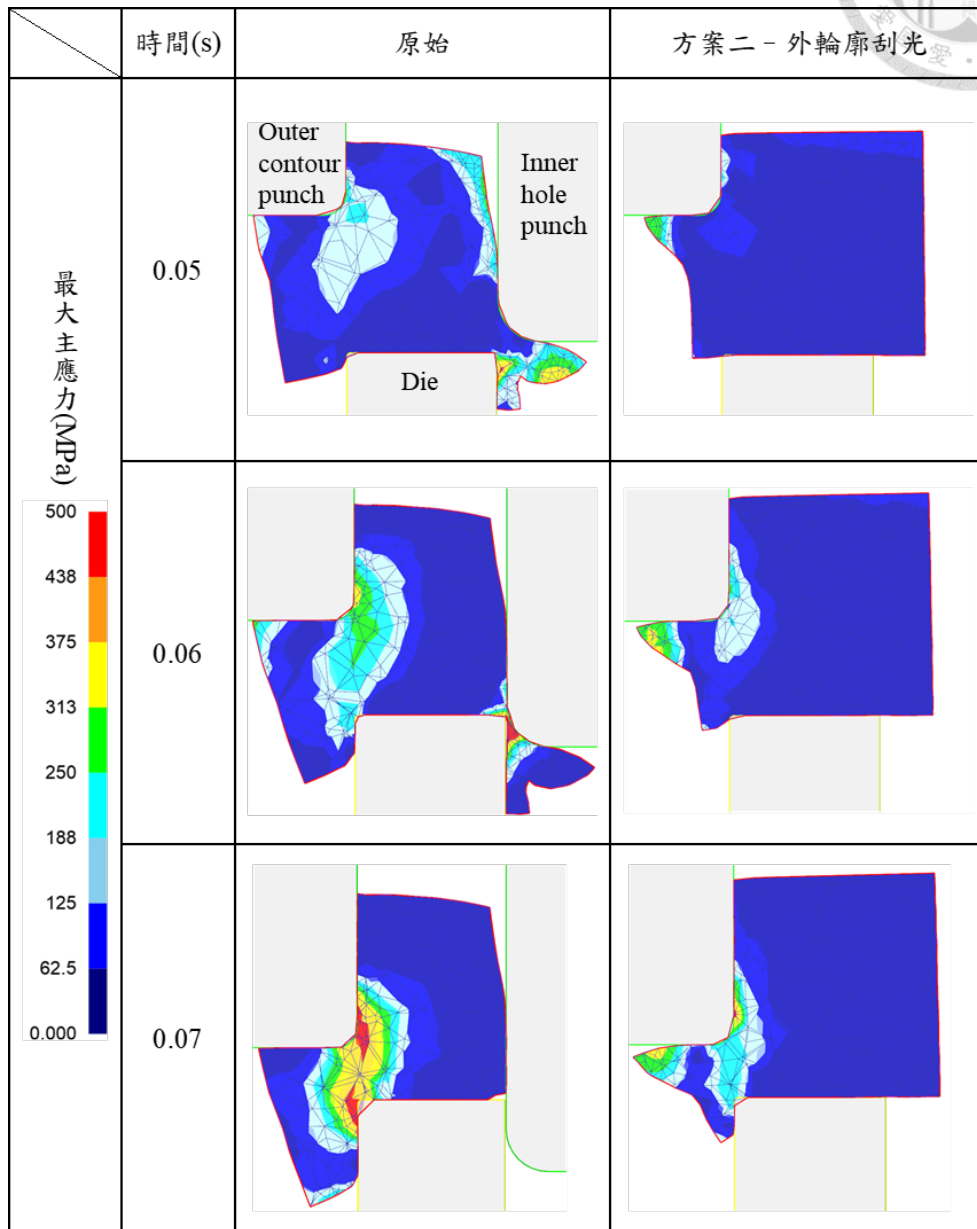


圖 5.8 原始與方案二之剪切區最大應力分布圖

表 5.7 為原始設計與方案二於內孔刮光前後之剪切區比例之比較。從結果可見，原始設計下內孔剪切區比例達 88.7%，整體品質良好；而在方案二中，內孔剪切區比例略下降至 81.2%，但仍維持在標準區間。此下降現象主因在於第一道次外輪廓加工造成料片邊界內縮，使內孔區域隨之產生內縮變形，直徑 13mm 減少為

12.88mm，進而導致第二道次內孔加工時實際刮光量增加，最終使得剪切區比例下降。

外輪廓部分，方案二內孔刮光後剪切區比例提升至 80.7%，明顯優於原始設計的 68.1%，證實成形順序的調整對該區域剪切品質具有顯著改善效果。不過，當比較兩道次成形後外輪廓的剪切區比例時可發現，內孔刮光完後之比例降低了 0.2%。造成此現象的主因，在於內孔刮光過程中，材料外擴流動變形導致局部板厚略為減薄，使得剪切區比例稍微下降。

表 5.7 方案二 - 內孔刮光之模擬結果與比較

	外輪廓剪切區比例(%)	內孔剪切區比例(%)
原始	68.1	88.7
方案二 - 外輪廓刮光	80.9	未加工
方案二 - 內孔刮光	80.7	81.2

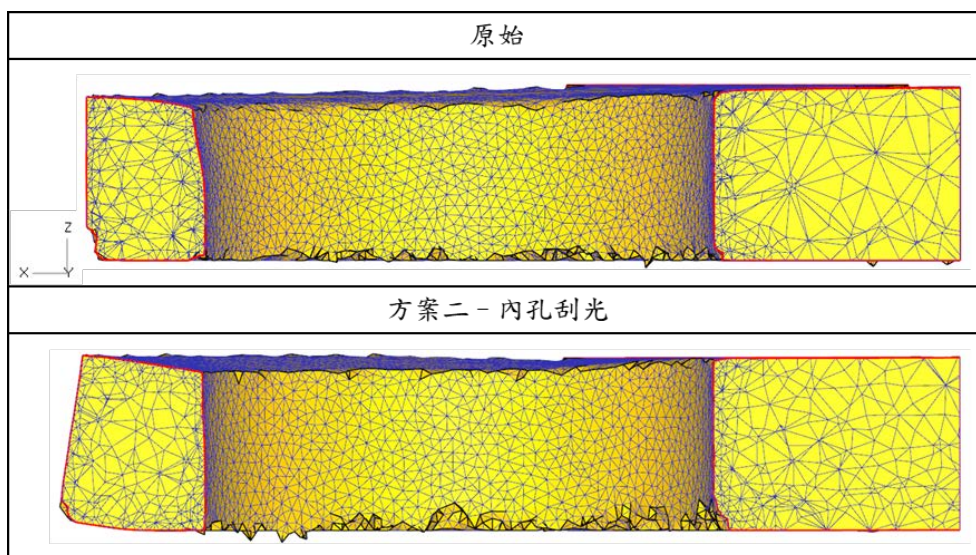


圖 5.9 原始與方案二內孔刮光之內孔斷面剪切區比較

由圖 5.9 模擬結果可見，內孔加工完成後，外輪廓邊界局部產生微量變形，為方案二中一項潛在缺陷。此現象主因於第二道次內孔刮光階段，外輪廓區域未提供

足夠拘束，導致材料於邊界附近產生擴張與翹曲現象。因此，若欲進一步提升方案二之幾何穩定性，亦加入拘束模具設計之改善方案，並且針對拘束模具之應用時機提出兩種改善方案版本，設計如圖 5.10 與圖 5.11 所示。改善第一版於兩道次均配置拘束模具，藉以全面限制材料側向變形；而改善第二版則僅於第二道次配置拘束模具，主要考量第一道次已展現穩定變形行為，故沿用原設計以維持其良好結果。此設計策略兼顧加工品質與模具結構簡化，後續將針對兩版本模擬結果進行比較分析。

改善後結果如表 5.8 與表 5.9 所示。由剪切區比例之結果可得知，僅改善第二版同時達成外輪廓與內孔剪切區比例皆達 80%之斷面品質標準，外輪廓剪切區比例由 78.8%提升至 80.9%，內孔則由 81.6%微幅下降至 80.0%，仍符合品質要求。相較之下，改善第一版由於過度限制材料流動，導致外輪廓刮光量減少，使剪切區比例略為下降，顯示在內孔與外輪廓之間須有適當之材料分配與刮光量設計，以兼顧雙區成形品質。

在沖頭受力方面，四組方案之兩道次總成形負載皆介於 110 kN 至 114 kN 間，與原始設計相近。其中，改善第一版雖略有總受力下降，但降幅不足 3%，未展現顯著改善趨勢；改善第二版則維持於 113.85 kN，與原始設計幾近相同，整體負載穩定。綜合而言，改善第二版為唯一同時滿足雙區剪切區比例達標且維持合理沖頭受力之設計版本，於成形品質與加工穩定性方面展現最佳整體表現。

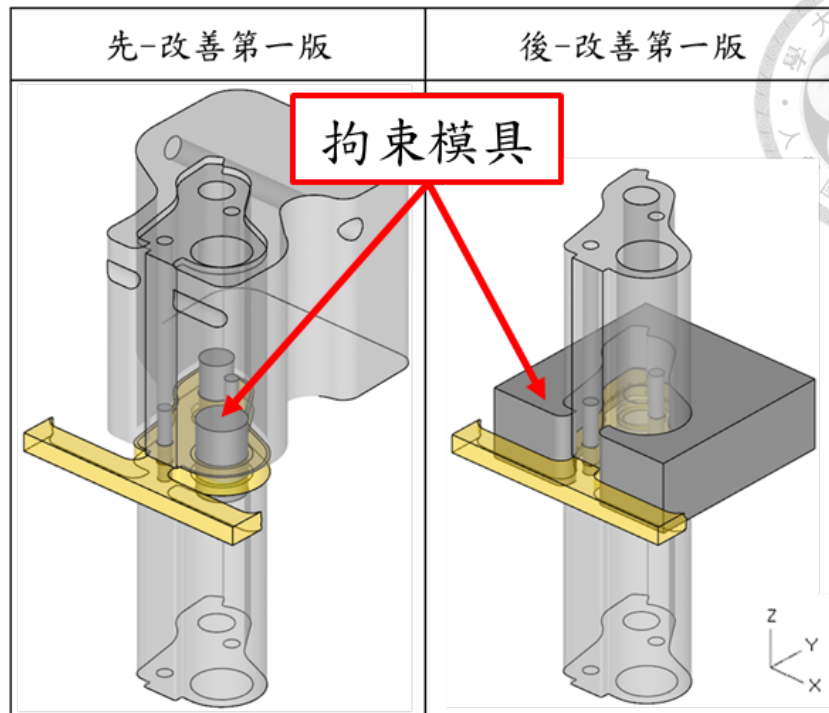


圖 5.10 方案二改善方案版本一之成形順序

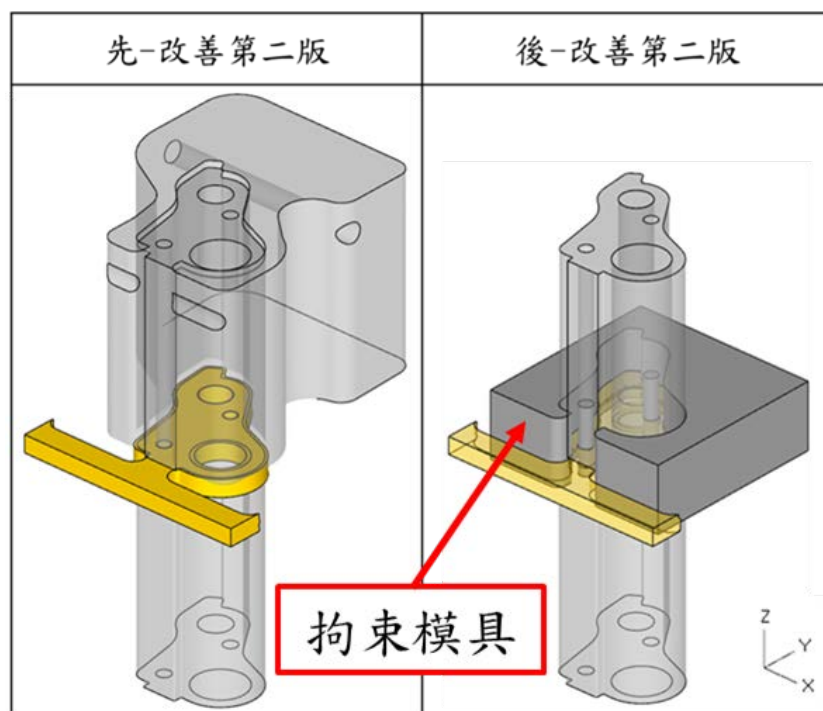


圖 5.11 方案二改善方案版本二之成形順序

表 5.8 方案二改善之模擬結果與比較

	外輪廓剪切區比例(%)	內孔剪切區比例(%)	刃口模輓區比例(%)
原始	68.1	88.7	14.6
方案二	80.7	81.2	13.9
第一版	78.8	81.6	14.6
第二版	80.9	80.0	13.9

表 5.9 方案二改善之沖頭受力統整

	外輪廓刮光(kN)	內孔刮光(kN)	兩道次總和(kN)
原始			113.24
方案二	74.41	39.27	113.68
第一版	71.39	39.15	110.54
第二版	74.41	39.44	113.85

綜合以上分析，方案二透過成形道次與拘束模具設計之優化，已顯著改善外輪廓成形穩定性，並兼顧內孔剪切品質及沖頭負載分配。然而，從結果亦可觀察到，在模具幾何條件固定的情況下，剪切區與模輓區比例仍受刮光量變化所影響，顯示在現有道次規劃與拘束條件下，成形品質仍有進一步提升空間。

回顧 4.6 節之模擬分析結果可知，母模錐度為影響剪切行為與破壞分布之關鍵幾何參數。其變化有助於延緩破壞起始時機，提升剪切區比例，並有效降低模輓區比例，整體斷面品質表現亦隨之改善。因此，進一步於雙道次加工策略中導入錐度 10° 之母模設計進行分析，並評估其對整體成形品質之影響，結果如圖 5.12 與表 5.10 所示。結果可明顯觀察到剪切區比例的增加，由原先之 80.9% 顯著提升至 87.2%，

顯示母模錐度之引入可有效延長剪切區之範圍。同時，模輓區比例由 13.9%降低至 12.2%，亦呈現下降趨勢。

除了斷面品質之改善外，表 5.11 進一步比較導入母模錐度前後於雙道次成形過程中之沖頭受力變化。結果顯示，導入 10° 錐度後，外輪廓刮光階段之沖頭受力由原本的 74.41kN 降低至 60.84kN，顯著減少約 18%，總體負載下降幅度達 11%。此結果顯示，母模錐度不僅有助於延緩破壞、提升剪切穩定性，亦可降低加工所需之成形力，進一步減輕模具負擔，提升模具壽命與加工效率。綜合成形斷面與沖頭受力表現， 10° 母模錐度在雙道次加工策略下展現良好整合性與成形效益，成功達成預期之斷面品質與沖頭負載優化目標。

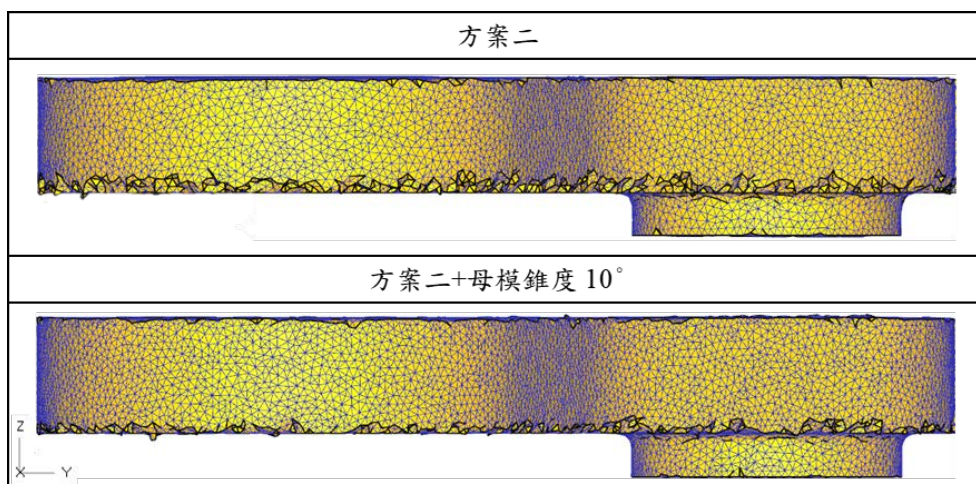


圖 5.12 方案二與其加入 10° 錐度母模之側邊斷面形貌

表 5.10 方案二與其加入 10° 錐度母模之模擬結果與比較

	剪切區比例-內(%)	剪切區比例-外(%)	模輓區比例(%)
方案二-改善	80.0	80.9	13.9
方案二 改善+母模錐度	86.5	87.2	12.2

表 5.11 方案二與其加入 10° 錐度母模之沖頭受力統整

	外輪廓刮光(kN)	內孔刮光(kN)	兩道次總和(kN)
原始			113.24
改善第二版	74.41	39.44	113.85
改善+母模錐度 10°	60.84	40.45	101.29

第六章 總結



6.1 結論

本論文針對改善 7075 鋁合金於沖切製程中之斷面特徵進行系統性分析，旨在釐清各項製程參數對斷面品質之影響機制，並藉由實驗獲得材料性質與破壞行為，結合有限元素模擬技術與破壞準則建立，重建實際切斷過程中之材料變形與損傷歷程。綜合上述分析，獲得以下主要結論：

本論文首先透過單軸拉伸試驗，獲得 7075 鋁合金材料的應力應變曲線，建立其硬化模型，作為後續模擬的基礎。並以 Normalized Cockcroft & Latham 延性破壞準則為依據，導出材料之臨界破壞值(critical damage value, CDV)，以作為判斷破壞發生的準則，進一步提升數值模擬對破壞行為的預測準確性。此步驟為模擬重建斷面行為的基石，以確保後續模擬結果具備物理合理性。

然而，初步模擬中以單軸拉伸結果導出的臨界破壞值進行模擬時，發現無法準確再現實際沖切樣品之剪切區與模輓區比例。為提升模擬可信度，本論文改採以實際製程之斷面幾何作為反推依據，調整臨界破壞值之數值。調整後之模擬結果與實際量測數據具有良好對應關係，顯示該臨界值具備實用性，亦驗證以產品斷面作為破壞參數調整依據之可行性。

進一步模擬分析各項製程參數對斷面形成之影響後發現，模具間隙與母模錐度為影響斷面品質最為關鍵之製程參數。模具間隙的縮小雖未達預期目標，但已能顯著提升剪切區比例，且對沖頭受力變化不大，具備良好的製程穩定性與應用潛力。母模錐度的增加則表現出最全面的改善效果，不僅剪切區與模輓區比例皆朝目標方向變化，且模擬結果顯示其斷面特徵已達標準要求，同時還能有效降低沖頭最大負載，有助於延長模具壽命並減少破裂風險。

最後，針對精修成形道次進行改良，使原先單一道次成形策略改為分道次加工，並調整沖切順序為先外輪廓成形、後內孔成形，並加入拘束模具之沖切成形設計，



證實因有效控制刮光量而有助於提升剪切穩定性與成品輪廓精度，更可因為分攤沖頭負載，降低單道次沖頭所承受之最大受力，有效減少工具破裂風險。在此基礎上進一步整合母模錐度設計後，斷面特徵更趨理想，剪切區比例進一步提升，模輓區比例顯著下降，同時沖頭受力亦同步降低，展現出更全面且穩定的改善效果。整體而言，分道次加工搭配母模錐度之聯合設計，並適當控制刮光量，成功兼顧斷面品質與製程穩定性，展現出良好的實務導入價值與應用潛力。

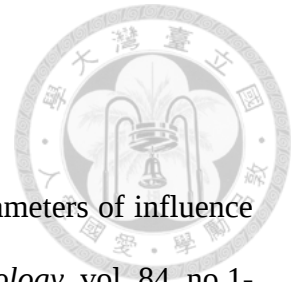
6.2 未來展望

雖然在模擬結果上已達到符合標準，然而在實務應用與理論建立層面，仍有多項可進一步深化之研究方向。首先，關於臨界破壞值之取值方式，以單軸拉伸試驗配合模擬回推獲得之值，其推估精度雖具參考價值，然材料於實際沖切過程中常同時承受拉伸、壓縮與剪切等複合應力狀態。為提升破壞準則之適用性與預測精度，建議未來可納入壓縮試驗、剪切試驗等多種應變路徑下之破壞數據，建立更具代表性的破壞準則參數，強化對不同應力狀態下損傷行為之掌握。

其次，本文針對製程參數影響性之分析主要採用單一因子變動法，雖可清晰辨識各參數對斷面品質之趨勢影響，然而實際成形過程中參數間往往具有高度交互作用。未來可導入多因子分析方法，進行參數間交互作用與靈敏度分析，進一步建構剪切品質之預測模型與最佳化參數組合，達成整體製程效能最大化。

最後，本研究所提出之模具幾何改善方案與受力分析結果，皆建立於數值模擬與理想化邊界條件基礎上，尚未進行實體模具驗證。未來可進一步依據模擬改善設計製作實體模具，搭配實際沖切實驗，量測斷面品質與沖頭負載數據，驗證模擬預測之準確性與改善方案之實效性。透過模擬與實作之雙向驗證，將有助於強化模擬技術於模具設計導入流程中的可信度與實用價值，促進研究成果轉化為實務應用。

參考文獻



- [1] M. Samuel, "FEM simulations and experimental analysis of parameters of influence in the blanking process," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 84, no.1-3, pp. 97-106, Dec. 1998.
- [2] J. Wei, C. Yang, S. Qu, Y. Shi, and X. Han, "Performance evaluation of hot stamped boron steel after die punching," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 132, pp. 821-834, Mar. 2024.
- [3] S. Thipprakmas, M. Jin, and M. Murakawa, "An investigation of material flow analysis in fineblanking process," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 192-193, pp. 237-242, Oct. 2007.
- [4] T. S. Kwak, Y. J. Kim, and W. B. Bae, "Finite element analysis on the effect of die clearance on shear planes in fine blanking," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 130-131, pp. 462-468, Dec. 2002.
- [5] G. Fang, P. Zeng, and L. Lou, "Finite element simulation of the effect of clearance on the forming quality in the blanking process," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 122, no. 2-3, pp. 249-254, Mar. 2002.
- [6] S. Thipprakmas, S. Rojananan, P. Paramaputi, "An investigation of step taper-shaped punch in piercing process using finite element method," *Journal of Materials Processing Technology*, vol.198, no. 1-3, pp. 132-139, Feb. 2008.
- [7] A. Sontamino and S. Thipprakmas, "Shearing clearance and shaving allowance to minimize die-roll formation in shaving process," *Procedia Manufacturing*, vol. 29, pp. 361-368, 2019.
- [8] A. M. Goijaerts, L. E. Govaert, and F. B. T. Baaijens, "Evaluation of ductile fracture models for different metals in blanking," *Journal of Materials Processing Technology*,

vol. 110, no. 3, pp. 321-323, Apr. 2001.

- 
- [9] A. M. Freudenthal, "The Inelastic Behaviour of Engineering Materials and Structure," *The Inelastic Behavior of Engineering Materials and Structures*, New York: John Wiley & Sons, 1950.
- [11] M. G. Cockcroft, D. J. Latham, "Ductility and the workability of metals," *Journal Institute of Metals*, vol. 96, pp. 33-39, 1968.
- [12] F. A. McClintock, "A criterion for ductile fracture by the growth of holes," *Journal of Applied Mechanics*, pp. 363-371, June 1968.
- [13] P. Brozzo, B. DeLuca, and R. Rendina, "A new method for the prediction of formability limits in metal sheets," in *Proc. Sheet Metal Forming and Formability: Proceedings of the 7th biennial Conference of the International Deep Drawing Research group. IDDRG(1972)*, Amsterdam. Netherlands, 1972.
- [14] 張育銘,《高厚徑比多道次沖孔成形之研究》,國立台灣大學機械工程研究所碩士論文,2023。
- [15] N. Hatanaka, K. Yamaguchi, N. Takakura, "Finite element simulation of the shearing mechanism in the blanking of sheet metal," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 139, no. 1-3, pp. 64-70, Aug. 2003.
- [16] 邱先拿,《沖壓模具設計手冊》,再版,高雄:金屬工業研究發展中心,2000。