

信州大学審査学位論文

圧子押込み実験と有限要素法解析を用いた
逆解析に基づく材料定数同定に関する研究

2015年3月

坂本 潤嗣

目次

第1章 序論	1
1.1 緒言	1
1.2 研究背景	2
1.2.1 材料物性値の取得・同定方法	2
1.2.1.1 引張・圧縮試験	2
1.2.1.2 圧子押し込みによる硬さ試験	3
1.2.1.3 計装化押し込み試験	5
1.2.1.4 その他の手法	6
1.3 本研究の目的	6
1.4 本論文の構成と要旨	8
第2章 圧子押し込み実験	9
2.1 緒言	9
2.2 実験方法	9
2.2.1 実験条件	9
2.2.2 ロックウェル硬さ試験機の構造	11
2.2.3 実験材料	11
2.3 実験結果	12
2.3.1 圧子形状比較	12
2.3.2 実験装置の弾性変形	17
2.3.3 試験片の表面粗さ	19
2.3.4 表面潤滑	26
2.3.5 初期基準荷重	28
2.4 結言	29
第3章 圧子押し込み実験のFE解析	31
3.1 緒言	31
3.2 解析方法	31
3.2.1 実験装置の弾性変形の考慮	31
3.2.2 解析条件	33
3.3 結言	37
第4章 最適化手法を用いた材料定数値の同定	38
4.1 緒言	38
4.2 同定方法	38
4.3 材料定数値の同定結果	40

4. 3. 1 加工硬化特性の同定 構造用炭素鋼.....	40
4. 3. 1. 1 同定結果.....	40
4. 3. 1. 2 FE 解析結果.....	46
4. 3. 2 弾性特性の同定 無酸素銅.....	49
4. 3. 3 汎用性検証 ステンレス鋼, アルミニウムの材料定数値同定.....	53
4. 3. 3. 1 実験方法.....	53
4. 3. 3. 2 実験と同定結果の比較.....	56
4. 4 結言.....	58
第5章 プレス加工工程設計への適用による実用性検証.....	59
5. 1 緒言.....	59
5. 2 圧子押込み実験.....	59
5. 2. 1 実験条件.....	59
5. 2. 2 実験結果.....	60
5. 3 材料定数の同定.....	62
5. 3. 1 同定方法.....	62
5. 3. 2 同定結果.....	62
5. 4 プレス加工方法.....	64
5. 5 プレス加工 FE 解析方法.....	64
5. 6 プレス加工および解析結果.....	66
5. 6. 1 加工形状比較.....	66
5. 6. 2 加工硬化特性の同定精度向上の検討.....	74
5. 7 結言.....	76
第6章 結論.....	77
6. 1 まとめ.....	77
6. 2 今後の展望.....	79
参考文献.....	80
本論文に関する発表論文等.....	85
謝辞.....	87

第 1 章

序論

第1章 序論

1. 1 緒言

金属プレス加工は、金属材料を金型で挟み圧力をかけて所望の形にする加工法である。切削加工に比べ、生産性が高く合理的な方法であり、様々な工業製品が生産されている。経済産業省が公表している金属加工統計調査、金属プレス加工の国内生産統計データ¹⁾によれば、国内の金属プレスの生産は平成25年度の金額ベースで約9628億円にものぼり、過去5年間も平成21年度を除いて、ほぼ1兆円で推移している。用途別では、自動車関連の用途で全体の約82%を占める。また、原材料別にみると熱間圧延鋼で34.7%、冷間仕上げ鋼で26.4%と全体の61%を占めるが、その他の割合も34%と、日々様々な工業製品がプレス加工により生産されていることが予測できる。

金属プレス加工に関連する研究は、素材開発から、素材成形法、加工手法に関する技術、材料構成則の同定など多岐にわたる。素材開発では、自動車部品に用いられる高強度鋼板に関して、熱処理工程における結晶組織の制御や、素材の力学特性などが評価されている^{2)~5)}。同時に、高強度鋼板を用いた板材の深絞り加工、曲げ加工などの研究^{6), 7)}もある。また、高強度鋼板に限らず、軽量化を目的としたアルミニウムなどの軽金属やチタン合金、耐腐食性に優れたステンレス鋼などのプレス成形に関する研究^{8)~10)}が行われている。また、近年はサーボプレス機の登場により、プレス機、加工モーシヨンの最適化^{11), 12)}、サーボプレスの特性を活用した加工法に関する研究^{13), 14)}が行われている。また、加工時のスプリングバックや成形限界予測などの数値解析^{15), 16)}や、最適化手法を取り入れた解析精度向上の検討^{17)~19)}が報告されている。

高機能材料の開発とともに、製品コスト削減が進むなかで、部品点数の削減のため工法転換による部品一体化などにプレス加工が用いられる場合が多く、今後ますます様々な材料に対応しつつ、複雑化した加工が要求される。このような金属プレス加工の工程

設計では、CAE 解析技術を有効的に利用することで量産ラインの早期立ち上げ、工程数削減などの効率化、生産コストの低減が可能となる。そのためには、試験研究施設において材料強度試験を行うのではなく、加工現場において金属材料の材料物性値を簡便且つ迅速に取得する方法が必要と考える。

1. 2 研究背景

1. 2. 1 材料物性値の取得・同定方法

金属材料の材料物性値のうち、機械的性質を取得する方法として最も一般的な方法に、引張試験、圧縮試験等がある。これら試験に基づく特性は、材料の強度を示す指標として広く認知され、規格化された試験法である。一方で、近年は圧子押し込み試験の結果から硬さ以外の材料情報を得る試みが注目され、ナノ・マイクロオーダーの転位の生成・増殖や格子欠陥などの実態解明など、結晶塑性学にかかわる多くの研究²⁰⁾が報告されている。ここでは現状の金属材料の物性値を取得・同定する方法とその特徴を示す。

1. 2. 1. 1 引張・圧縮試験

金属材料では、金属材料引張試験方法として JIS:2241²¹⁾に規格化されている。ここでは、室温下（10～35℃）で測定する金属材料の機械的性質に関する規定がある。一般的な金属材料の引張試験では、弾性域から降伏点、一様伸びを経て、破断に至るまでの特性を得ることができる。相対的な比較、おおよその破断強さを取得するには十分であるが、試験片そのものの、ひずみや伸びを正確に測定するためには、ひずみゲージを貼り付ける、あるいは伸び計を取り付けることが一般的である。これは、クロスヘッドをはじめとする、機構のクリアランス、つかみ部の食い込みなども試験装置の計測値に含まれるためである。以上のひずみゲージの出力から得られる応力—ひずみ特性を基に、弾性域の直線部の傾きからヤング率を、また 90° 直交するひずみゲージの値から縦横のひずみが求まるので、ポアソン比を同定することができる。工業界で最も普及している

材料強度試験である。

しかしながら、塑性特性を正確に取得するには、次に示す課題もある。一度ネッキングと呼ばれる局所的なくびれが発生すると、そこに応力が集中し破断する。このため、取得可能な塑性ひずみは一様伸びの範囲でせいぜい数%の範囲に限定される。また、延性材料では、精度よく材料特性を得ることができるが、脆性材料は塑性変形する前に破断するため本来の特性を取得できない。

一般的な金属は、引張強度よりも圧縮強度が大きい。このため引張試験で取得できない領域の塑性ひずみの取得には、圧縮試験が用いられる。圧縮試験の問題としては、試験面の摩擦の影響が排除できず、接触端部が拘束され樽型に変形するバルジ変形を伴う。この影響で、試験結果から精度良く応力-ひずみ特性を求めるには摩擦の影響を補正する必要がある。一般的には摩擦係数の低い潤滑材や、テフロンシートを挟むなどにより接触抵抗を減らす工夫や、接触面積を低減するリング圧縮試験²²⁾が提案されている。

しかしながら、これらの試験では、試験片寸法は規格化されているか、あるいは原材料のサイズによっては、試験片を取り出せない場合がある。また金属試験片用途としては、床置型の数十～数百 kN ほどの機種が標準的な仕様であり、試験荷重が大きいため装置自体が大掛かりになり、消費エネルギーも大きい。さらに以上に挙げた試験は、試験片全体の荷重-変位特性から材料特性を得るものであり、微小領域の材料物性値の取得は困難である。

1. 2. 1. 2 圧子押し込みによる硬さ試験

圧子を用いた押し込み試験は、引張・圧縮試験に比べて簡便性があり、迅速に試験が可能で、わずかな量の試験片で微小領域や脆性材料にも対応できる。このため、引張圧縮試験が出来ない場合や、現場で簡易に硬さを測定する用途として従来から硬さ試験に用いられてきた方法である。以下に一般的な硬さ試験とその特徴を示す。

a) ビッカース硬さ試験

正四角錐のダイヤモンド圧子を試料の表面に押し込み、試験力を解除した後、表面に残った圧痕の対角線長さからビッカース硬さ H_v を算出する。圧子形状が相似形なので荷重の大小に関係なく、汎用性が高いが、圧痕の画像計測を必要とする。

b) ブリネル硬さ試験

球圧子を材料の表面に押し込み試験力を解除した後、荷重を除いたあとに残った圧痕の面積から硬さ値 HBS , HBW を算出する。最大で 29.4kN までの試験荷重に対応し、他の試験機に比べ荷重が大きいので、試料の平均的な硬さを求めるのに適する。

c) スープ硬さ試験

縦横の長さが異なる、菱形の非対称のピラミッド圧子を用いて、圧痕の投影面積からスープ硬さ HK を算出する。極表面層や、極薄板の測定ができる。

d) ロックウェル硬さ試験

球圧子やダイヤモンド圧子を用いて、材料の硬さを求めるものであり、ビッカース硬さやブリネル硬さと異なり、深さを読むだけであるため、簡単に素早く行えることが特長である。初期基準荷重から本荷重を加え、再び荷重を除荷した後の、基準荷重が負荷された状態でくぼみの深さをダイヤルゲージ等で読み込む。単位は HR である。

このうち、ブリネル試験は 1900 年に発案された。これは大量に生産される歯車の硬さの管理に必要なものであり²³⁾、試験後もわずかな領域の試験部分の表面処理を施して、製品として使用できるため、破壊を伴わない簡易な手法として普及した。その一方で、硬さ試験は様々な圧子や試験法が存在することや、それぞれの試験から求まる硬さ値の相関性が低いなどの問題もある。使用者は目的、用途に応じて試験法を選択するが、選択が最適なものかどうかの判断はあまりなされない²³⁾。統一した解釈や試験法が期待される。

1. 2. 1. 3 計装化押し込み試験

先に示した硬さ試験を基とした圧子押し込み試験のうち、ナノインデンテーション法²⁰⁾に代表される計装化押し込み試験法²⁴⁾では、圧子押し込み時の力学的な特性である荷重-変位曲線($P-h$ 曲線)の履歴から、硬さ以外の特性を得ることが可能である。例えば、Doernerらは、荷重除荷時の挙動は弾性変形が支配的であると、除荷曲線の傾きから材料のヤング率を算出する手法を提案した²⁵⁾。彼らは、 $P-h$ 荷重除荷曲線は直線的であると主張している。Oliverらは、Doernerらと異なり、同曲線が累乗則に従うとし、さらに圧子形状の不確かさに関して画像計測を伴わない圧子面積関数の決定法を提案した²⁶⁾。この研究は、計装化押し込み試験に関する国際規格 ISO14577 の基礎となり²⁰⁾、現在市販されているナノインデンテーション装置などにも採用されている手法である。なお、Oliverらによれば $P-h$ 曲線の除荷曲線の接線の傾きから、圧子と材料の複合的な押し込み弾性率²⁴⁾が求まり、等方性材料では4%の誤差範囲で材料のヤング率の同定が可能との結果が示されている。

また、ナノインデンテーション法から求めることができる材料定数は、ヤング率にとどまらず、マルテンズ硬さ、押し込み硬さ等がある²⁴⁾。さらには、 $P-h$ 曲線から、降伏応力や応力-ひずみ特性を推定する手法なども提案されている²⁷⁾⁻³⁰⁾。これらの手法はそのほとんどが、ナノスケールの微細組織と力学特性の関係に注目しており、材料の局所的な特性を取得する手法として非常に有効である。ナノインデンテーション法は、コーティング材や複合材量の薄膜等の評価技術の必要性から発展した分野である。

しかしながら、ナノ・マイクロオーダーの装置は、高精度な計測機器が必要であり、測定試料の表面処理や圧子を含めた機器の校正が必要で、さらには試験環境の影響を受ける。特にナノレベルになると、圧子形状は理論的な幾何学形状から外れるため、圧子形状をどのように補正するのかが一番の課題と服部ら²⁴⁾は記している。このため、安定的なデータを取得するための様々な規定が前記の ISO に示されている。例えば、試料に

については、試験面の傾きは 1° 以内、試験材料に合った研磨、試験面は清浄であること、押し込み深さを算術平均粗さの20倍とするなどの規定がある。

また使用する圧子についても、先に示した、ビッカース圧子、バーコビッチ圧子、球圧子等が混在し、統一的な整理がされていない。このため手法としては確立しているものの、信頼性が低いとみなされ広く工業界に普及するには至っていない³¹⁾。工業現場の要求に対応したスケールの圧子押し込み試験により、簡便かつ精度良く材料定数を同定できる手法の確立、実用性検証が必要と考える。

1. 2. 1. 4 その他の手法

その他、非破壊試験法として光学的な計測手法によるひずみの検出³²⁾、X線回折法^{33)~35)}、渦電流による組織状態の検出³⁶⁾、超音波を用いた弾性特性の同定³⁷⁾などの研究が行われている。X線回折法は、結晶構造を有する材料であれば、残留応力やひずみの計測が可能であり、広く一般的に利用されている手法である。特に佐々木らの提案する、3軸 $\cos\alpha$ 法³³⁾では、2次元検出器により、多結晶金属に照射したX線の回折環全体の変化を検出して、残留応力を測定することが可能であり、従来の $\sin^2\psi$ 法で必要であった検出器の精密な角度位置決め機構が不要で、装置の小型化により現場での測定が可能である。軟X線を用いた場合は、検出できる範囲が表面からの深さ数 $10\ \mu\text{m}$ 程度の範囲に限定されるが、中性子を利用したより深い領域の特性を得る研究^{34), 35)}も行われている。これらの手法は、結晶構造や、残留応力をマイクロレベルで非破壊測定できるため、大変有用であり今後の発展が期待される。ただし、これらX線的なマイクロ特性と、力学的なマクロの特性は必ずしも一致しない。

1. 3 本研究の目的

今まで示した各種試験に基づく材料定数の同定手法の課題に対して、本研究では金属プレス加工などの塑性加工の分野での実用を想定し、マイクロ～ミリオーダーの平均的

な力学特性を簡便に取得可能な手法を提案し、手法により得られた材料定数値の同定精度を評価する。具体的には一般的に普及している汎用ロックウェル試験機を拡張した圧子押し込み実験、有限要素法解析および応答曲面法に基づいた同定手法を提案する。適用スケールでの実用面で誤差要因となり得る、機械側の弾性変形の補正、材料の表面粗さ、接触面の摩擦について、その影響を検証し、計測誤差を最小化する実験条件を示す。有限要素法解析については、実験を精度良く再現する FE モデルを検討し、解析条件を決定する。また材料定数の同定では、繰り返し計算を必要としない 2 次多項式近似による応答曲面法^{38), 39)}の優位性を示す。さらに、二川^{30, 40)}らが採用している Oliver らの手法²⁶⁾で除荷曲線から弾性特性を決定せず、荷重負荷特性から、弾塑性特性が同定可能であることを示す。さらに、手法の汎用性を確認するため、一般的に金属プレス加工に使用される複数の金属材料の同定結果を示し、材料によっては、圧縮試験に近い特性が得られる可能性を示す。

提案手法により同定した材料定数値の妥当性検証に関して、過去の研究においては、例えば二川らは、直径 2 μm の球圧子を用いた押し込み試験と、カルマンフィルタを用いた逆解析手法により同定した材料定数値の妥当性を、引張試験による検証において公称応力-ひずみ特性が概ね一致することで示した。本研究では、本研究の提案手法の妥当性を、金属プレス加工の実加工物の比較一致により検証する。

具体的には、プレス加工工程で使用される実材料の端材を使用して、 $P-h$ 曲線と、FE 解析から得られる同曲線の比較一致に基づいて、材料定数の値を同定する。さらに、同定した材料定数値をプレス加工工程の FE 解析に適用し、実加工形状との比較から同定値の実用性を評価する。実例として軸対称絞り加工において、板厚変化に着目し同定したパラメータ値に、意図的に誤差を与えた場合の加工結果の変化を確認し、同定結果が妥当であることを示す。また、加工硬化則について、 n 乗硬化則および Ludwik 則の適用結果を示す。

硬さ試験機のような小型の汎用装置で、簡易的に材料物性値の取得ができれば、従来の引張・圧縮試験による方法と比べて大幅な時間とコスト削減が可能であり、生産現場での利用が期待される。また、加工現場においてプレス加工の工程ごとの材料特性を取得することが容易であり、FE 解析に反映させることで、FE モデルの精度向上によるプレス成形予測精度の向上が期待できる。

1. 4 本論文の構成と要旨

第2章では、圧子押し込み実験について装置の仕様と実験条件を示す。また、圧子形状の比較、実験装置の弾性変形、試験片の表面粗さや潤滑などについて、基礎的実験によりその影響を明らかにし、精度良く計測するための条件を明らかにする。

第3章では、圧子押し込み実験の FE 解析について、機械側の弾性変形を考慮した FE モデルと解析条件を示す。

第4章では、材料定数同定手法と手順を示し、最適化手法に応答曲面近似を適用した結果の近似精度を評価する。また、一般的にプレス加工に用いられる複数の金属材料（鉄鋼材料、ステンレス鋼、銅、アルミ）の圧子押し込み実験から得た $P-h$ 曲線と、同定した材料定数値の比較結果から、本手法の同定精度と汎用性を示す。

第5章では、本手法をプレス加工に適用した妥当性の検証結果を示す。具体的には、金属プレス加工現場の端材を使用した材料定数同定を行い、同定値を使用したプレス加工 FE 解析を実施する。そして、実加工形状との比較一致により得られた値の妥当性を検証する。また、加工硬化則として単純な n 乗硬化則と、降伏応力を明確に定義した Ludwik 則の比較結果を示す。

第2章

庄子押し込み実験

第2章 圧子押し込み実験

2.1 緒言

序論では、本研究の背景、目的、現状の材料特性取得試験の特長と課題について述べるとともに、圧子押し込み実験に基づく従来解析手法とその課題について述べた。本章では、圧子押し込み実験の概要と、実験方法、また、圧子形状の比較、実験装置の弾性変形、試験片の表面粗さや潤滑などについて、基礎的実験によりその影響を明らかにし、精度良く計測するための条件を明らかにする。

2.2 実験方法

2.2.1 実験条件

実験は、超硬球圧子およびダイヤモンド円錐圧子（頂角 120° ）を用いて、材料に応じて適宜圧子サイズや荷重を切り替える。その他の実験条件は、表 2.1 のロックウェル硬さ試験に準拠する。ロックウェル硬さ試験では、荷重負荷時に初期基準荷重 98 N を与え、この時の面を基準面として、計測を行う。荷重負荷時間は最大約 2 秒で一定であるが、最大荷重に達するまでの時間は、試験片と圧子形状、試験荷重に依存する。実験装置の概略を図 2.1 に、それに対応する装置写真を図 2.2 に示す。実験装置は、ロックウェル硬さ試験機（ヒューチュアテック社製 FR-1e）に荷重センサ（ボタン型ロードセル）と変位センサ（接触式電気マイクロメーター）を取り付け、計測信号は専用のアンプを介してデータロガーにリアルタイムに記録し、 $P-h$ 曲線を得る。接触式変位センサーは $t=12$ mm のアルミニウム(A5052 相当)のプレートに固定し、圧子軸上端の変位を計測する。各測定器の仕様を表 2.2 に示す。

本構造とすることで、低コストかつ容易に既存の装置に装着できる。ただし、計測値には試験片以外に圧子軸、ロードセル、アンビルブロックの変位が同時に含まれるため、得られた計測値から試験片のみの値を補正する必要がある。補正方法は第3章で示す。

表 2. 1 圧子押し込み実験条件

Pre load F_0 [N]	98.0
Load F [kN]	0.59, 0.98, 1.47
Maximum loading time [s]	2.0
Holding time of load [s]	1.0~10.0
Sampling interval [s]	0.02
Indenter type	120° cone
Cone or Sphere	Sphere; diameter 1.59, 3.18, 6.35 mm

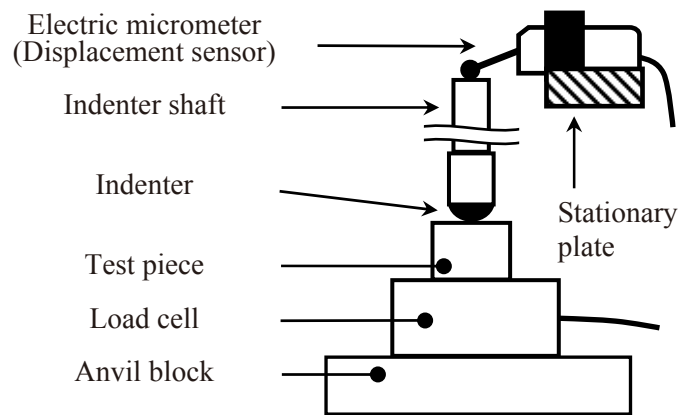


図 2. 1 実験装置の概略図

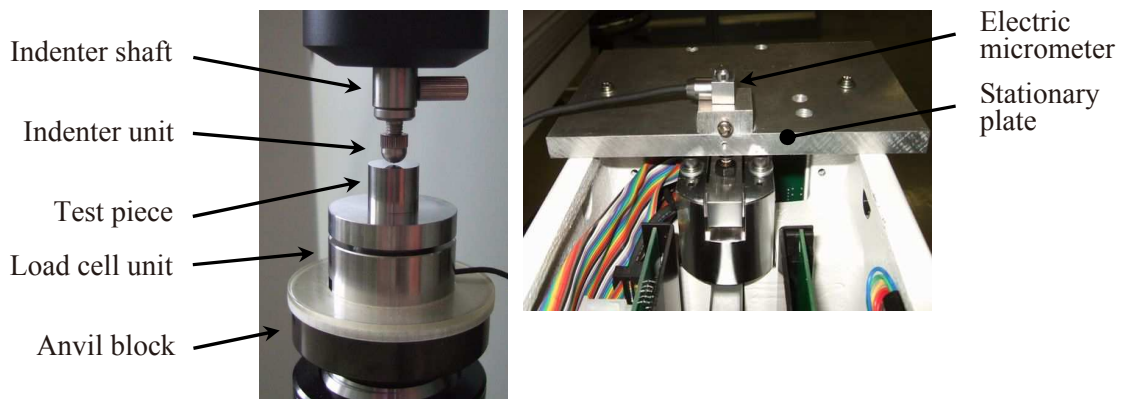


図 2. 2 実験装置の写真

表 2. 2 測定機器仕様一覧

Apparatus	Specification
Load cell KYOWA E. I. Co., Ltd.	Model number; LMR-S-2KNSA2 Maximum load capacity; 2kN
Displacement sensor CITIZEN SEIMITSU Co., Ltd.	Model number; EM-SA1R, DTH-P20H Prove head; $\phi 2$ mm sphere Measuring properties Force; 0.169 N, Repeatability; 0.3 μ m, Range; ± 0.7 mm
Data logger HIOKI E.E. Co., Ltd.	Model number; 8430

2. 2. 2 ロックウェル硬さ試験機の構造

図 2. 3 にロックウェル硬さ試験機の構造を示す。計測開始ボタンを押すと、自動的に荷重動作 AC モーターが回転することでメインレバーに直結する支点を開放し、テコの原理で荷重を付与する、荷重制御方式である。ロックウェル硬さは、内臓ダイヤルゲージで計測され、荷重制御方式である。ロックウェル硬さは、内臓ダイヤルゲージで計測され、荷重制御方式である。本研究では、内臓ダイヤルゲージと同じ計測点である圧子軸上の変位を電気マイクロメータで同時に計測する。

2. 2. 3 実験材料

本研究では、一般的にプレス加工に使用される材料での汎用性・実用性を評価するために、一般的な JIS 規格材料を用いる。試験片作成に必要な加工および、表面処理以外は、すべて受け入れ材のままとし、熱処理等は施さない。構造用炭素鋼 S45C、ステンレス鋼 SUS304、無酸素銅 C1020、純アルミ A1070 とする。それぞれ同一の受け入れ母材から、引張試験片、圧縮試験片、圧子押し込み試験片を作成した。試験片寸法や、表面粗さの測定値等は、それぞれ各実験結果の章に示す。

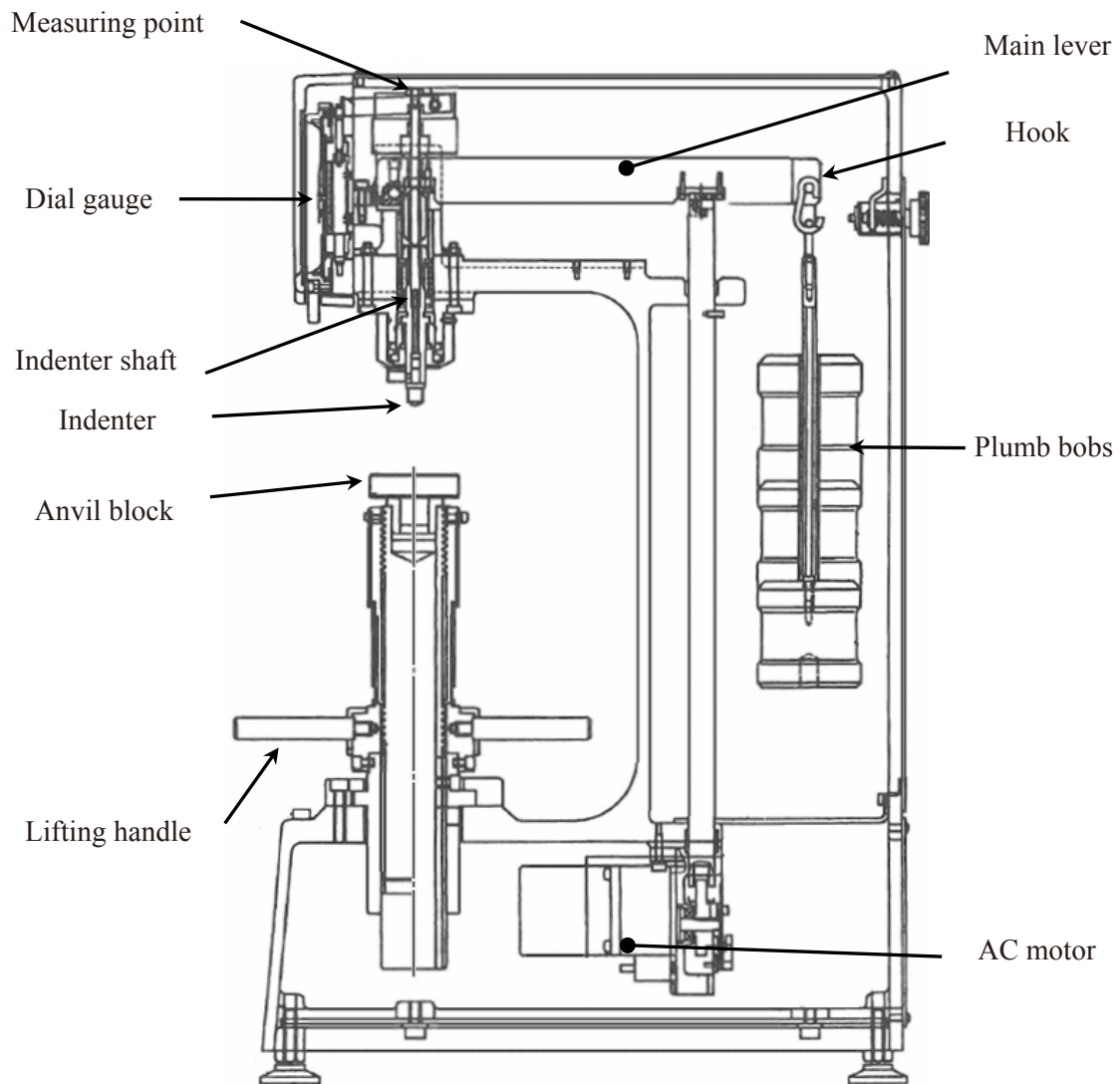


図 2. 3 ロックウェル硬さ試験機 FR-1e 構造図

2. 3 実験結果

2. 3. 1 圧子形状比較

使用圧子選定のため、円錐圧子と球圧子を用いて同一条件で押し込み実験を行った結果を示す。実験条件は、押し込み荷重 0.98 kN、試験片(S45C)表面の算術平均粗さ Ra は 0.03 μm である。球圧子は、直径 1.59 mm の超硬球を使用した。球圧子の拡大写真を図 2. 4 に、円錐圧子の拡大写真を図 2. 5 に示す。

圧子押し込み実験の結果得られた計測値を図 2. 6 に示す。横軸が計測時間、縦軸が

変位，荷重である．荷重保持時間は球圧子が約 7 sec ，円錐圧子が約 9 sec である．本結果から，荷重 - 変位特性 $P-h$ 曲線に変換した結果を図 2. 7 に示す．本図から円錐圧子の侵入量および圧痕の永久くぼみ深さは，球圧子の約 1.6 倍であることが確認できる．また，荷重負荷曲線は，球圧子が直線的に変化し，円錐圧子の場合，非線形性が大きいことが確認できる．

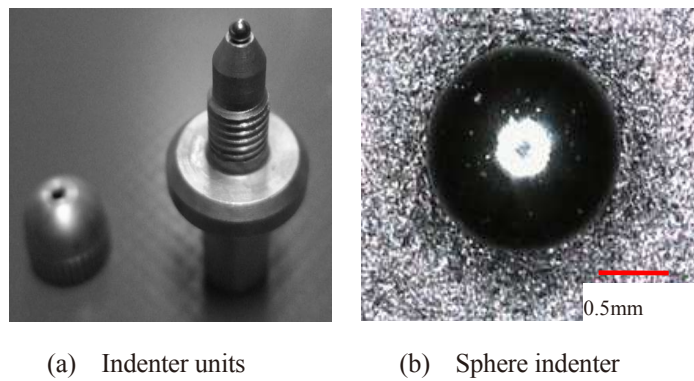
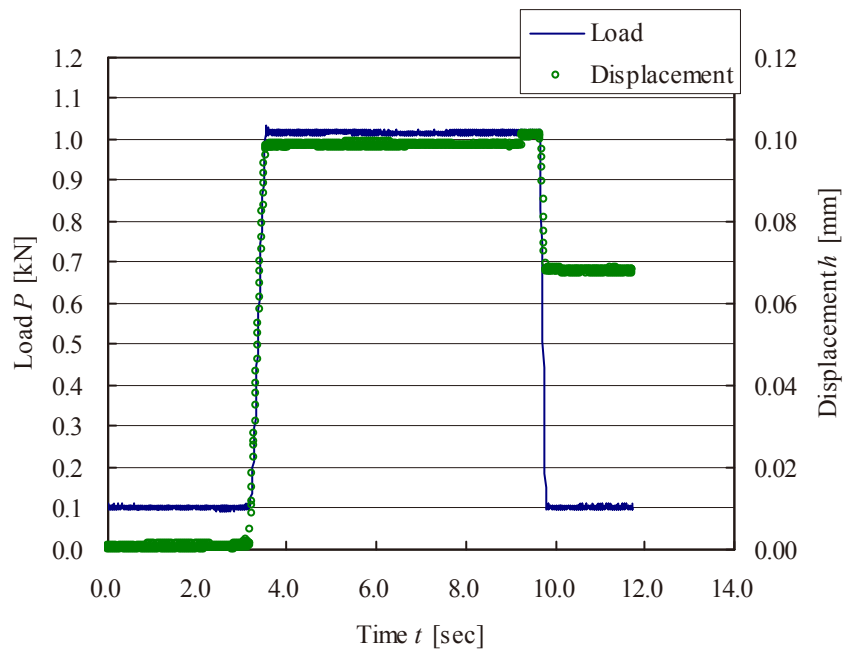


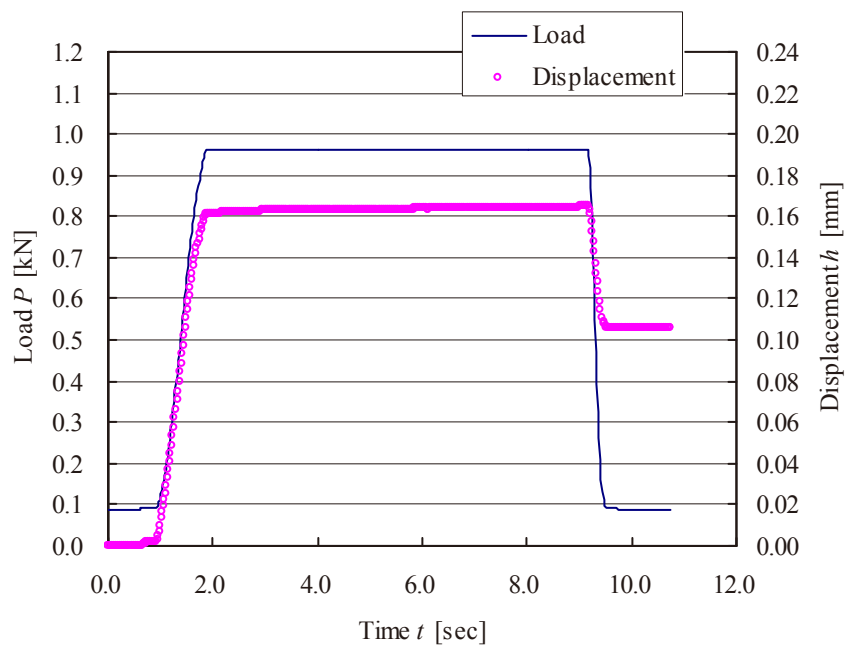
図 2. 4 圧子ホルダーと球圧子の写真



図 2. 5 円錐圧子の写真



(a) Sphere indenter; diameter 1.59 mm, Load 0.98 kN



(b) Cone indenter; Load 0.98 kN

図 2. 6 圧子押し込み実験の荷重および変位特性 圧子形状比較

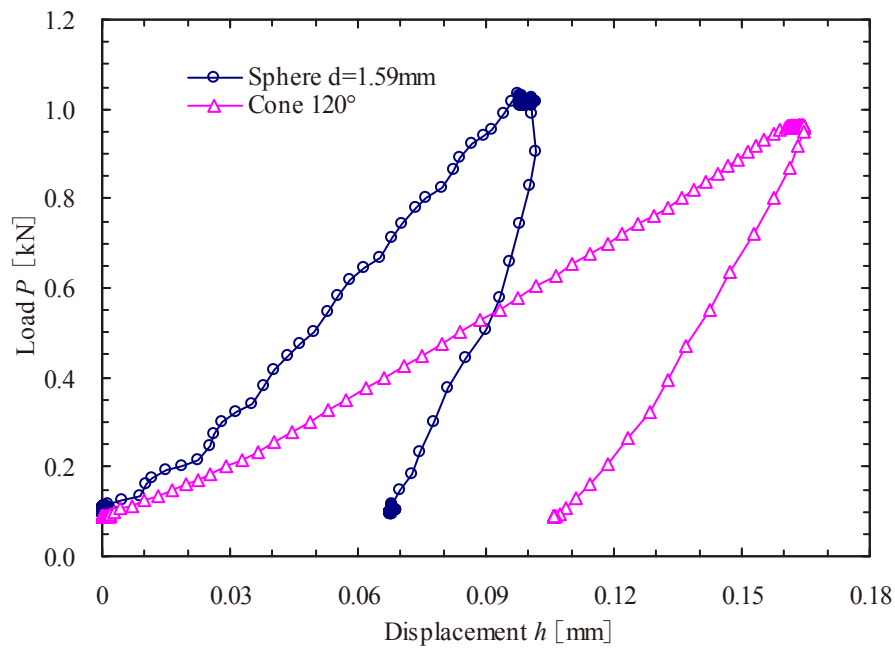
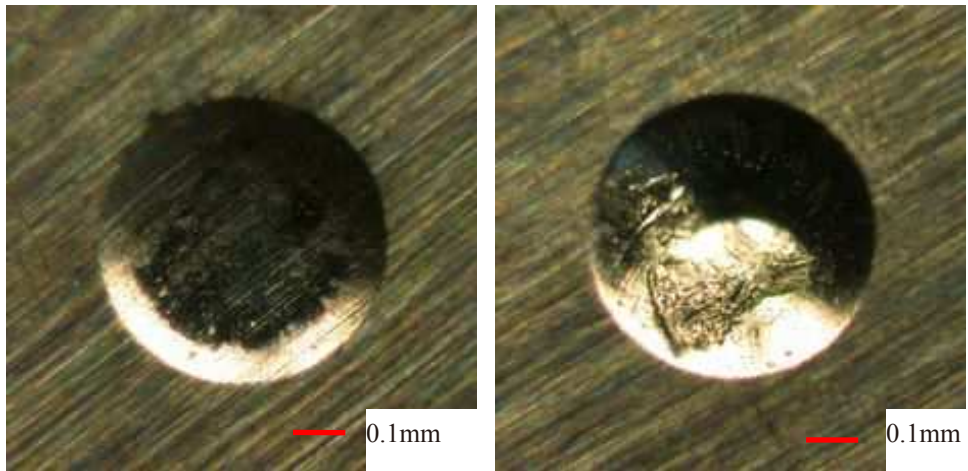


図 2. 7 P - h 曲線の比較 球圧子と円錐圧子 使用材料 S45C

デジタル顕微鏡（キーエンス社製 VHX-100）を用いて撮影した、圧痕の拡大写真を図 2. 8 に示す。球圧子の圧痕表面は、なめらかな面が形成されているのに対して、円錐圧子の圧痕は抉られたキズや、削りとられた堆積物が観察された。無酸素銅 C1020 の試験片でも同じ傾向が観察された。圧痕写真を図 2. 9 に示す。

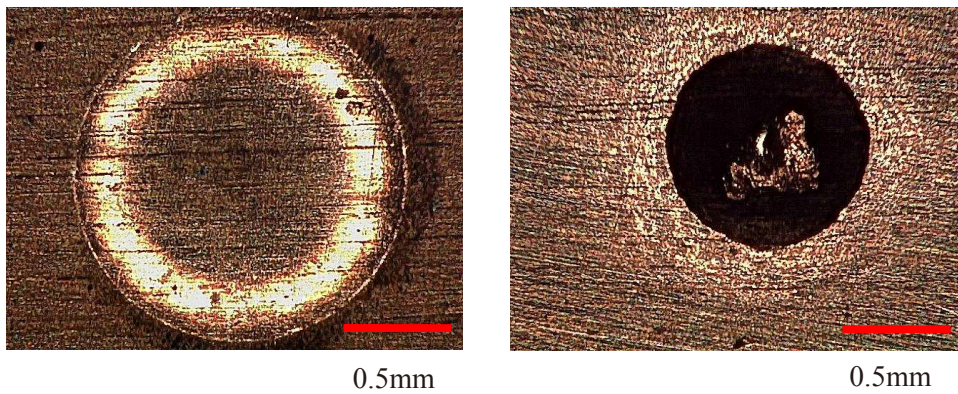
二川^{30),40)}らは円錐圧子を用いた圧子押し込み FE 解析の結果から、降伏応力、加工硬化特性の差異が P - h 曲線に反映されないこと、球圧子を用いた場合、押し込み深さ h が圧子半径 r の 20 % 以上の場合に、降伏応力、加工硬化特性の差異による P - h 曲線の変化が顕著になることを明らかにしている。また、押し込み深さと接触投影面積の比が一定である円錐圧子よりも、接触面積の変化が大きな球圧子を用いたほうが、同じ押し込み深さでは、より広い範囲の平均的な材料特性を反映した結果が得られると考える。以上の理由から本研究では球圧子を用いる。



(a) Sphere 1.59 mm

(b) Cone 120°

図 2. 8 圧痕形状比較 材料 S45C



(a) Sphere 6.35 mm

(b) Cone 120°

図 2. 9 圧痕形状比較 材料 C1020

ここで、球圧子と円錐圧子の幾何学的な形状から得られた傾向を考察する。

押し込み深さ h と接触表面積 S の関係は、球の半径を r とした場合、式(1)で表されることから、押し込み深さに対して接触面積は 1 次的に変化する。

$$S = 2\pi rh \tag{1}$$

一方、円錐圧子の場合、接触面積 F は式(2)で表されることから、押し込み深さに対して接触面積は2次的に変化する。なおここで、 r は円錐の底面半径で、押し込み深さ h に応じて変化する。

$$F = \pi r \sqrt{r^2 + h^2} \quad (2)$$

以上のことから、荷重負荷曲線は、球圧子を用いた場合は直線に変化し、円錐圧子を用いた場合は、非線形性が大きいと考えられる。

2. 3. 2 実験装置の弾性変形

計測値に含まれる誤差やばらつきを評価するため、圧子を外した状態で押し込み荷重を付加した。押し込み荷重 0.98 kN で 5 回実験し取得した $P-h$ 曲線を図 2. 10 に示す。初期基準荷重 0.98 kN を負荷した状態から本荷重 9.8 kN を負荷し、その後荷重を除荷する。除荷曲線は、初期点に戻ることが確認できる。

押し込み荷重 0.59, 0.98, 1.47 kN それぞれにおける荷重保持時間中 1 秒間（計測数 50 点）の値を用いた回帰直線を図 2. 11 に示す。回帰直線はほぼ原点 0 を通るため、圧子を外した状態では弾性域の範囲内で変形しており、繰り返し計測における装置側のばらつきは少ないと考える。また、本結果から、装置側の弾性変形特性を用いて全体の変位計測値から試験片のみの変位特性を分離することができると考えられる。圧子を外した状態のバネ定数は、図 2. 11 の結果から、28.01 kN/mm である。

なお、本結果から、荷重保持時間 1 秒間で、最大で 5 μm 程度の変位差が観測された。このズレの影響で荷重負荷曲線と除荷曲線の計測値は完全には一致しない。これは実験装置が複数の部品のから構成されており、たとえば、アンビルブロックや圧子ホルダーのネジ部などのクリアランスの影響と考えられる。このような変位のズレを完全に排除

することは不可能であると考えられるため、 $P-h$ 曲線の荷重保持中のデータは用いずに、
 負荷—除荷工程の結果の一部を利用することが妥当と考える。

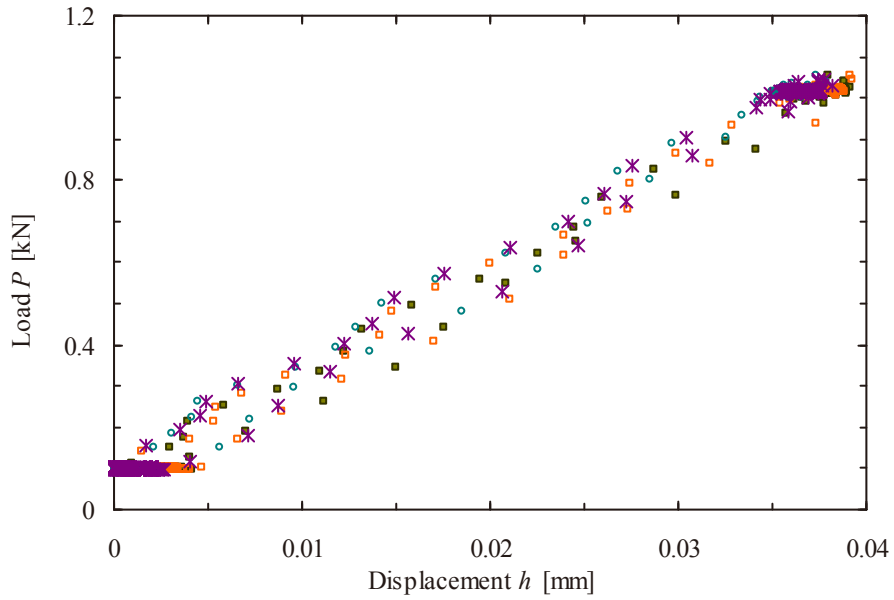


図 2. 10 圧子を外した状態での $P-h$ 曲線 荷重 0.98 kN

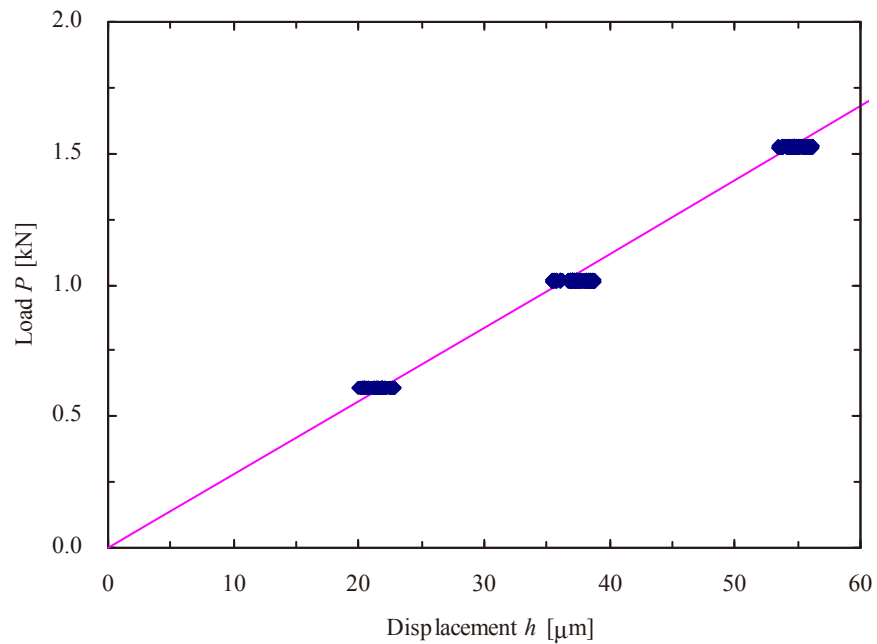


図 2. 11 最大荷重点の回帰直線 荷重 0.59, 0.98, 1.47 kN

2. 3. 3 試験片の表面粗さ

表面粗さが計測値に及ぼす影響を確認するため、表面粗さを意図的に変えた S45C 材試験片(直径 $\phi 15$ mm, 高さ 15~20 mm)を用いて押し込み実験を行った。押し込み荷重は 0.98 kN, 使用圧子は直径 1.59 mm である。試験片は、同一母材から切断し試験片の上面(試験面)はコンターマシンによるバンドソー切断のまま、#120, #800, #2000 の研磨紙による表面研磨を施した。研磨は、番目の低いものから順番に番目を上げて仕上げ、試験片の下面は#800 による表面研磨で統一した。それぞれ表面粗さの異なる試験片を 2 個ずつ、5 か所について押し込み実験を実施した試験片の 1 つを図 2. 1 2 に示す。押し込み個所はおおよそ、中心および、 $\phi 6$ mm より外側の円周上に等間隔に 4 点とし、互いの圧痕の影響を受けないよう、圧痕直径の 3 倍以上の距離をあけた。各表面粗さに対応する圧痕の拡大写真の一部を図 2. 1 3~1 6 に、押し込み実験から得られた $P-h$ 曲線を図 2. 1 7~2 0 に示す。図 2. 1 7 は切断後無処理、図 2. 1 8 は#120, 図 2. 1 9 は#800, 図 2. 2 0 は#2000 の研磨を施した場合の $P-h$ 曲線である。切断のままでは、 $P-h$ 曲線の途中および最終的な圧痕寸法も、ばらつきが大きいことが確認できる。研磨紙の番目が大きい研磨紙による表面研磨ほど、ばらつきが減少することが確認できる。



図 2. 1 2 S45C 試験片 研磨紙#2000 による表面研磨

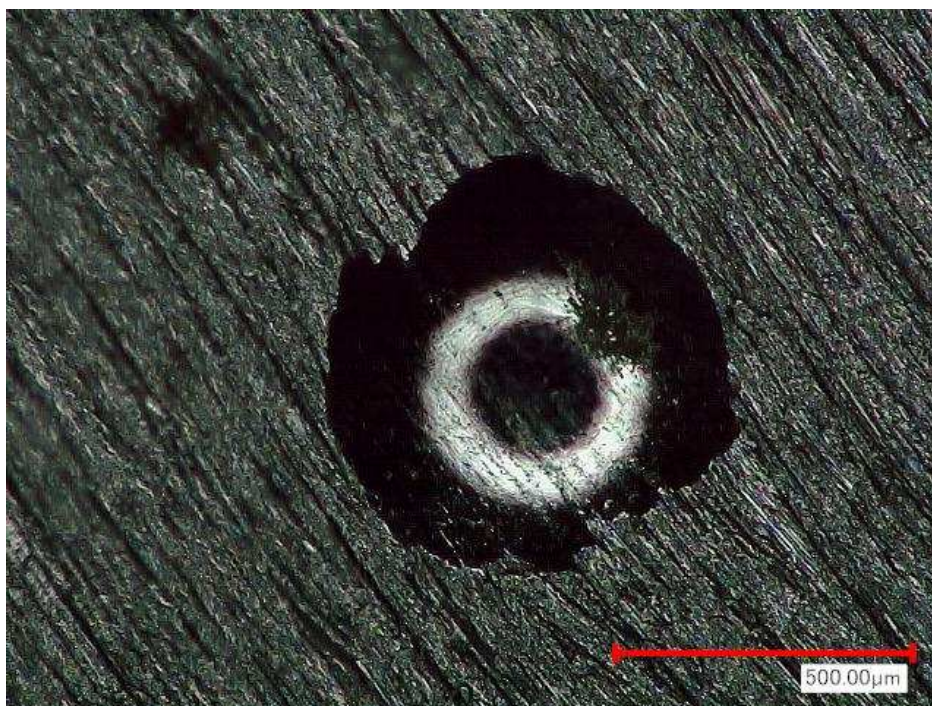


図 2. 1 3 圧痕拡大写真 バンドソーカットのまま未処理

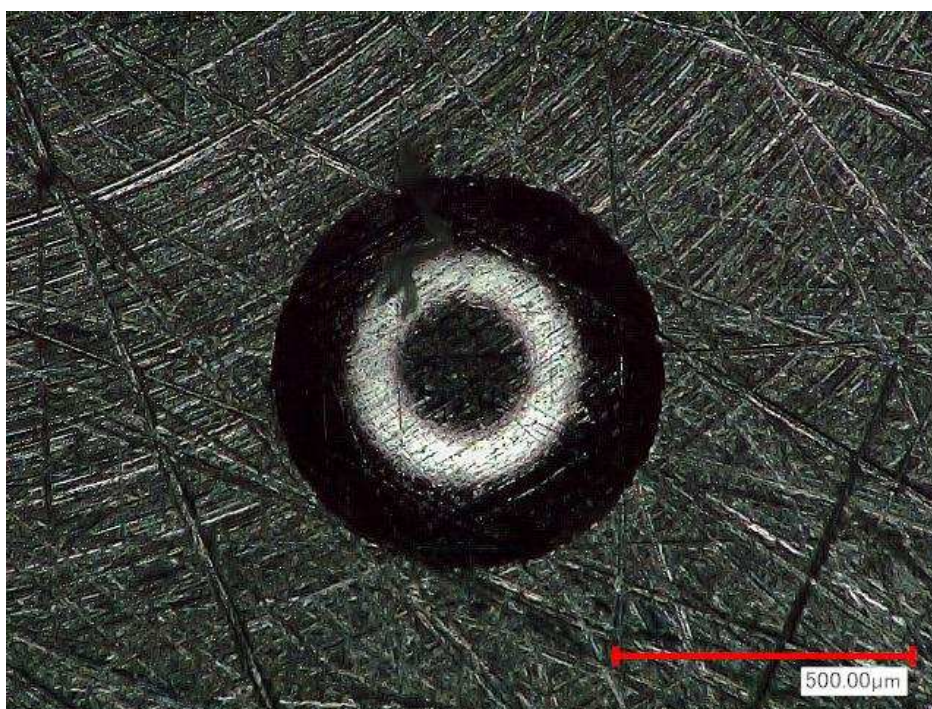


図 2. 1 4 圧痕拡大写真 #120 研磨紙による研磨

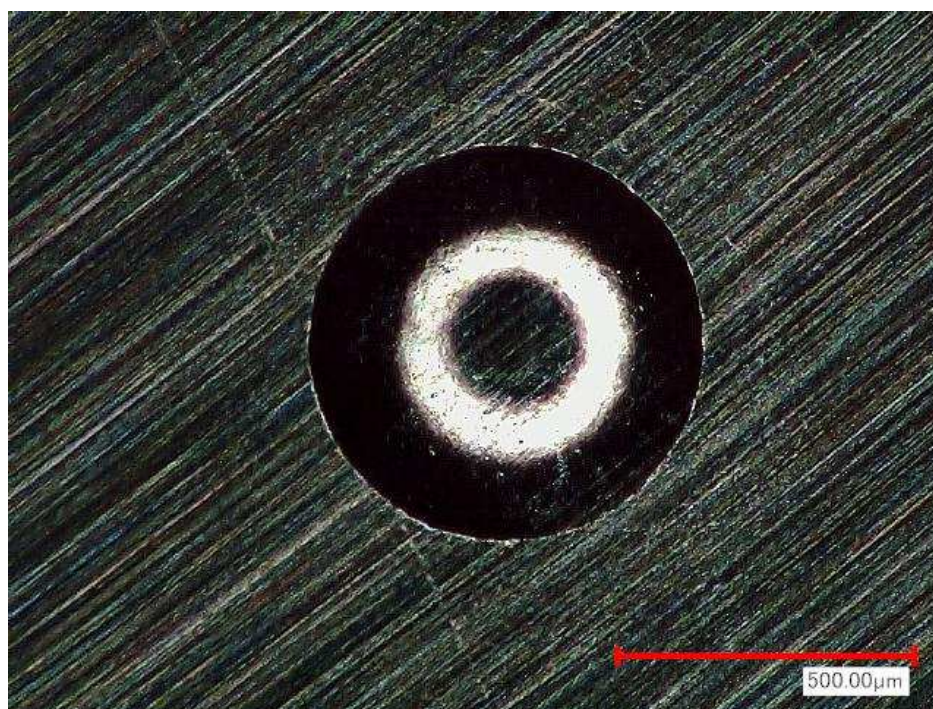


図 2. 1 5 圧痕拡大写真 #800 研磨紙による研磨



図 2. 1 6 圧痕拡大写真 #2000 研磨紙による研磨

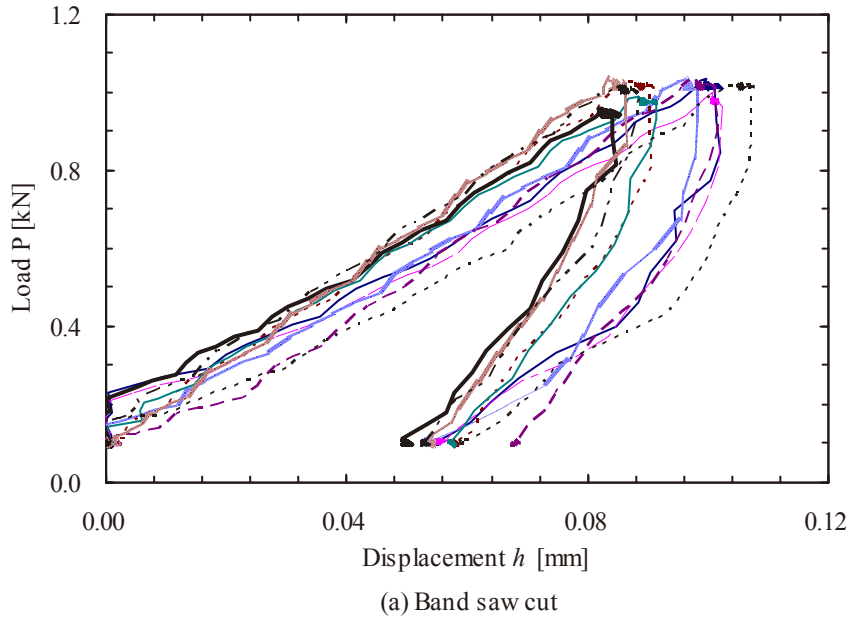


図 2. 1 7 $P-h$ 曲線 材料 S45C,
表面処理なし, コンターマシンによる切断のまま

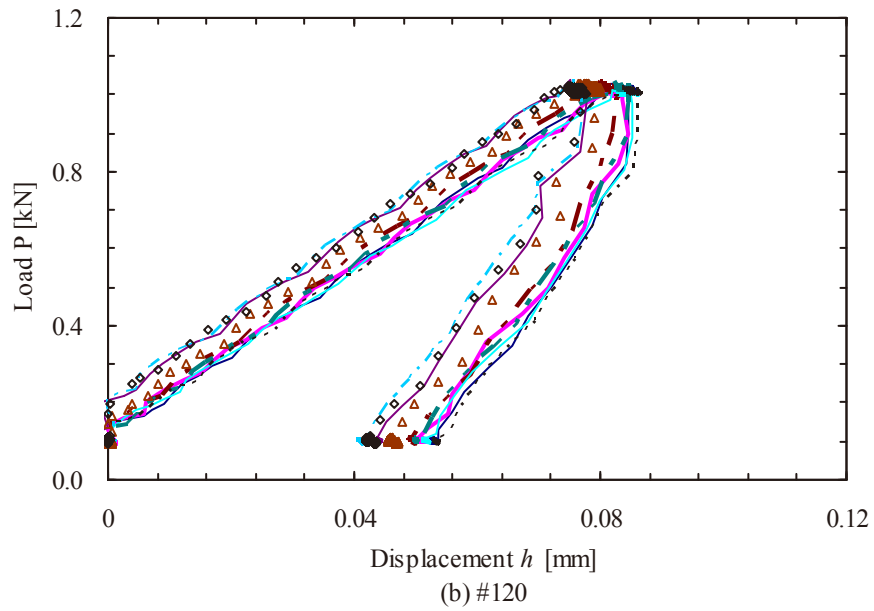


図 2. 1 8 $P-h$ 曲線 材料 S45C, 表面処理 #120

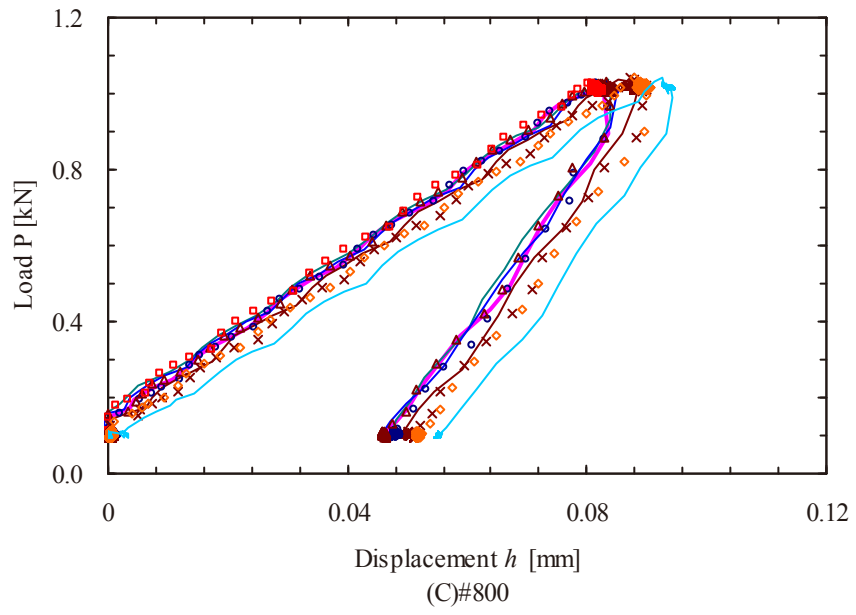


图 2. 1 9 $P-h$ 曲线 材料 S45C, 表面处理 #800

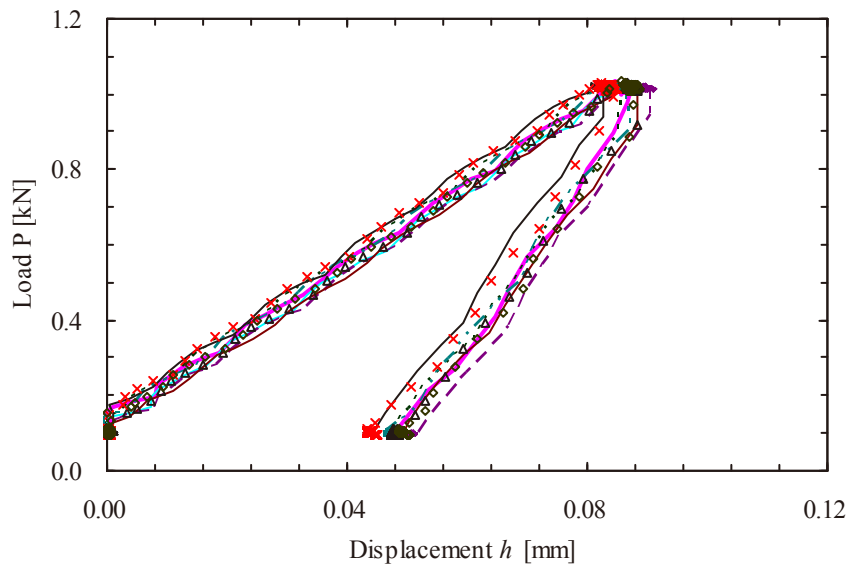


图 2. 2 0 $P-h$ 曲线 材料 S45C, 表面处理 #2000

ここで、ばらつきの評価のため、各条件のサンプル数を 10 点として、 $P-h$ 曲線の最終点の値（圧痕深さ）を基に、式(3)に示す標本標準偏差 $S^{41)}$ を求めた。

$$S = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_i - m)^2} \quad (3)$$

ここで n はサンプル数、 m はサンプル平均を表す。正規分布の確率密度関数は、式(4)を用いた。

$$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}S} \exp\left(-\frac{(x-m)^2}{2S^2}\right) \quad (4)$$

図 2. 2 1 に正規分布（確率密度分布）を示す。標準偏差 S は、コンターカットのままでは $4.96 \mu\text{m}$ 、#2000 では $2.32 \mu\text{m}$ であり、表面粗さが細くなるにつれ小さくなる。同様に、正規分布の幅も小さくなる。標準偏差 S は、確立密度が正規分布である場合、平均値 m の周りの密度分布 $\pm 2S$ の範囲に含まれる確率は 95.5 %となる。なお平均値 m は、表面粗さが細くなるほど小さくなる傾向にある。表面粗さ計(TAYLOR HOBSON 社製、FORM TALYSURF S5K)により測定した表面粗さの測定結果例、#2000、S45C 材を図 2. 2 2 に示す。研磨紙の番目と粗さ計により測定した平均算術粗さ Ra （基準長さ 1.5 mm)は相関がある。

以上の結果から、表面粗さが実験結果のばらつきに影響を与えることが明確であり、ばらつきを小さくするには、番目の大きな研磨紙による研磨が望ましいと考える。そこで今後は、研磨紙#2000 による研磨に統一し、同一条件で 5 回以上実施した平均値を用いる。

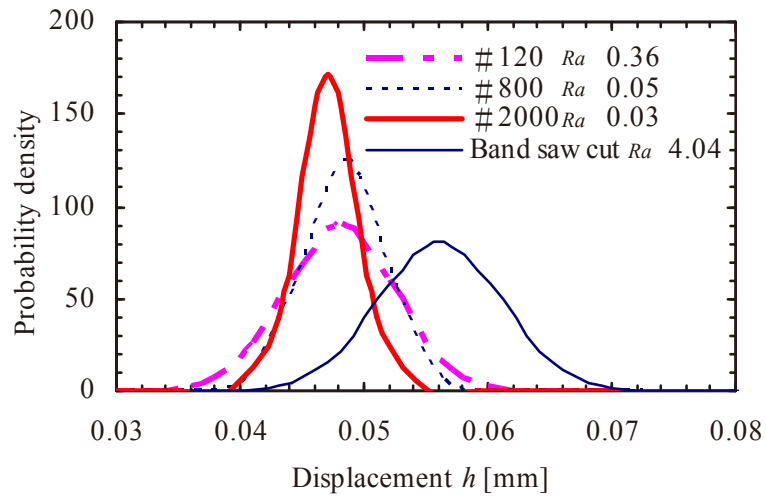


図 2. 2 1 圧痕深さの正規分布 材料S45C, 押込み荷重 0.98 kN

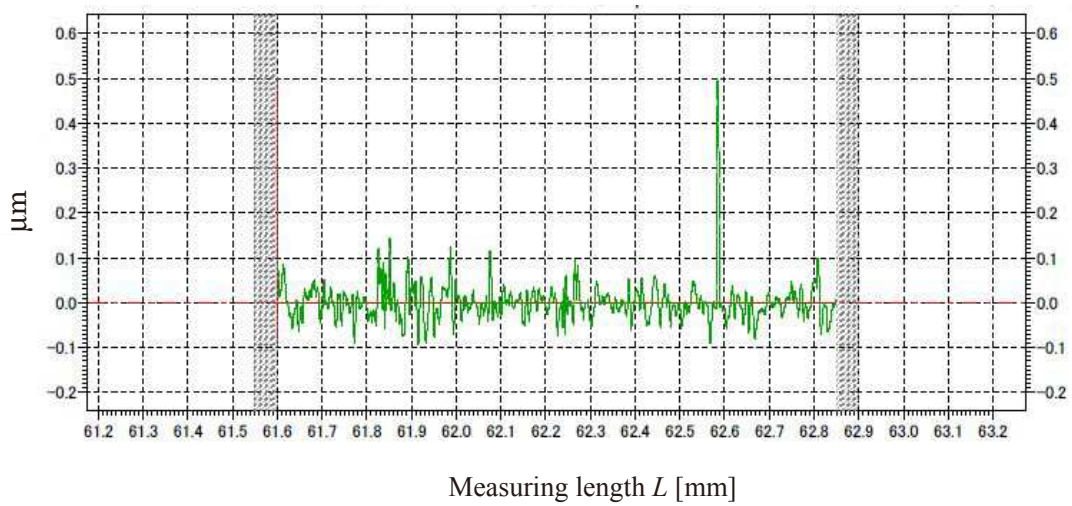


図 2. 2 2 粗さ計による試験面の表面粗さ測定例 S45C #2000

2. 3. 4 表面潤滑

圧子押し込み深さと摩擦係数の関係を調べるため、S45C 材試験片を用いて接触表面の潤滑の有無による押し込み深さを比較した。押し込み荷重は1.47 kN、直径 1.59 mm の圧子を用いた。試験面は前節と同様の表面研磨を施した。試験片は 2 個作成し、試験面の平均算術粗さ Ra は $0.04 \mu\text{m}$ である。同一試験面上に、潤滑あり、潤滑なしで、それぞれ 4 ヶ所（計 8 ヶ所）、等間隔に互いの圧痕の影響が及ばないよう3倍以上の間隔をあけた。潤滑油は鉱油を主成分とする市販品（三菱石油社製、ISO 粘度グレード10）を塗布した。実験結果より得られた押し込み深さの確立密度分布(サンプル点数 8)を図 2. 2 3 に示す。押し込み深さの平均値の差はわずかで、 $P-h$ 曲線全体においてもばらつきの分布に大きな差はなかった。

次に、無酸素銅 C1020 を使用した同様の試験結果を図 2. 2 4 に示す。試験条件は、押し込み荷重 1.47 kN、使用圧子直径 6.35 mm、試験片寸法は縦横 30×40、厚さ 30 mm、試験面の表面仕上げは#2000 研磨紙による研磨、平均算術粗さ Ra は $0.096 \mu\text{m}$ であった。

同様に、潤滑の有無による圧痕深さおよび $P-h$ 曲線のばらつきの差異はごくわずかであった。以上の結果から、荷重の大きさに対して、接触面積はわずかであり、摩擦の影響はきわめて少ないと考えられるため、以降は無潤滑の実験結果を用いる。なお、本実験結果の場合、押し込み深さの平均値から、球の接触面積は、 1.34 mm^2 程度と計算できる。

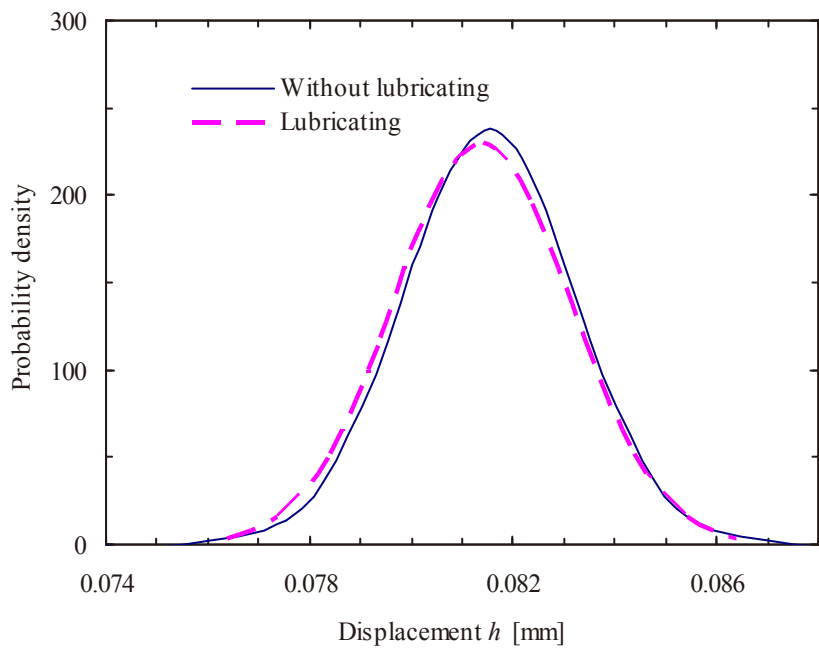


図 2. 2 3 潤滑の有無による押し込み深さの正規分布比較
 材料 S45C, 荷重 1.47 kN, 圧子直径 1.59 mm

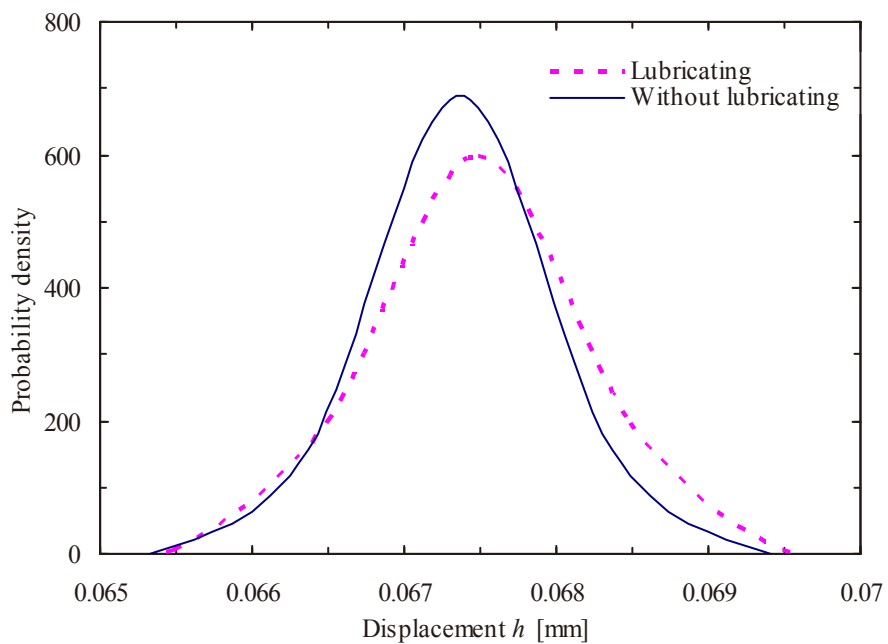


図 2. 2 4 潤滑の有無による押し込み深さの正規分布
 材料 C1020, 荷重, 1.47 kN, 圧子直径 6.35mm

2. 3. 5 初期基準荷重

初期基準荷重 98 N を負荷した際に、どの程度の大きさの圧痕が生ずるかを確認した。基準荷重負荷時の圧痕画像を図 2. 25 および図 2. 26 に示す。撮影画像から圧痕外周三点を通る円を作成し、圧痕直径をそれぞれ求めた。その結果、使用圧子直径 1.59 mm, S45C 材の場合 5 回の平均値で圧痕直径は 190.3 μm , 圧痕深さは 5.7 μm であった。また、使用圧子直径 6.35 mm, C1020 材の場合、圧痕直径は 429.8 μm , 圧痕深さは 7.3 μm であった。本手法では、基準荷重を負荷した状態からの $P-h$ 曲線を利用する。これにより圧子と材料の接触前後の不確かさを除外した安定した計測値を得ることができると考える。

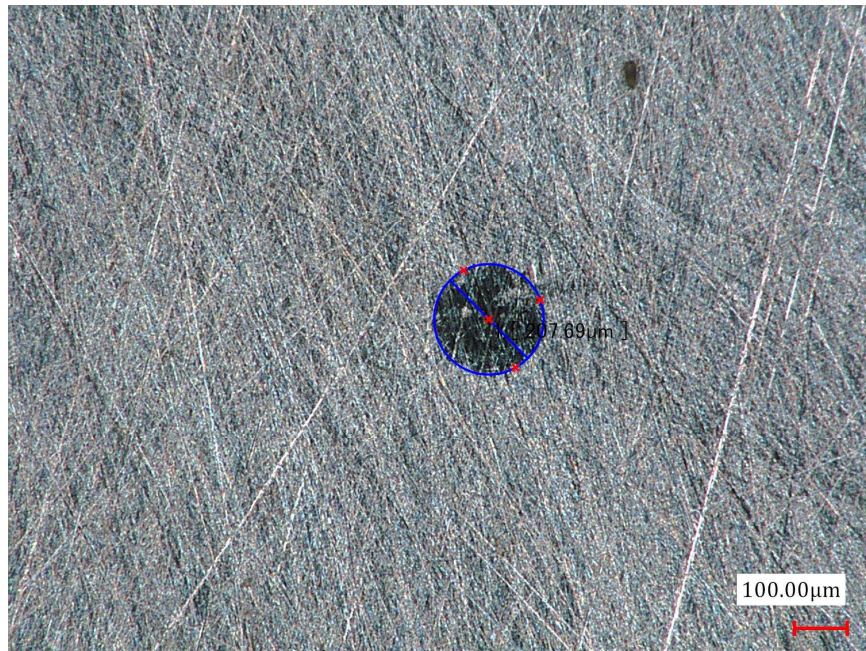


図 2. 25 基準荷重により形成された圧痕画像 材料 S45C

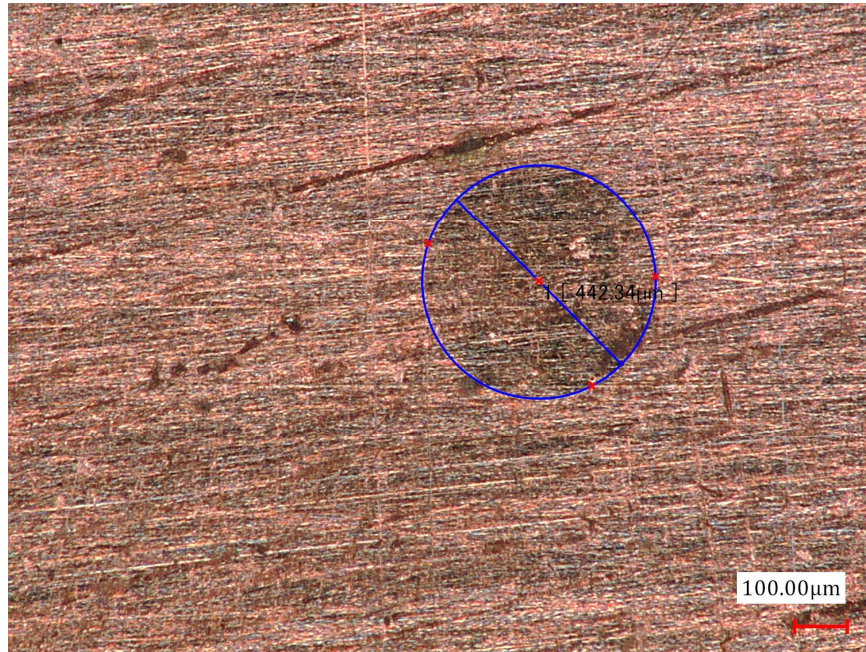


図 2. 26 基準荷重により形成された圧痕画像 材料 C1020

2. 4 結言

本章では、以下のことが明らかとなり、精度良く実験データを取得するための条件を決定した。

球圧子の圧痕表面は、なめらかな面が形成されているのに対して、円錐圧子の圧痕は抉られたキズや、削りとられた堆積物が観察された。45C 材および無酸素銅 C1020 でも同様の現象が確認された。また、押し込み深さと接触投影面積の比が一定である円錐圧子よりも、接触面積の変化が大きな球圧子を用いたほうが、同じ押し込み深さでは、より広い範囲の平均的な材料特性を反映した結果が得られると考える。以上の理由から本研究では球圧子を用いる。

圧子を外した状態で、荷重を負荷した際の $P-h$ 曲線を取得した結果、弾性変形をしていることが確認できた。その結果を基に、装置側の弾性変形量を得た。その結果計算したバネ定数 k_1 は、28.01 kN/mm である。

表面粗さを意図的に変えた試験片を用いて押し込み実験をおこなった結果、圧痕深さの標準偏差 S は、コンターカットのままでは $4.96 \mu\text{m}$ 、#2000 では $2.32 \mu\text{m}$ であり、表面粗さが細くなるにつれ小さくなり、同様に正規分布の幅も小さくなった。研磨紙の番目と粗さ計により測定した平均算術粗さ Ra には相関がある。

潤滑の有無による、圧子押し込み深さの影響は、ほとんど差が見られなかった。初期基準荷重 98N を与えた状態で形成される圧痕は、使用圧子直径 1.59 mm 、S45C 材の場合 5 回の平均値で圧痕直径は $190.3 \mu\text{m}$ 、圧痕深さは $5.7 \mu\text{m}$ であった。また、使用圧子直径 6.35 mm 、C1020 材の場合、圧痕直径は $429.8 \mu\text{m}$ 、圧痕深さは $7.3 \mu\text{m}$ であった。次章では基準荷重による押し込み深さも考慮した FE 解析モデルを検討する。

第 3 章

圧子押込み実験の FE 解析

第3章 圧子押込み実験のFE解析

3. 1 緒言

本章では，材料定数同定のための基礎的な検討を行う．押込み実験から得られた $P-h$ 曲線と，FE 解析により得られた同曲線が一致するとき，解析の材料定数値が適切であると考えられる．よって，未知の材料においても， $P-h$ 曲線が一致すれば，材料定数値の同定が可能となる．実験結果を精度良く再現するためには，圧子押込み実験を精度良く再現する FE モデル，特に実験装置の弾性変形を正しく反映した FE モデルが必要である．また，FEM を用いた計算は，境界値問題を要素と節点で離散化することで近似解を求める手法であり，近似誤差を最小化するためには，適切な要素分割を行う必要がある．本章では，有限要素法解析の方法，条件，解析結果について示す．なお，FE 解析には構造解析プログラム ANSYS12.1 を用いた．

3. 2 解析方法

3. 2. 1 実験装置の弾性変形の考慮

実験の再現性の高い FE モデルの実現のためには，装置すべてを忠実に FE モデル化することが望ましいが，汎用性と解析コストの面から実用的でないと考える．そこで 2. 3. 2 節で求めた装置側のバネ定数 k_1 に加えて，圧子と圧子を保持するホルダーのバネ定数 k_2 を新たに求め，それらの合成バネ定数 K を境界条件に用いた FE モデルを用いる．機械側の剛性をバネ要素で表現することにより，実現象の弾性変形を考慮した簡略化が可能と考える．

なおここで，実験では圧子押込み時に材料側が塑性変形するため，圧子とホルダー分の弾性変形量を直接取得するのが困難である．そこで圧子と，圧子ホルダーについては実形状を忠実にモデル化した FE モデルを使用して，単位荷重を与えた際の変位量から

バネ定数 k_2 を求めた。

3. 2. 1. 1 解析条件

解析条件を図 3. 1 に示す。解析モデルは、 $1/4$ 、 90° 分の 3 次元モデルとした。テトラ 2 次要素を使用した。圧子ホルダーのヤング率 E は 210 GPa，ポアソン比 ν は 0.3 とし、同様に超硬球はタングステンカーバイトを想定し、500 GPa, 0.26 とした。球圧子と、圧子ホルダーの接触面はすべりを考慮した。FE モデルは、テトラ 2 次要素を使用しメッシュサイズは、0.1 mm 以下とした。拘束条件は、Hertz の弾性接触理論から導出される式 (5)により、球と平面の接触投影面積 A を求め FE 解析における接触面積とした。具体的には球の半径の約 1%を拘束した。

$$A = \pi a = \pi \left\{ \frac{3}{4} Fr \left(\frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \right) \right\}^{2/3} \quad (5)$$

ここで、 a は接触半径、 r は圧子半径、 F は押し込み荷重、 E_1 、 E_2 は圧子と材料のヤング率、 ν_1 、 ν_2 はポアソン比である。荷重は圧子ホルダー肩部に軸方向に単位荷重を与えた。

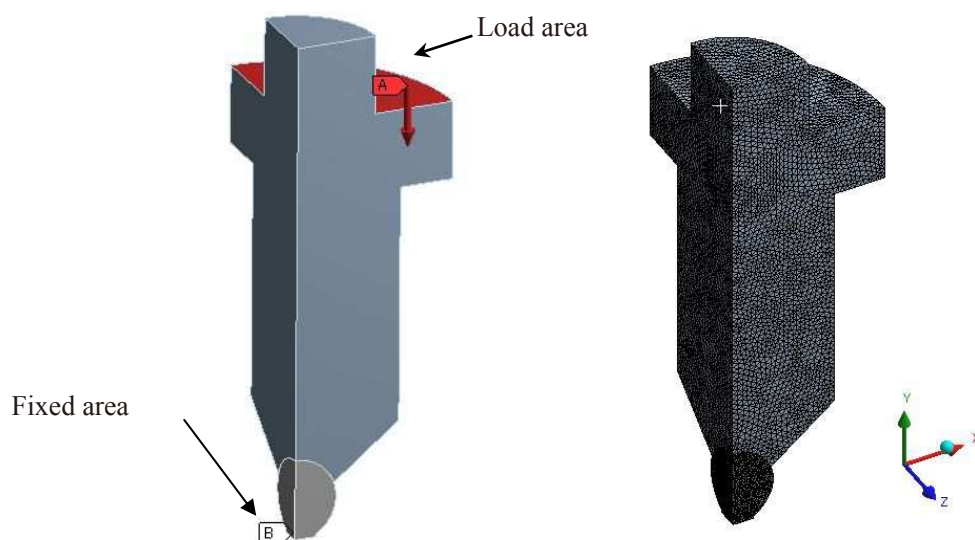


図 3. 1 圧子ホルダーおよび球圧子の弾性変形解析モデル図

以上の解析結果から求めた圧子ホルダーと圧子の合成バネ定数 k_2 は、圧子直径 1.59 mm のとき 72.03 kN/mm, 圧子直径 6.35 mm のとき, 245.3 kN/mm 程度である. 圧子を含めた実験装置側の合成バネ定数 K は以下の式(6)で計算できる.

$$K = \frac{k_1 k_2}{k_1 + k_2} \quad (6)$$

計算の結果, 圧子を含めた実験装置側の合成バネ定数 K は, 使用圧子直径 1.59 mm のとき, 20167.2 N/mm, 直径 6.35 mm のとき, 25138.8 N/mm であった.

3. 2. 2 解析条件

圧子押し込み実験の解析モデルを図 3. 2 に示す. 2次元軸対称モデルとし, 圧子の圧入を模擬するため, バネ要素に圧子軸の変位計測結果に基づく強制変位量を与えた. 2. 3. 5 節で示した, 初期基準荷重による変形も考慮し, 接触直後からの押し込み実験を再現する. 圧子の弾性変形量はバネ定数 k_2 に反映させているため剛体として扱い, 試験片は弾塑性体とした. なお, 圧子を弾性体とせずに剛体 (ヤング率を無限大) とした場合の接触投影面積 A の誤差は, 式(5)の計算の結果 1%以下であり, 無視できるものと考ええる. 解析条件を表 3. 1 に示す. 試験片底面は上下方向変位を拘束した. 圧子と試験片の接触面の摩擦係数は, 0.1~0.15 の範囲と仮定し^{28),40),42),43)}, $\rho = 0.12$ で一様とした. 解析に使用する圧子は, 実験と同様に S45C 材は 1.59 mm, C1020 材は 6.35 mm とした. 材料構成則は, 加工履歴を考慮しないため, 等方硬化則とした. また材料の温度変化は考慮しない.

FE 解においては, 厳密解に近い妥当な値を得るために, 対象に応じて適正なメッシュ分割を行う必要がある. そこでメッシュサイズを圧子直径の 1~10%とした場合の

$P-h$ 曲線を比較した。このときの、材料パラメータ値は、押し込み荷重 0.59 kN、圧子直径サイズ 1.59 mm 材料パラメータ値は、ヤング率 207 GPa, ポアソン比 0.33, 加工硬化則 $\sigma = 738.1\epsilon^{0.2}$ の材料とした。

比較結果を図 3. 3 に示す。図 3. 3(a) は 4 節点 1 次要素, それぞれ圧子直径に対して 1~10% のメッシュサイズとした結果である。メッシュサイズが小さいほど, 荷重負荷曲線がなめらかとなり, 最大荷重値も固有の値に収束する。図 3. 3(b) は, 8 節点 2 次要素との比較結果である。本結果から 4 節点 1 次要素でも圧子直径の 1% 程度のメッシュサイズであれば, 十分なめらかな $P-h$ 曲線が得られていることが確認できる。本研究では 4 節点 1 次要素を用いる場合, 接触面近傍のメッシュサイズを圧子直径の 1~3% 以下となるよう設定した。仮に圧子直径の 3% とした場合, 8 節点 2 次要素の解析結果に対して荷重最大点で 2% 程度の荷重誤差が生じる。

以上の検討結果から, 接触面近傍のメッシュサイズは, 18.5 μm に設定し (圧子直径 1.59 mm の約 1.2%), 圧痕の影響がない範囲はメッシュを粗くした(最大 0.5 mm)。S45C 材の場合, 試験片サイズ半径 7.5 mm, 高さ 20 mm のモデルで, 総要素数 5184 であった。

表3. 1 圧子押込み実験の解析条件

Indenter diameter	Fixed size over all the experiments
Test piece size	
Element type	2D axisymmetric solid The 4-node first-order element
Element size [μm]	1~3% of the indenter diameter 18.5
Load conditions	Imposed displacement to the spring element
Boundary conditions	Contact: Sphere indenter Target: Test piece
Coefficient of friction ρ	0.12
Spring constant K [N/mm]	20167.2
	Indenter diameter 1.59 mm
	25138.8
	Indenter diameter 6.35 mm

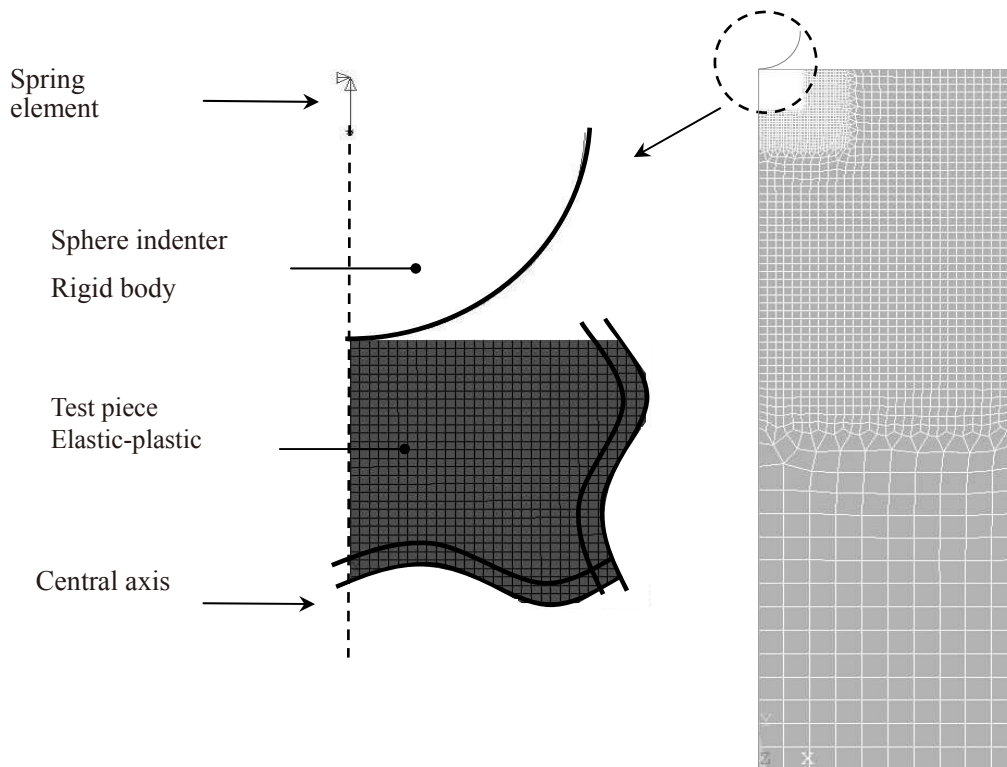
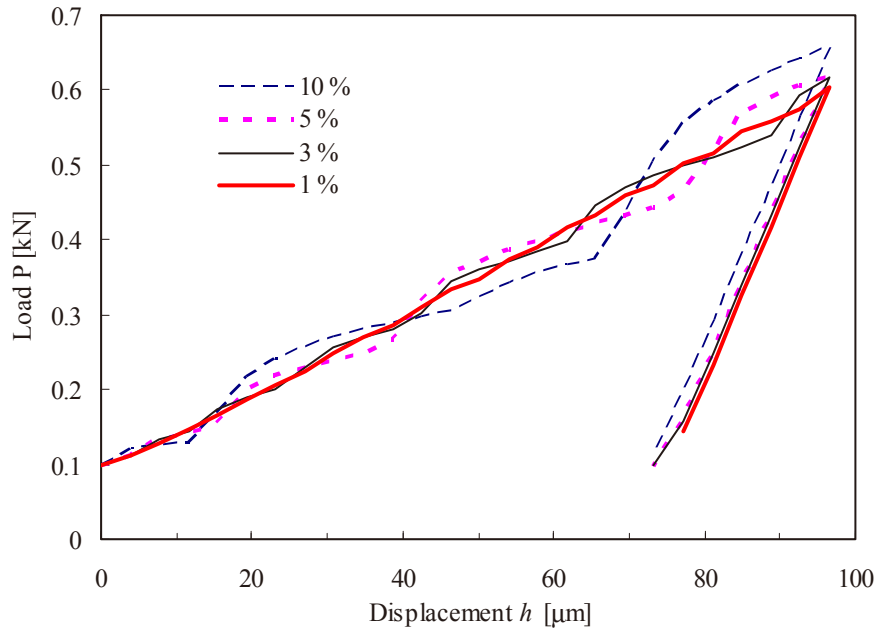
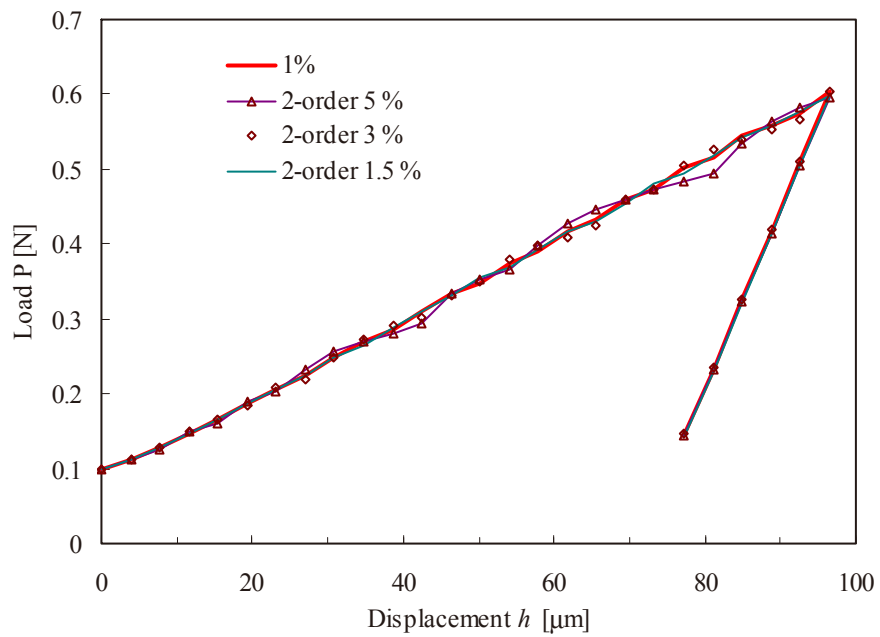


図3. 2 圧子押込み実験のFE解析メッシュモデル



(a) Comparing with 1st order elements



(b) Comparing with 2nd order elements

図 3. 3 要素サイズの違いによる $P-h$ 曲線の誤差

3. 3 結言

本章では、圧子押込み実験を精度良く再現する FE モデルの構築において、本問題と 2 次元軸対称モデルとし、機械側の弾性変形をバネ要素で代替した簡略化 FE モデルを検討した。圧子ホルダーと圧子の合成バネ定数 k_2 は実寸法を忠実にモデル化した FE 解析から求めた。なお、この時の圧子接触面積は圧子直径の約 1 % と仮定して計算した。この FE 解析の結果と、2 章の実験で取得した圧子を除く機械側のバネ定数 k_1 の結果から、圧子を含めた実験装置側の合成バネ定数 K を算出した。使用圧子直径 1.59 mm のとき、20167.2 N/mm、直径 6.35mm のとき、25138.8 N/mm であった。

また、FE 解析上での圧子の取り扱いについて、圧子の弾性変形に伴う接触面積の変化は、Hertz の弾性接触理論より導出される式で計算した結果、弾性体と剛体との差が 1 % とわずかであったため、剛体として扱った。また、適正なメッシュサイズについて検討した結果、接触面近傍の圧子直径の 1 % 程度の要素長とすることで、4 節点 1 次要素でも、8 節点 2 次要素での計算結果との誤差がなく、なめらかな $P-h$ 曲線が得られることを確認した。この結果を基に、使用圧子直径 1.59 mm では、接触面近傍のメッシュサイズを 18.5 μm とした。

以上の検討により、塑性変形を扱うモデルでありながら、試験片寸法 $\phi 15 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$ のモデルを再現するための総要素数を 5200 以下とした。これにより、1 回の FE 解析に必要な計算時間を最小限に抑えることができると考える。

提案 FE モデルは、スプリング要素のバネ定数の値を、装置固有の値に変更することで汎用的に利用できる。次章において、本 FE モデルを用いた材料定数同定の精度確認および基礎的検証を行う。

第 4 章

最適化手法を用いた材料定数値の同定

第4章 最適化手法を用いた材料定数値の同定

4.1 緒言

前章では、圧子押し込み実験を模擬した FE 解析モデルを検討した。本章では、圧子押し込み実験と FE 解析、最適化手法を用いた材料定数値の同定の概要と手順を示すとともに、同定結果を示す。さらに、引張試験・圧縮試験から求めた既知の材料定数値との比較を行い、同定精度を検証する。

4.2 同定方法

ここで実験と FE 解析により得られた $P-h$ 曲線が一致する材料定数を求める最適化問題を考える。図 4.1 に示す $P-h$ 曲線において、実測値と FE 解析の結果との誤差を最小化するための評価関数 W を次式に示す残差二乗和で表す。

$$W = \sum_{i=1}^l (Pex_i - Pre_i)^2 \quad (7)$$

ただし、 Pex_i は任意の圧子押し込み深さ h_i における荷重の実験値を示し、 Pre_i は荷重の FE 解析の結果を、 l は最大データ数を表す。次に計算コストを抑えつつ効率的に最適解を求めることを目的とし、材料定数値の最適化には次式に示す定数 β と変数 x からなる 2 次多項式による応答曲面近似^{38), 39)}を用いる。

$$y = \beta_0 + \sum_{i=1}^l \beta_i x_i + \sum_{i=1}^l \beta_{ii} x_i^2 + \sum_{i < j}^l \beta_{ij} x_i x_j \quad (8)$$

なお、式(7)は、求めたい材料定数を含む変数 x を入力値とした FE 解析の実施結果から導出される。 W が最小値となるよう近似式を式(8)で決定するので、等価的に $W=y$ と捉

えて差し支えない。ここで、評価関数 W は残差二乗和であり負の値はとらない。従って最も望ましい応答 y の最小値は 0 である。なお応答曲面と変数 x の関係は、2 変数ごとに応答 y の値を等高線グラフに示すことで、おおよその傾向が可視化できる。

パラメータ同定は次の(1)~(4)の手順で行なう。

- (1) 制約条件内で、D 最適計画^{39),44)}により変数 x の組み合わせを求める。
- (2) (1)の条件で FE 解析を実施する。
- (3) (2)の結果から、応答 y を求める。
- (4) 乱数で与えた変数の組み合わせから、応答 y が最小になる組み合わせを選択する。

ここで扱う変数の数に制限はないが、たとえば、圧子と材料の接触摩擦係数は、2.3。4 節の実験結果から低感度であると判断できるので、変数とせず、一般値を参考に定数として扱う。求めるべき未知の変数を限定することで、問題を単純化することができる。と考える。

$P-h$ 曲線一致による材料定数値の同定に関する研究はカルマンフィルタを用いた手法³⁰⁾や、ニューラルネットワークによる手法^{45), 46)}などがある。これらの手法は、オンラインで実施する手法として有効と考えるが、未知のデータを精度よく推定するためには、多量の学習データを必要とする。本手法は、D 最適計画により、良好な回帰式を与えるよう実験計画を最適化する。なお以上の計算・導出にはフリーソフト (RSMaker for Excel 1.0) を使用した。

応答曲面の近似精度の評価には、推定値の当てはまりのよさを表す、自由度調整済決定係数⁴¹⁾を指標として用いる。1 に近いほどよい推定値をあたえるため、0.9 以上を指標とする。一度近似精度の良い応答曲面が作成できれば、後は、FE 解析を用いず近似式から同定でき、計算コスト面で繰り返し計算を必要とする前記の数理計画法に比べて有利と考える。

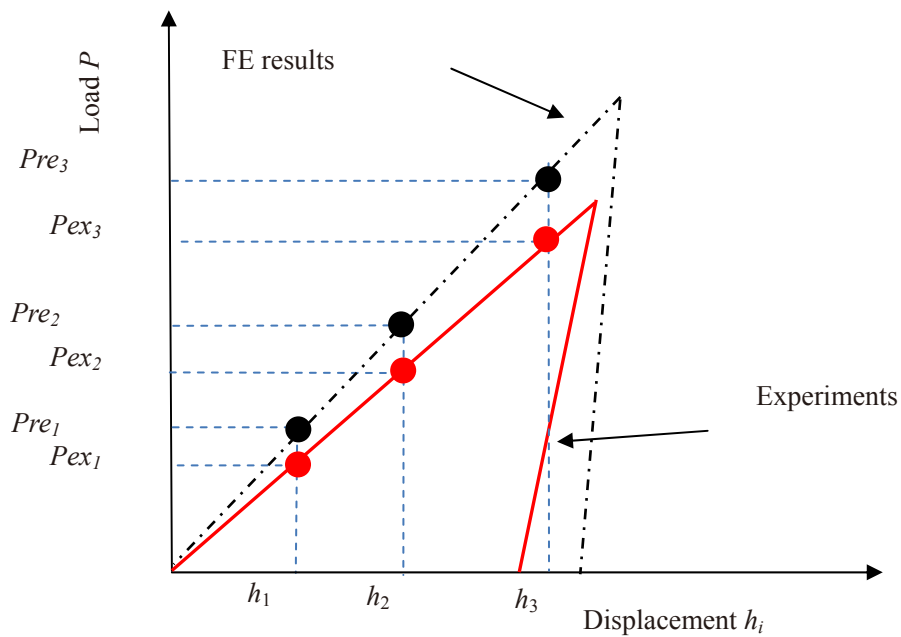


図4. 1 実験とFE解析の $P-h$ 曲線の比較

4. 3 材料定数値の同定結果

4. 3. 1 加工硬化特性の同定 構造用炭素鋼

4. 3. 1. 1 同定結果

ここでは、弾性特性が既知と仮定して、加工硬化特性の同定を行う。構造用炭素鋼 S45C の同定結果を示す。同定する材料定数値として、式 (9) に示す指数硬化則の加工硬化係数 C を変数 x_1 、加工硬化指数 n を変数 x_2 とする。

$$\sigma = C\varepsilon^n \quad (9)$$

FE 解析に用いた材料のヤング率 E は 207 GPa とした。この値は、同一材料を用いた引張り試験の結果（引張部直径 $\phi 8$ mm の丸棒，引張速度 0.03 mm/sec）より同定した。またポアソン比 ν は 0.33 と仮定した。

押し込み荷重 0.59 kN，使用圧子直径 1.59 mm，実験値は、5 回の実験結果の $P-h$ 曲線

を近似した。ここで、 $P-h$ 曲線の荷重負荷行程を 2 次近似した結果、荷重負荷曲線の 2 次の定数項は 2×10^{-5} と小さく無視できるため、押込み開始点、最大荷重—最大変位点、荷重除荷点の 3 点の平均値を直線で結んだ値とした。ここで、任意の押込み深さ h_i における荷重の実験値 Pex_i は、直線の傾きから求めた計算値を用いた。

なお、 $P-h$ 曲線の非線形性が強い場合は必要に応じて多直線近似を行う。その他の FE 解析条件は、表 3. 1 に基づいて設定した。

パラメータ値の同定過程以下に示す。あらかじめ想定される金属の材料定数値は現実的に金属材料がとり得る範囲に制約条件として与える。1 回目の制約条件を表 4. 1 に、2 回目の制約条件を表 4. 2 に示す。1 回目の制約条件は、中心値を 1000 MPa, 0.2 と設定し、 $\pm 50\%$ を上下限值とした。2 回目の制約条件は、1 回目の同定値（評価関数 W の値が最も小さくなる組み合わせを）を中心値とし、 $\pm 10\%$ の範囲とし、1 回目の最適解近傍のより細かい範囲に限定した。なお、実験計画は 16, 20, 24, 30 通りでそれぞれ計算した結果をもとに、十分な近似精度を与えつつ、計算回数の少ない 24 通りを選択した。このときの実験計画の良さを判断する指標の D 設計効率、1 回目の実験計画が 43.1%、2 回目の実験計画が 47.2% であった。

応答曲面 y の推定結果を図 4. 2 に示す。図 (a) に示す 1 回目の応答曲面の精度を表す指標の自由度調整済決定係数は、0.991 である。図 (b) に示す 2 回目の自由度調整済決定係数は、0.969 である。1 に近いほど精度の良い近似であり、十分な精度が得られていると判断できる。それぞれの制約条件の範囲でパラメータ値（変数 x ）の 24 通りの組み合わせを基に、応答曲面近似を行った結果から求めた同定値を表 4. 3 に示す。なお、このときの式 (7) で示した評価関数 W の値は、1 回目、2 回目、3 回目が 2152.04, 4761.04, 4761.04 であった。

表 4. 1 1 回目の制約条件

	Strength coefficient C	Work-hardening exponent n
Lower	500	0.10
Upper	1500	0.30

表 4. 2 2 回目の制約条件

	Strength coefficient C	Work-hardening exponent n
Lower	1296	0.098
Upper	1584	0.112

表 4. 3 同定結果

	Strength coefficient C	Work-hardening exponent n
1st optimal results	1440	0.102
2nd optimal results	1334	0.104
Reference value Identified by tensile test	1165	0.105

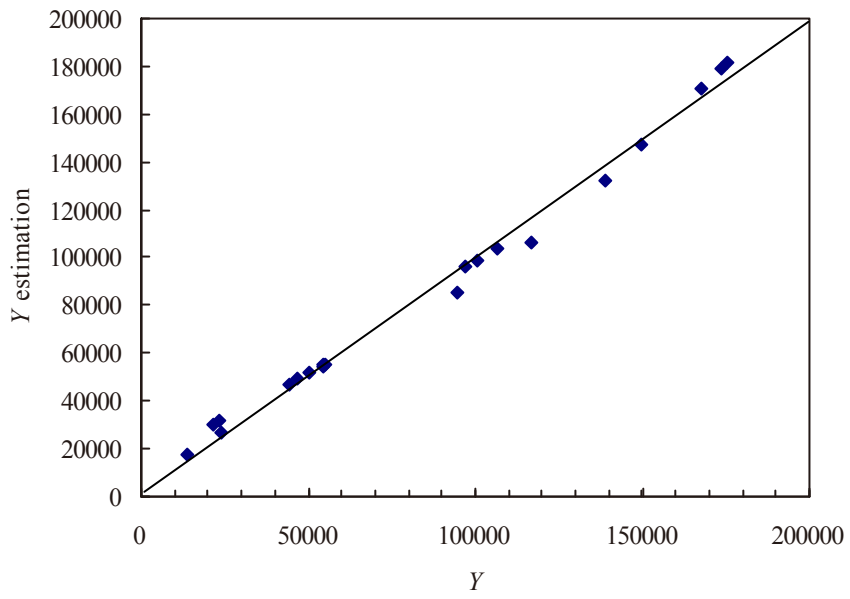


图 4. 2 応答曲面推定結果 1 回目

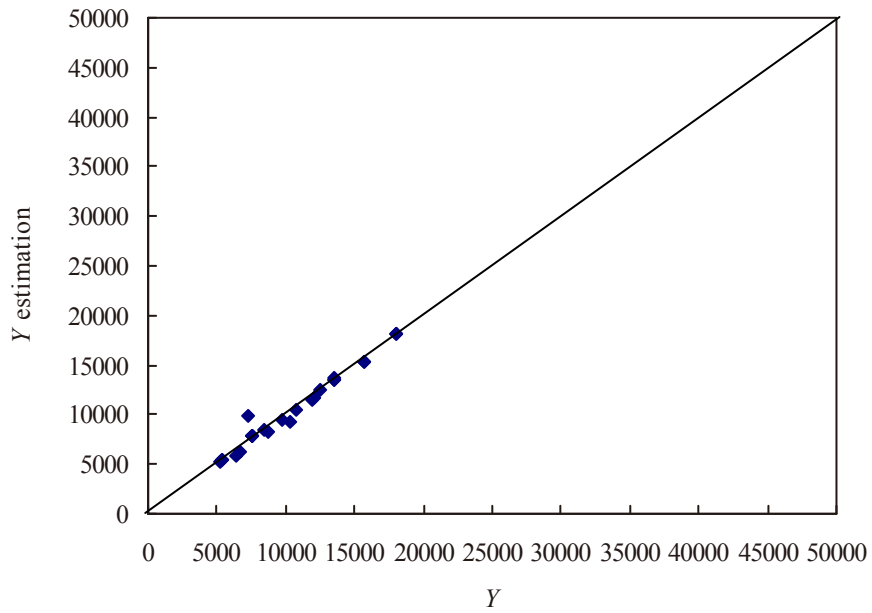


图 4. 3 応答曲面推定結果 2 回目

ここで、図4.3に対応する2回目の応答曲面の等高線グラフの例を図4.4に示す。本問題では加工硬化係数 C を変数 x_1 、加工硬化指数 n を変数 x_2 とおいた。応答 y が最小となる加工硬化係数 C と加工硬化指数 n の値は表4.3の同定結果近傍であり、同定結果が妥当であるとともに、応答 y の最小値が一意に決まる単純な曲面であることが確認できる。このように等高線に示すことで、応答曲面の傾向を可視化でき便利である。ただし、等高線グラフはあくまでも2変数と応答 y の関係に限ったものであること、また扱う問題により傾向が異なることが予想される。必要に応じて等高線グラフを活用することが望ましいと考える。

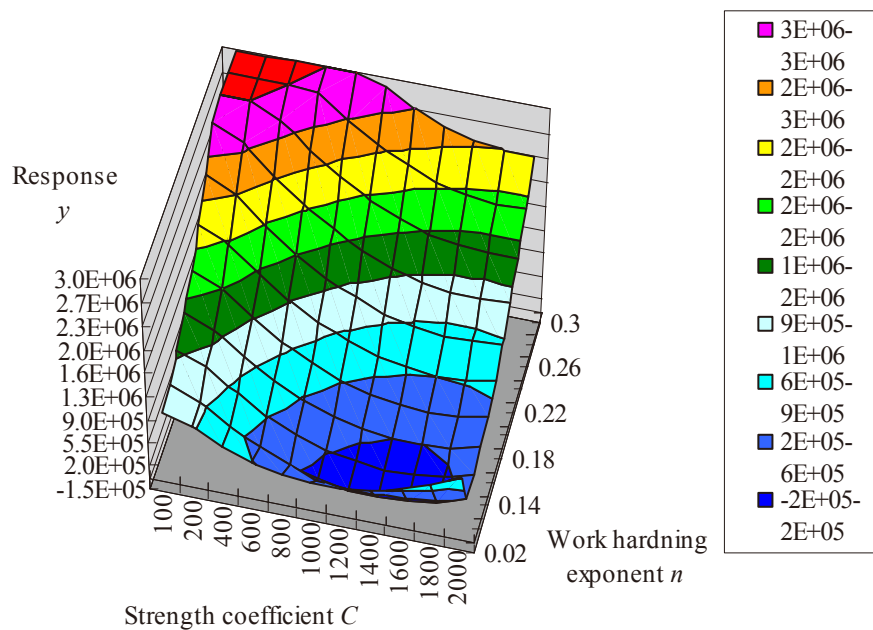


図4.4 応答曲面の等高線グラフの例

同定に用いた $P-h$ 曲線を図 4. 5 に示す. 荷重負荷, 除荷曲線とも概ね実験値に一致した.

同定した指数硬化則に基づく応力-ひずみ曲線を図 4. 6 に示す. 同定結果は, 引張試験の結果から求めた値に対して, ひずみ ϵ が1.0のときの応力 σ が 14 %ほど高い値である. しかしながら, 引張圧縮による応力-ひずみ曲線の違いは, 炭素鋼の場合, 圧縮曲線のほうが一般的には高くなるとの報告⁴⁸⁾がある. また, 実際の引張試験はひずみゲージが破損するまでの領域で, ひずみ値 0.13 までの結果を基に同定を行っており, それ以上のひずみの領域の値は, 推定値である. 引張試験に基づく加工硬化指数 n 値および加工硬化定数 C 値の決定方法は, JISZ2253:2011⁴⁹⁾に基づいて導出した. 具体的には, 降伏伸びの終点から最大荷重に達するまでの間の 5 点以上の測定点より真応力, 真ひずみの対数を求め, 横軸にひずみ, 縦軸を応力としたグラフの傾きが加工硬化指数 n , 切片の自然対数が加工硬化定数 C である. なお, 引張試験の結果は, 最大 0.13 程度のひずみ領域より求めた.

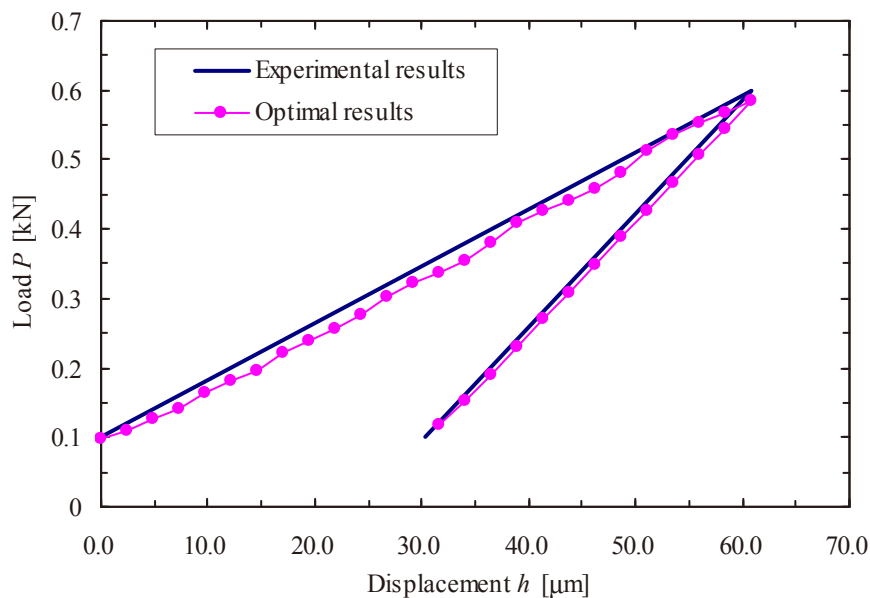


図 4. 5 実験および FE 解析から得た $P-h$ 曲線の比較
材料 S45C, 荷重 0.59 kN, 圧子直径 1.59 mm

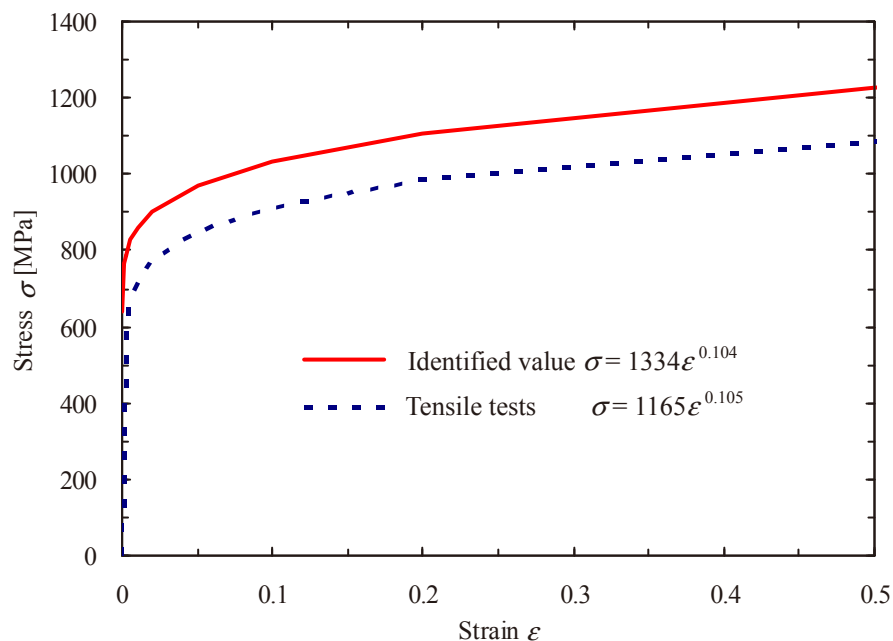


図 4. 6 n 乗硬化則に基づく応力 - ひずみ特性の同定結果比較

4. 3. 1. 2 FE 解析結果

ここで、同定した材料定数値を用いた、FE 解析結果の圧痕状態、鉛直方向変位分布を図 4. 7 に示す。本荷重負荷前後の実験値の変位差の平均値は $30.4 \mu\text{m}$ 、FE 解析の全荷重除荷後の圧痕中心部の鉛直方向最大変位差は $28.5 \mu\text{m}$ であり、圧痕寸法は概ね一致することが確認できる。さらに、圧痕中心部は下方向（マイナス側）に沈み込んでいるのに対して、圧痕外周部の変位はプラスであり、盛り上がり確認できる。

圧痕形成過程の押し込み深さ 30, 50, 100 %における相当塑性ひずみ分布を図 4. 8 ~ 4. 10 に示す。それぞれ最大で、押し込み深さ 30%のとき、0.064、押し込み深さ 50%のとき 0.083、押し込み深さ 100 %のとき、0.12 程度の相当塑性ひずみが発生している。

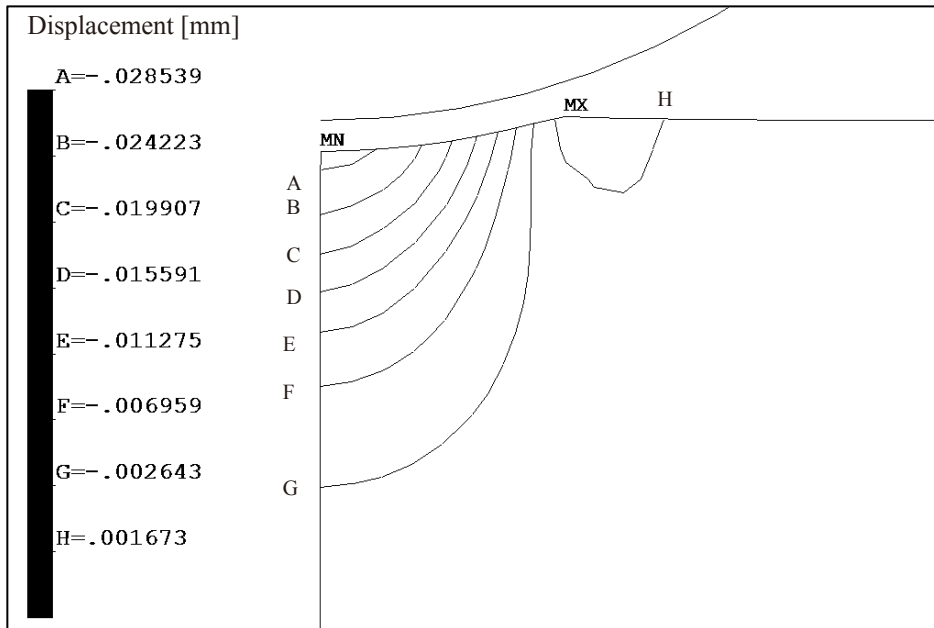


図 4. 7 荷重除荷後の圧痕形状（鉛直方向変位分布）

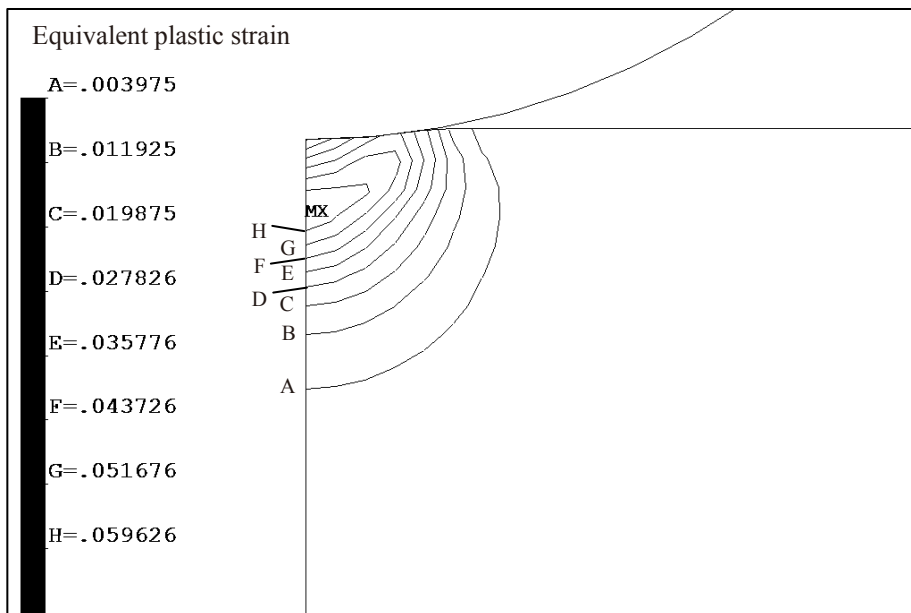


図 4. 8 相当塑性ひずみ分布 押し込み深さ 30%

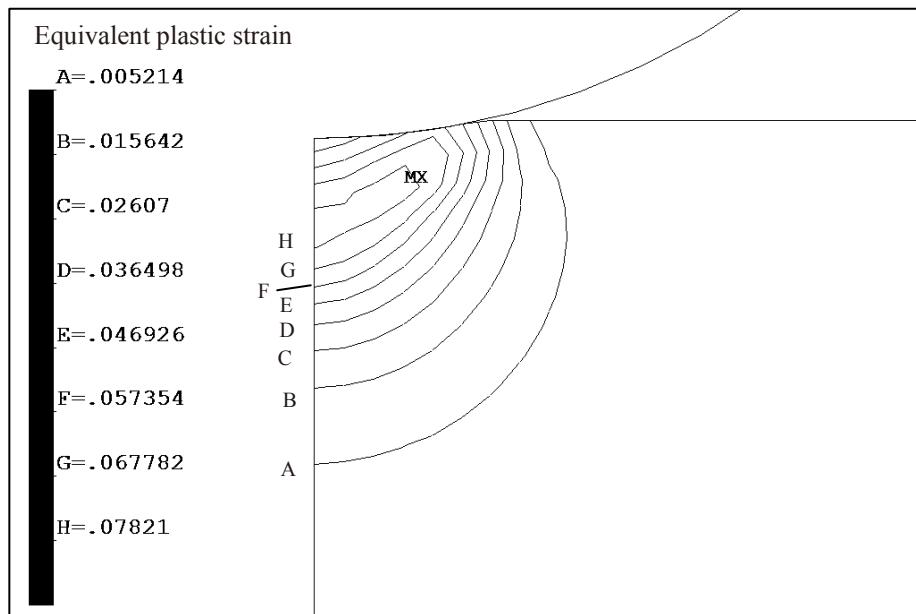


図 4. 9 相当塑性ひずみ分布 押し込み深さ 50%

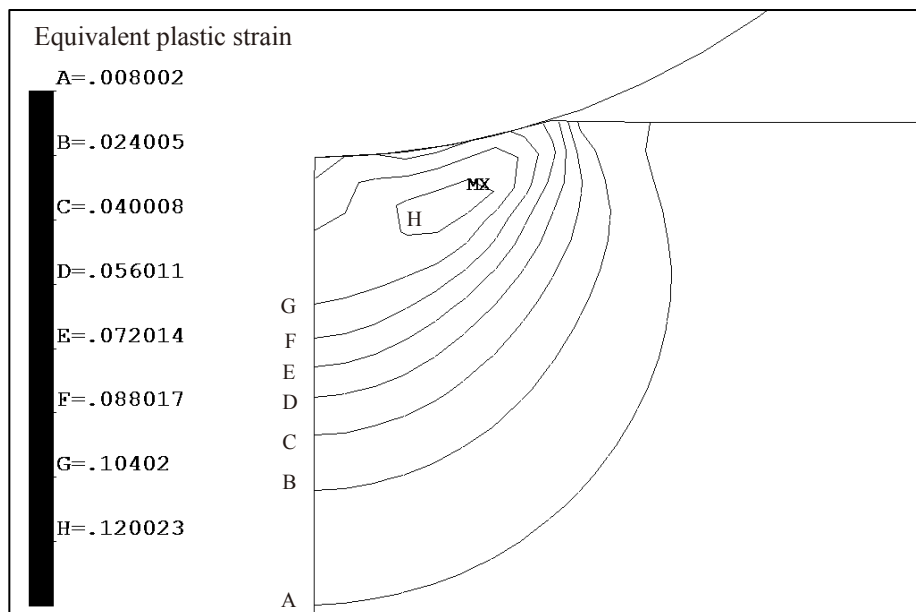


図 4. 10 相当塑性ひずみ分布 押し込み深さ 100%

4. 3. 2 弾性特性の同定 無酸素銅

無酸素銅 C1020 の同定結果を示す．ここではリング圧縮試験²²⁾（試験片寸法は外径 9 mm，内径 4 mm，厚さ 1 mm のリング状試験片，圧縮速度は 0.01 mm/sec）より同定した式(9)で示した n 乗硬化則（加工硬化係数 C は 450 MPa，加工硬化指数 n は 0.17）を固定条件として，ヤング率 E およびポアソン比 ν を同定する．圧子押し込み荷重は 1.47 kN，使用圧子直径は 6.35 mm とした．縦横 40 mm×40 mm，厚さ 30 mm の試験片を用いた．試験片の写真を図 4. 1 1 に示す．試験片表面は，#2000 研磨紙により表面研磨を施した．なお，押し込み実験の個所は，等間隔に互いの圧痕の影響が及ばないよう 3 倍以上の間隔をあけた．5 回の圧子押し込み実験から得られた $P-h$ 曲線を図 4. 1 2 に示す．特に荷重負荷行程のばらつきはわずかで，直線的に変化していることが確認できる．

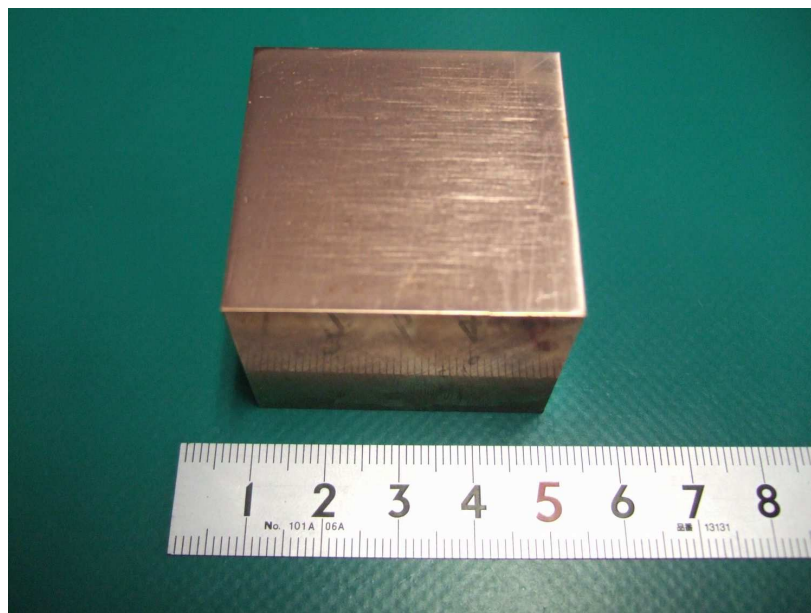


図 4. 1 1 C1020 試験片

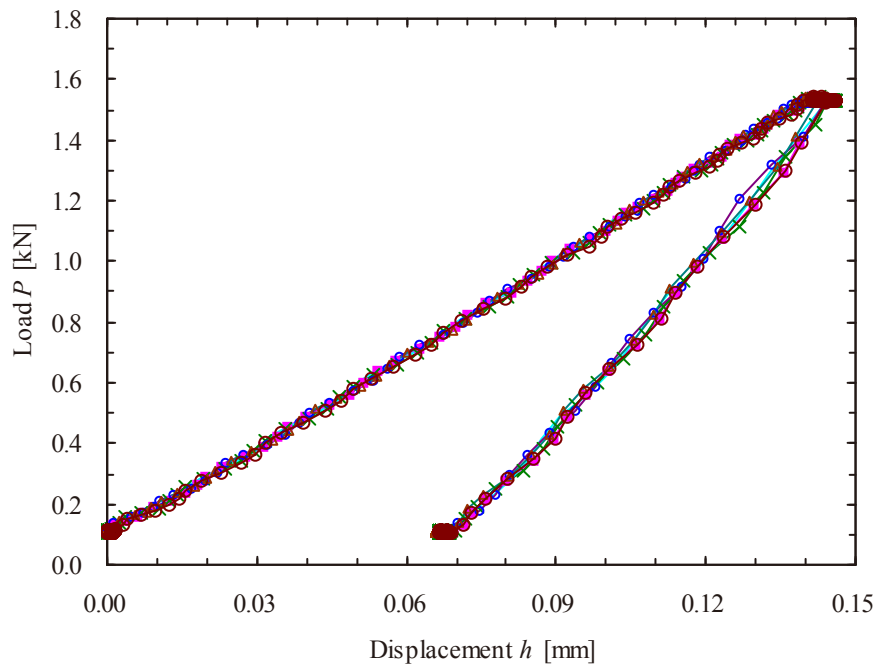


図 4. 1 2 実験から得られた $P-h$ 曲線
材料 C1020, 荷重 1.47 kN, 使用圧子直径 6.35 mm

FE 解析条件は, 表 3. 1 に基づいて実施したが, 試験片寸法は角材を等価的に $\phi 30 \text{ mm} \times 30 \text{ mm}$ の円筒形状として扱った. 材料定数の同定は 4. 2 章に基づいて実施し, 1 回の応答曲面近似の結果から式 (7) で示した評価関数 W が最小となる組み合わせを選択した. 制約条件を表 4. 4 に, 同定結果を表 4. 5 に示す. また, 応答曲面の推定結果を図 4. 1 3 に示す. この時の, 実験計画の良さを表す指標の D 設計効率 は 34.5 %, 評価関数 W の最小値は 20068.8, 自由度調整済み決定係数は 0.998 であった.

同定に用いた $P-h$ 曲線を図 4. 1 4 に示す. 実験値は, 図 4. 1 2 の結果から, 押込み開始点, 最大荷重-最大変位点, 荷重除荷点の 3 点の平均値を直線で結んだ値を用いた. 結果を確認すると, 荷重負荷行程はほぼ一致したが, 荷重除荷点は 15 % の誤差が生じた. 今回 $P-h$ 曲線の一致の評価関数は, 荷重負荷行程のみを評価しており, 荷重除荷行程の誤差が拡大したと考える. しかしながら, 表 4. 5 に示す材料定数の同定結果

は、参照値の無酸素銅の値⁵⁰⁾と比較してヤング率 E は 9.8 %，ポアソン比 ν は 5.0 % の誤差と，いずれも 10 % 以下の誤差範囲で同定できた。

表 4. 4 制約条件

	Young's modulus E	Poisson's ratio ν
Lower	96.0	0.240
Upper	144.0	0.360

表 4. 5 同定結果 C1020

	Young's modulus E	Poisson's ratio ν
Optimal results	141.6	0.357
Reference values	129.0	0.340

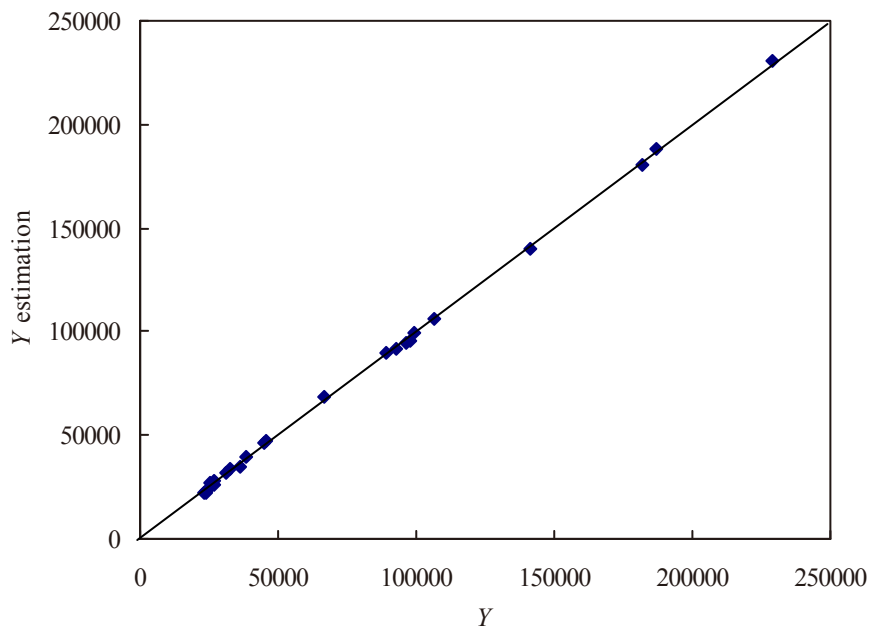


図 4. 1 3 応答曲面推定結果

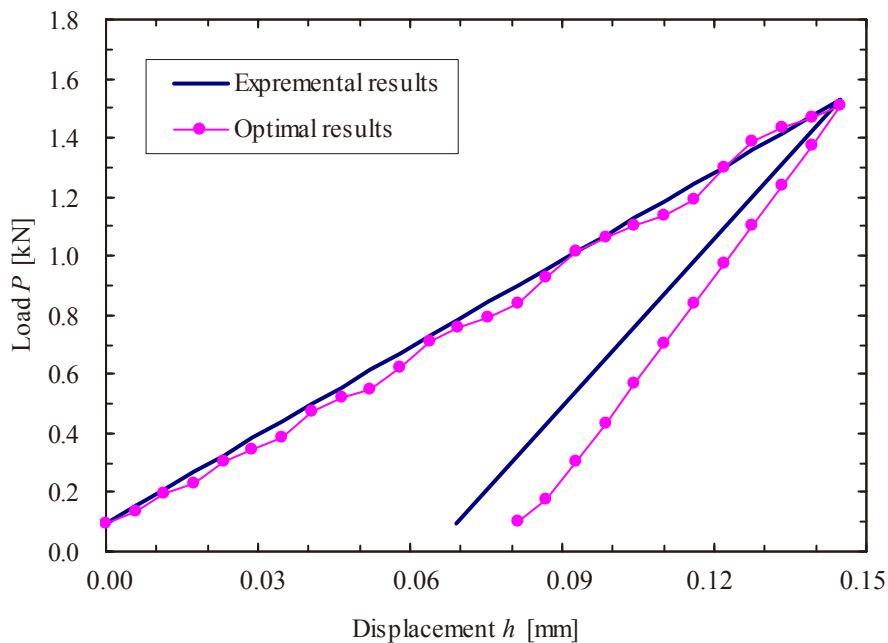


図4. 1 4 実験およびFE解析から得られた P - h 曲線
 材料 C1020, 荷重 1.47 kN, 圧子直径 6.35 mm

次に同定に用いた FE 解析結果のうち鉛直方向変位分布を図4. 1 5に示す. FE 解析結果のうち, 全荷重除荷後の, 圧痕中心部の鉛直方向最大変位量差は $81.13 \mu\text{m}$ であった. 一方で, 実験値の押し込み深さの平均値は, $69.0 \mu\text{m}$ であった. 図4. 1 4に示した, P - h 曲線の除荷行程の誤差とほぼ一致する. なお, この時の相当塑性ひずみは最大で 0.11 程度であった.

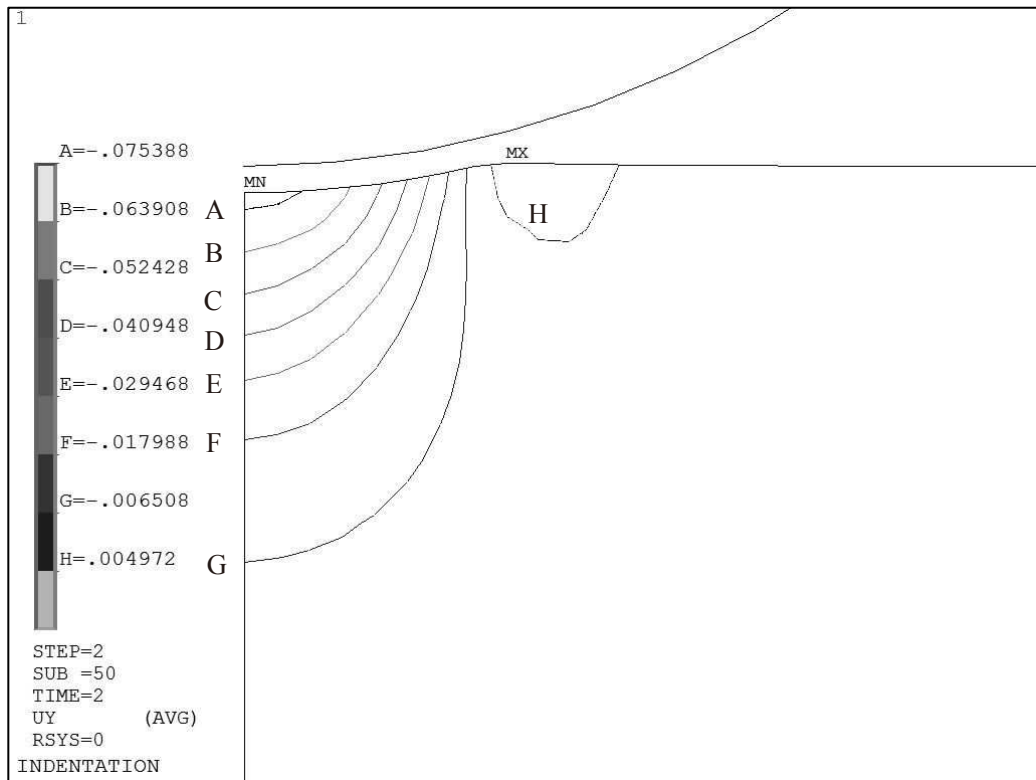


図4. 15 荷重除荷後の圧痕形状（鉛直方向変位分布）

なお、S45C の結果同様に最適解近傍で再度応答曲面近似を行うことで、より同定精度が向上する可能性がある。しかしながら今回の事例では、加工硬化則に関するパラメータ値を固定していることから導出手法の妥当性検証にとどめる。

以上の結果から、現状では荷重除荷曲線の傾きから Oliver らの手法²⁶⁾で、圧子と材料の複合的な押し込み弾性率からヤング率を求めることが一般的であるが、本手法では荷重負荷曲線のみを用いて、ヤング率 E およびポアソン比 ν を同定することができた。

4. 3. 3 汎用性検証 ステンレス鋼、アルミニウムの材料定数値同定

4. 3. 3. 1 実験方法

手法の実用性を検証するため、プレス加工に用いられる一般的な金属材料として、ステンレス鋼 SUS304 およびアルミニウム合金 A1070 について、ヤング率 E 、ポアソン比 ν 、加工硬化則の同定を行った。ここでは式(10)に示す Ludwik 則を適用し、降伏応力 σ_y 、

加工硬化係数 F ，加工硬化指数 n の同定を試みた。

$$\sigma = \sigma_y + F(\varepsilon - \varepsilon_y)^n \quad (10)$$

ここで降伏ひずみ ε_y は， σ_y / E である。

比較値として，引張試験より同定した値と，圧縮試験の結果を示す．実験方法を以下に示す．

(1) 単軸引張試験

SUS304 は直径 8 mm，A1070 は直径 14 mm の丸棒試験片を用いて，引張圧縮試験機（島津製作所製 100kN）により，引張速度 0.03 mm/sec で引張試験を行い，それぞれ 3 本の平均値を用いた．ヤング率 E は試験片伸び部にひずみゲージを貼り付け，弾性領域の計測値から算出した．ポアソン比 ν は一般的な値^{51), 52)}を引用する．降伏応力 Y_p は，実験データの降伏点が不明瞭なため，0.2 %耐力を用いた．応力-ひずみ特性は，JIS Z 2253:2011 に基づき同定した．図 4. 1 6 に引張試験の概観および引張部の拡大図を示す．



装置外観



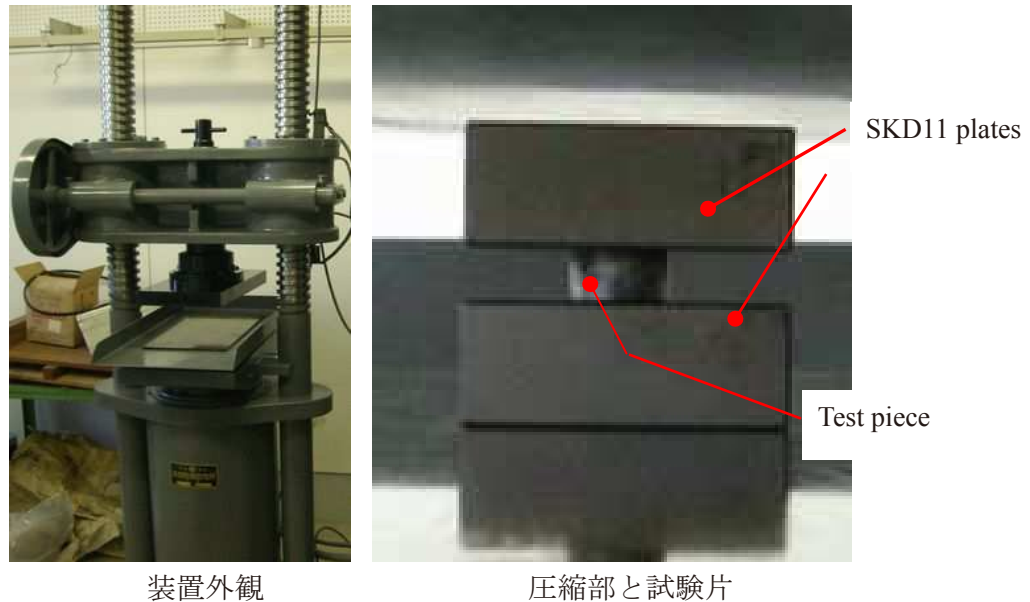
引張部と試験片

図 4. 1 6 引張試験装置

(2) 単軸圧縮試験

SUS304, A1070 とともに直径 10 mm 高さ 20 mm の円筒試験片を用いて, 圧縮試験機 (森試験機製作所製 980kN) により, 圧縮率が最大で 50~70 %程度となるよう段階的に荷重を加え, 荷重と試験片寸法を都度測定し, 真応力-真ひずみ値を得た. なお, 試験片は治具(SKD11)で上下を挟み込み, 接触面にはモリブデンを主成分とするグリースを塗布した. 本試験では応力-ひずみ特性のみを求めた. 圧縮試験装置の概観と圧縮部の拡大写真を図 4. 17 に示す.

圧子押し込み実験は, SUS304 は直径 1.59 mm, A1070 は直径 6.35 mm の球圧子を使用し, 押し込み荷重はともに 0.59 kN とした. 試験面は#2000 研磨紙により表面研磨を施し, それぞれ S45C 材と同様の手順で材料定数値を同定する.



装置外観

圧縮部と試験片

図 4. 17 圧縮試験装置

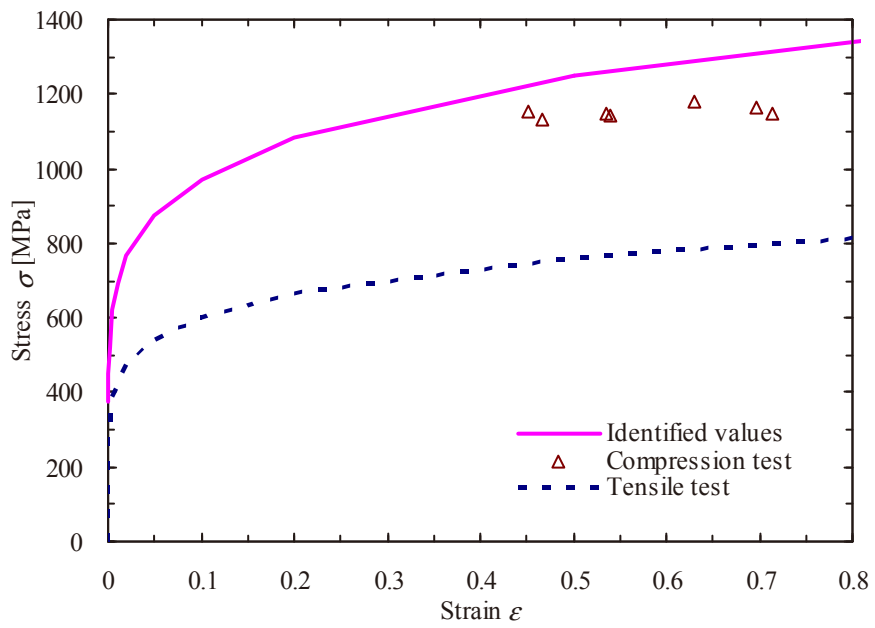
4. 3. 3. 2 実験と同定結果の比較

同定結果と、引張試験より求めた値を表 4. 6 および図 4. 1 8 に示す。圧縮試験の結果は、図 4. 1 8 のグラフにのみプロットする。なお、表中の W は、3 章 1 節、式 (7) で示した評価関数の残差である。弾性特性は、いずれも 10 % 以内の誤差範囲で同定できた。降伏応力は 0.2 % 耐力と比較すると SUS304 で 30 % 以上の誤差であるが、230 MPa との報告⁵¹⁾もある。また、応力-ひずみ特性は、いずれも圧縮試験結果に近い特性であることが確認できた。

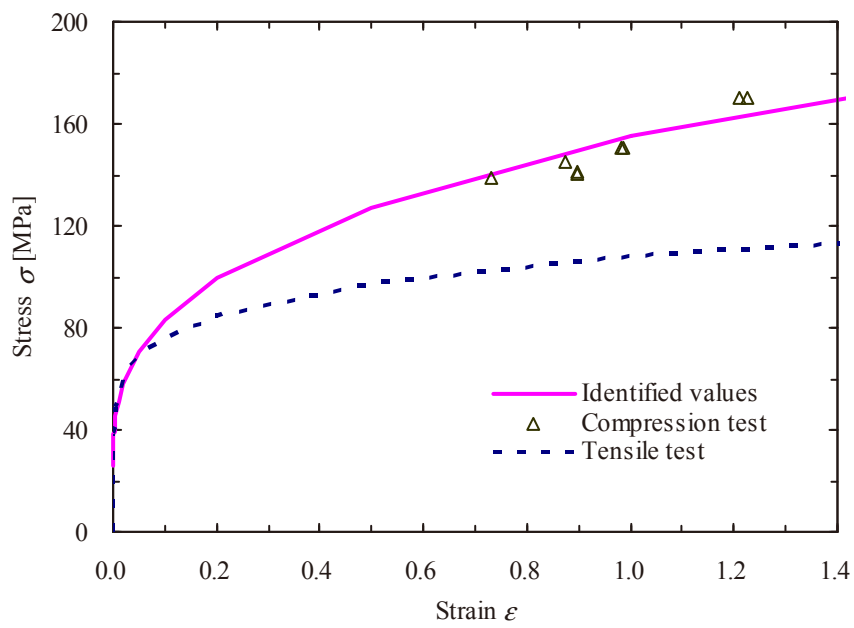
以上の検証結果により、本手法により同定したパラメータ値は、材料や値によって同定誤差の大小はあるものの、プレス加工に用いられる一般的な材料のパラメータを取得するうえで、許容できる誤差範囲で十分な実用性があると考えられる。今後も様々な材料を用いて本手法の妥当性検証を行う。

表 4. 6 同定した材料パラメータ値一覧 材料 SUS304 および A1070

Materials		E [GPa]	ν	σ_y [MPa]	Power hardening law	Residual W
SUS304	Identified values	199.5	0.29	244.2	$\sigma = 244.2 + 1154.0(\epsilon - \epsilon_y)^{0.20}$	20.25
	Tensile test	201.1	0.30	358.3	$\sigma = 846.8\epsilon^{0.15}$	-
A1070	Identified values	65.3	0.32	25.5	$\sigma = 25.5 + 129.6(\epsilon - \epsilon_y)^{0.35}$	11.37
	Tensile test	70.4	0.35	40.8	$\sigma = 108.0\epsilon^{0.15}$	-



(a) SUS304



(b) A1070

図4. 18 各手法により同定した応力-ひずみ曲線比較

4. 4 結言

本章では応答曲面法による材料定数値の同定方法の説明および精度の検証を行った。その結果次のことが明らかになった。

実験と FE 解析により得た $P-h$ 曲線が一致する材料定数を求める最適化問題において、3 章で検討した実験装置を単純化した FE 解析モデルを使用し、圧子押し込み実験の FE 解析を実施した。また、 $P-h$ 曲線の任意の押し込み深さにおける実験値と FE 解析値の荷重誤差を最小化するための評価関数 W を残差二乗和で定義した。次に計算コストを抑えつつ効率的に最適解を求めることを目的とし、材料定数値の最適化には 2 次多項式による応答曲面近似を用いた。応答曲面は、材料定数値を一般的な金属のとり得る範囲に制限し、D 最適計画に基づく 24 通りのパラメータの組み合わせから作成した。

作成した応答曲面から、最大 1.47 kN の荷重でも、実験値にほぼ一致する $P-h$ 曲線を再現でき、複数の金属材料の材料定数値の弾塑性特性を、荷重負荷特性のみの結果を用いて同定できた。S45C の事例は加工硬化特性を、C1020 の事例では、弾性特性を同定した。このように本手法は、ユーザーが求めたい材料パラメータ値を自由に選択し、同定することが可能である。

なお、弾性特性はいずれの材料でも 10 %程度の誤差範囲で同定が可能であった。塑性特性は S45C, SUS304, A1070 とともに、引張試験より同定した値よりも高い値を示したが、SUS304 および A1070 は、圧縮試験の結果に近い特性を示すことが確認できた。引張と圧縮特性の違いは材料によって異なることが予測されるので、今後も複数の材料を用いた検証が必要と考えるが、手法の汎用性を示すことができた。

次章では、提案手法の実用性の確認のため、プレス加工工程において実加工に用いられる材料を使用して材料定数値の同定を行うとともに、提案手法により同定した材料特性値を用いたプレス加工 FE 解析を実施し、実形状との比較検証を行う。

第5章

プレス加工工程設計への適用による実用性検証

第5章 プレス加工工程設計への適用による実用性検証

5.1 緒言

本研究の目的は、金属プレス工業現場の要求に対応したスケールの圧子押し込み試験により、簡便かつ精度良く材料定数を同定できる手法の確立、実用性を検証することである。4章までの結果から、提案手法で材料定数値を同定できる測定装置の構成および、必要データの確立と、複数材料の材料定数同定による汎用性を検証することができた。

本章では、プレス加工工程設計への本手法の適用による実用性を検証する。プレス加工工程設計においては、FE解析が有効に取り入れられている^{12),53),54)}。設計段階で事前に加工結果を検証することが可能であり、量産化までの試作コストを減らすことができる。そこで提案手法により同定した材料定数を用いたプレス加工FE解析を実施し、解析形状が、実形状とどの程度乖離があるかを検証する。

なお、圧子押し込み試験から同定した材料定数の妥当性検証に関して、得られた材料定数を用いて、引張試験などのFE解析を実施し、実験の再現性を確認した研究⁴⁰⁾は存在するが、金属プレス加工に適用した研究例はあまりみられない。また、複雑なプレス加工は、1軸引張試験のような単純な応力場ではなく、多軸応力場であると考えられる。圧子押し込み実験から得られる $P-h$ 曲線は、複雑な応力場の平均的な情報が含まれると考えられるため、プレス加工予測に適した特性が同定できるものと期待される。

5.2 圧子押し込み実験

5.2.1 実験条件

自動車構造用熱間圧延鋼板（SAPH440 JIS 相当品 $t=2.6\text{ mm}$ ）の押し込み実験について実験条件を示す。本材料は、実際にプレス加工で使用する初期段階で不要となった端材である。

基準荷重 98 N の位置より変位を記録する。なお、試験面の表面粗さが $P-h$ 曲線のば

らつきに影響するため、#2000 研磨紙で試験片の表面研磨を施した。粗さ計により測定した試験面の平均算術粗さ Ra は $0.62 \mu\text{m}$ である。押し込み実験箇所は、平坦な面とし、互いの圧痕の影響を受けないよう圧子直径の 3 倍以上の間隔を空けた。押し込み荷重は 0.59 kN 、圧子は直径 1.59 mm の超硬球圧子を使用した。

5. 2. 2 実験結果

図 5. 1 に 6 箇所の押し込み試験に対する $P-h$ 曲線を示す。本条件では、荷重負荷、除荷行程とも概ね直線的な変化を示すことが確認できる。荷重負荷行程は、特にばらつきが少ない良好な結果が得られた。端材の全体画像と押し込み実験で生じた圧痕の画像を図 5. 2 に示す。画像は、デジタル顕微鏡(キーエンス社製 VW-9000)を用いて撮影した。

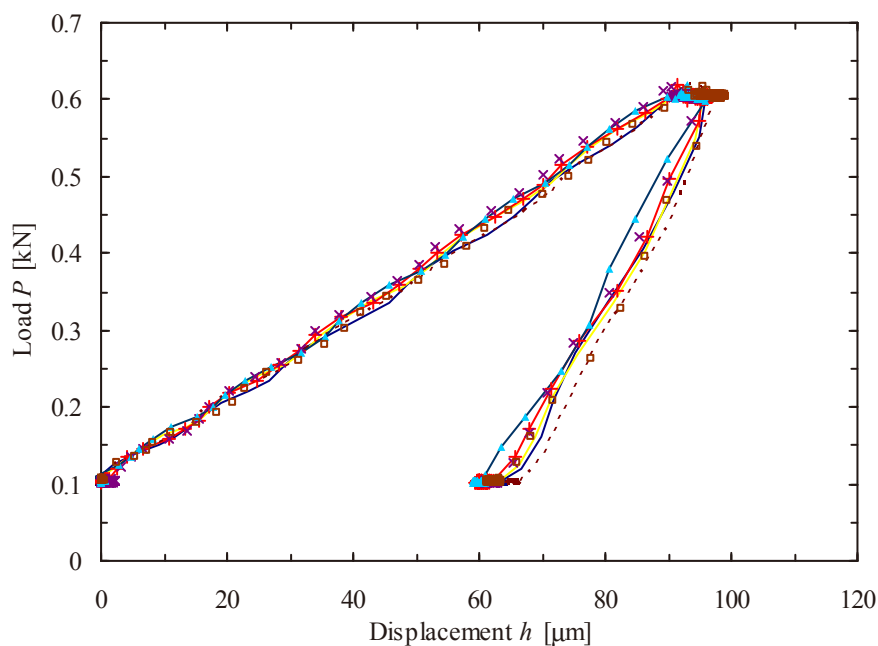
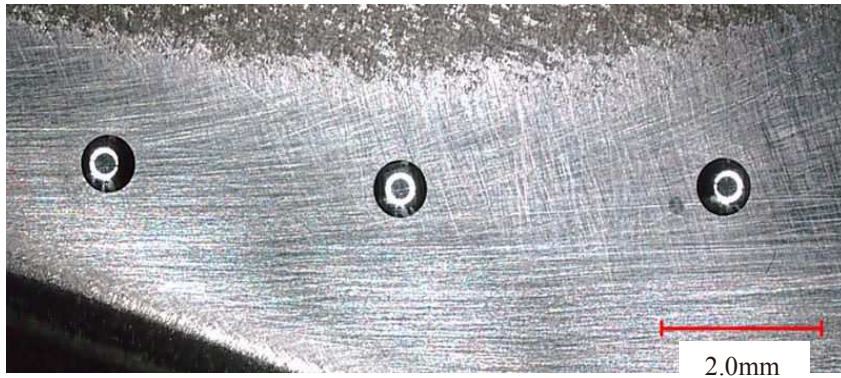


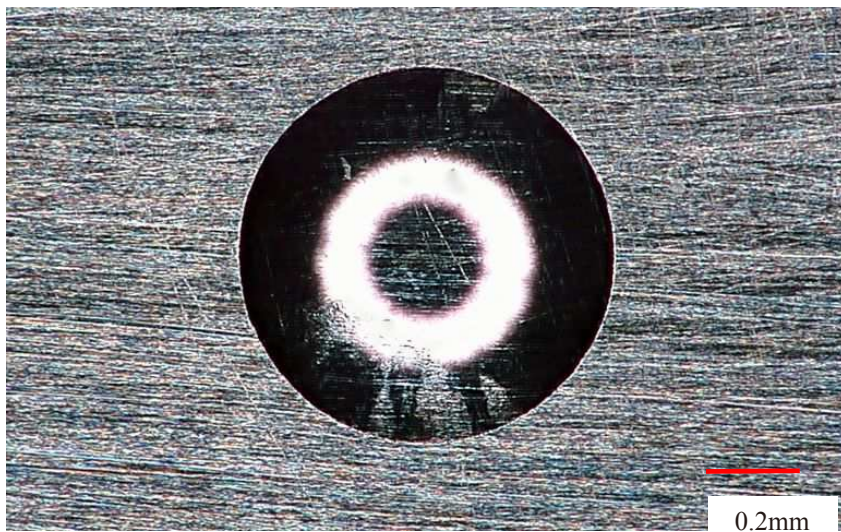
図 5. 1 実験から取得した $P-h$ 曲線 材料 SAPH440, 荷重 0.59 kN , 圧子直径 1.59 mm



(a) A scrap shape



(b) Indentation on the scraps



(c) Indentation shape

图 5. 2 压痕画像 材料 SAPH440, 荷重 0.59 kN, 压子直径 1.59 mm

5. 3 材料定数の同定

5. 3. 1 同定方法

FE 解析条件は前節と同様の FE 解析モデルを適用する。なお、本章ではヤング率 E 、ポアソン比 ν 、本論文 4. 3 節で示した、式(9)の n 乗硬化則における、加工硬化定数 C および加工硬化指数 n の合計 4 つのパラメータ値を同時に同定する。同定手順は、4. 2 節と同様とした。ただし、引張り試験の結果から同定した各材料パラメータ値を中心値とし、その $\pm 10\%$ の値を制約条件とした。

5. 3. 2 同定結果

同定に用いた P - h 曲線を図 5. 3 に示す。本結果は、1 回の応答曲面近似の結果である。実験値は図 5. 1 の押込み開始点、最大荷重-最大変位点、荷重除荷後の 3 点の平均値を直線で結んだ値である。図 5. 3 の結果を比較すると、荷重負荷行程は実験値とほぼ一致した。一方で除荷曲線は圧痕深さで 10 % の誤差となった。本手法では、負荷曲線のみの一致度を評価しているため、除荷特性の誤差が拡大したものと考えられるが、実験値の荷重除荷曲線は、図 5. 1 に示すように負荷行程に対してばらつきが大きく、平均値と FE 解析の結果間に誤差がある可能性も考えられる。

次にパラメータ値の同定結果のうち、弾性特性を表 5. 1 に、応力 - ひずみ特性を図 5. 4 に示す。また比較値として JIS Z 2253:2011 に基づき、JIS5 号片を用いた引張試験から同定した値を併せて示す。なお、本値は、引張速度 0.03 mm/sec、引張最大荷重に達するまでの真ひずみ 0.25 以下のデータより同定した。以上の結果と比較すると、同定結果は引張試験より求めた真応力-真ひずみ特性と概ね一致していることが確認できる。ひずみ $\epsilon 1.0$ のとき、応力の誤差は約 1 % であった。

一般に多結晶金属の変形は結晶粒内部のすべりの平均的な挙動であり、等方性材料であれば真応力と真ひずみの関係は引張と圧縮で差異がないとみなせる^{48), 55)}、あるいは一致したとの報告²²⁾がある。本事例で使用了材料は、引張と圧縮特性が一致した例

であるが、一方で、圧縮のほうが大きな特性を、あるいはその逆を示す結果も報告されており⁴⁸⁾、複数の金属材料で検証が必要と考える。

表 5. 1 同定結果比較 SAPH440

	Young's modulus E [GPa]	Poisson's ratio ν
Identified values	207	0.33
Reference values	206	0.30

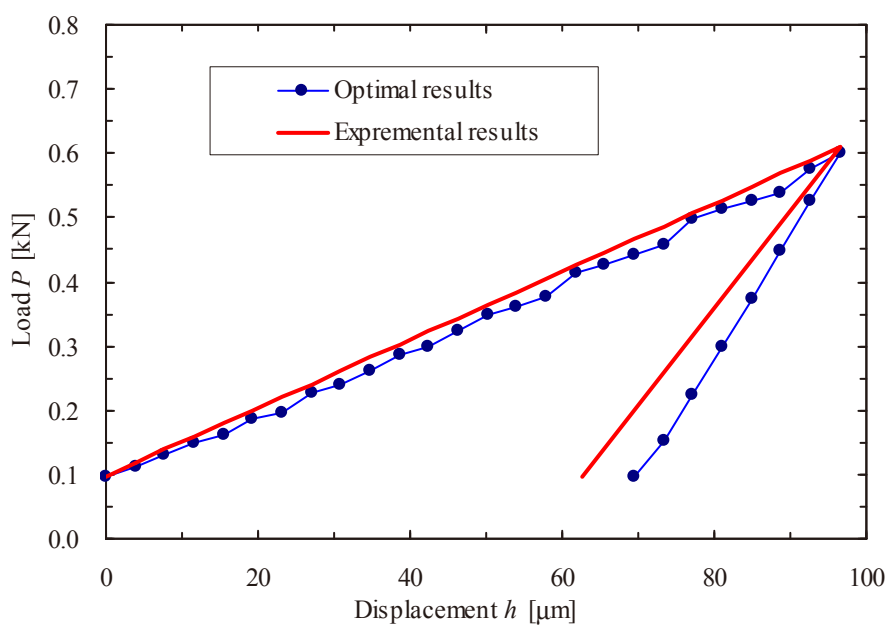


図 5. 3 実験および FE 解析から得た $P-h$ 曲線の比較
材料 SAPH440, 荷重 0.59 kN, 圧子直径 1.59 mm

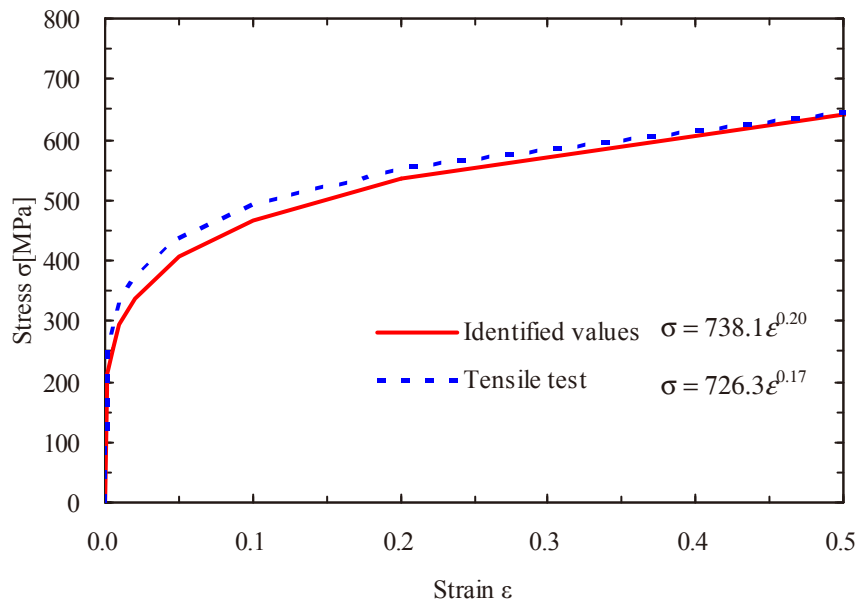


図5. 4 応力-ひずみ特性の同定結果比較

5. 4 プレス加工方法

図5. 5に示すパンチおよびダイから構成される軸対称円筒絞り加工を行う。ここでは、加工形状の確認と必要荷重の把握を目的とし、金型詳細寸法の記載は省略する。

パンチ直径は24 mm、アスペクト比（パンチ径／板厚）は約9である。Bottom die Aは、材料が接触した後、パンチの降下とともに一定ストローク可動する。金型は超硬材料とし、潤滑材は鉱油を主成分とする市販品(日本工作油 X-3568)を塗布した。プレス機はAMADA社製PDL-400を使用し、常温での冷間加工を実施した。材料は圧子押し込み実験と同じロットのロール材を使用した。

5. 5 プレス加工 FE 解析方法

FE解析は塑性加工解析ソフトウェアDEFORM3Dを用いた。解析条件を表5. 2に示す。解析条件は実際の加工条件に合致するよう設定した。なおブランク材の材料定数値は5. 3. 3節の同定値を適用する。メッシュサイズは板厚10分割以上を指標とし設定した。材料はスプリングバックを考慮するため、弾塑性体とした。また、バウシン

ガー効果を考慮しない等方硬化則とした。なお金型と材料間に作用する摩擦係数は、材質、面圧、工具の速度、摺動距離、潤滑状態により変化⁵⁶⁾する。ここでは材料定数値が加工結果に与える影響を確認することを目的とし、摩擦係数は一定値0.13と仮定した。なお、材料パラメータを一定値として、摩擦係数を0.05~2.0の範囲で変化させたときの加工形状の寸法変化は最大1%とわずかであった。また、金型は剛体として扱った。

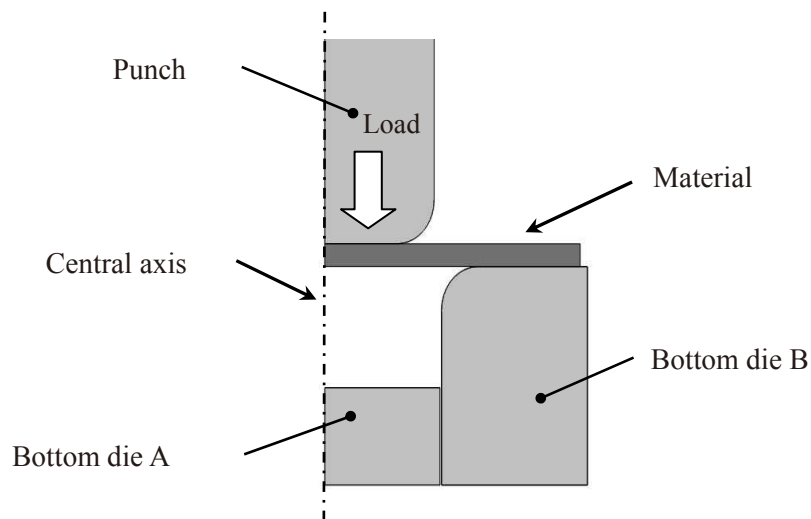


図5. 5 プレス加工モデル

表5. 2 プレス加工 FE 解析条件

Element type	3D solid first-order tetrahedral element
Element size [mm]	0.1~0.2
Punch stroke [mm]	19.0
Punch speed [mm/sec]	60
Die material properties	Rigid body
Work material properties	Using the identification parameters Elastic-plastic deformation
Coefficient of friction ρ	0.13

5. 6 プレス加工および解析結果

5. 6. 1 加工形状比較

プレス加工後の加工形状断面の写真を図 5. 6 に示す。図 5. 7 に実加工および FE 解析形状の比較図を示す。実加工形状は、オリンパス社製デジタルマイクロスコープ DSX500 により実形状寸法を測定し、CAD データ化した。FE 解析形状は、図 5. 7 の中心軸より右側に 30° 分を重ね合わせた。なお、FE 解析形状は、プレス力を開放した後のスプリングバックを含んでいる。

実測寸法と FE 解析の比較結果を表 5. 3 に示す。各点における実測値を基準として、解析形状の誤差を示している。表中の w は最大外径寸法（半径）である。軸対称絞り加工では、板厚は、パンチ直径よりも内側は薄くなり、外側では厚くなる。最も板厚が増加する外周部の測定点 c においては、誤差が最大 7.8% であった。また最も板厚が減少する測定点 b では、4.25% の誤差であった。一方底面の板厚（測定点 a ）は 0.3%、成形高さ h は -0.1% とよく一致した。なお、加工前の板厚に対する加工後の板厚減少率は、実測で測定点 a では 2.8%、測定点 b では 17.5% であった。例えば板厚減少による割れを予測する場合、最も板厚が減少する測定点 b の誤差が少ないほうが望ましい。

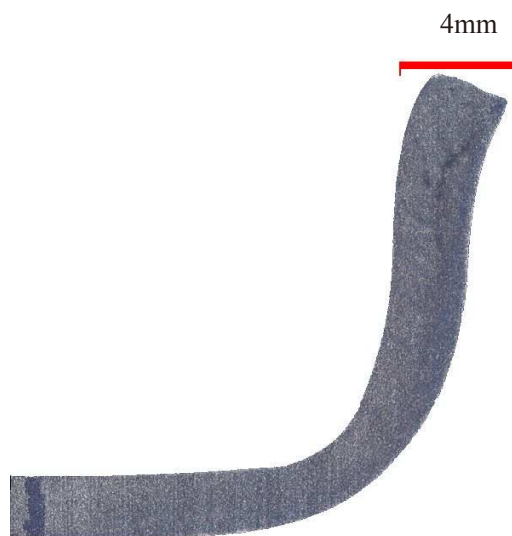


図 5. 6 プレス加工後の断面画像

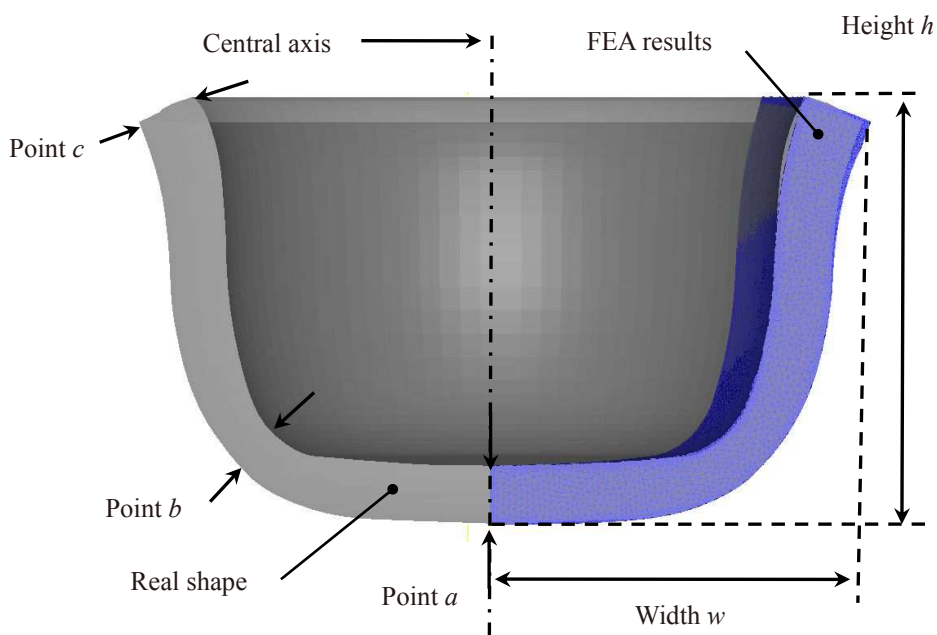


図 5. 7 実加工と FE 解析結果の形状比較

表 5. 3 各計測点の実加工と FE 解析結果の寸法誤差

Measurement point	Error [%]
<i>a</i>	-0.31
<i>b</i>	4.25
<i>c</i>	7.80
<i>h</i>	0.05
<i>w</i>	3.74

軸対称絞り加工における板厚の変化は、図 5. 8 に示す応力状態により説明することができる^{48), 57)}。パンチ肩 *R* 部分(測定点 *b*)は半径方向に引張応力 σ_r 、円周方向に引張応力 σ_θ が発生し、引張りと曲げ変形が作用するため、最も板厚が薄くなる。またフランジの外周部分(測定点 *c*)は、円周方向に圧縮応力 σ_θ を受け、最も板厚が厚くなる。円筒部

では加工中に半径（中心に引き込まれる）方向の引張応力 σ_r を受ける．計算過程のパンチストローク 6.4 mm, 10 mm, 14 mm, 19 mm におけるプレス加工過程の FE 解析形状（中心断面）をそれぞれ図 5. 9（5. 9. 1～5. 9. 4）に示す．

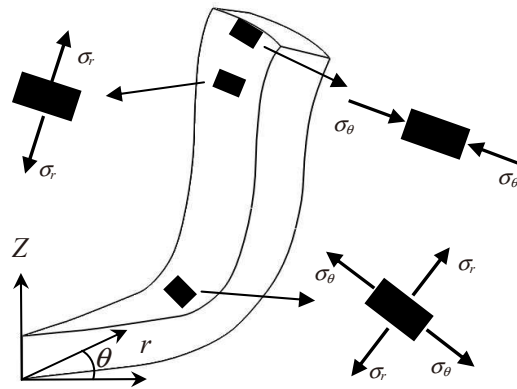


図 5. 8 軸対称絞り加工の応力状態

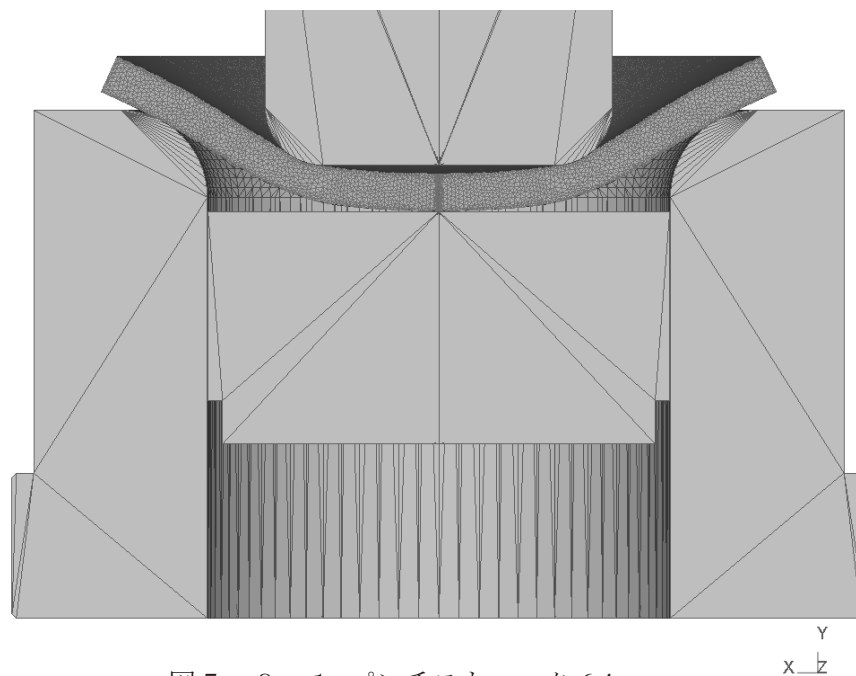


図 5. 9. 1 パンチストローク 6.4 mm

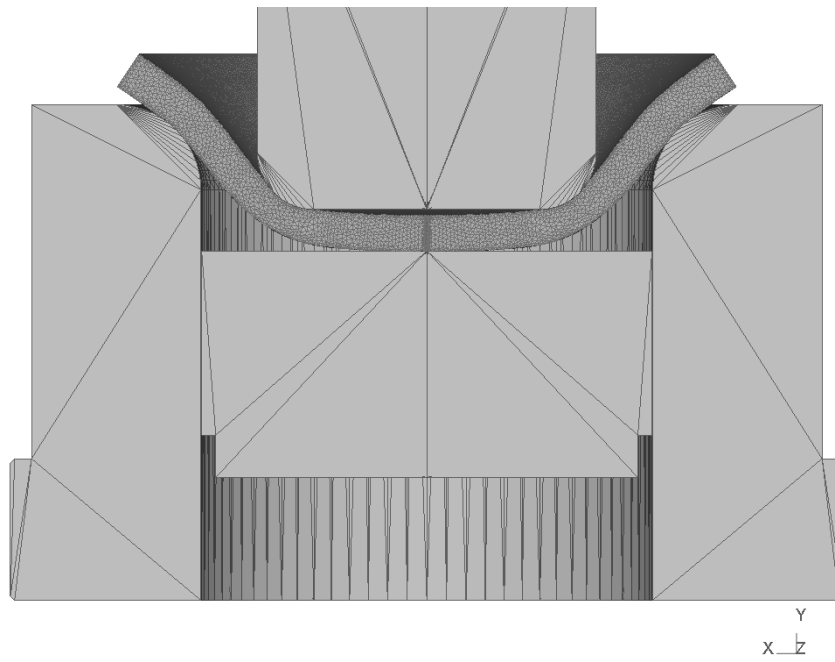


図5. 9. 2 パンチストローク 10.0mm

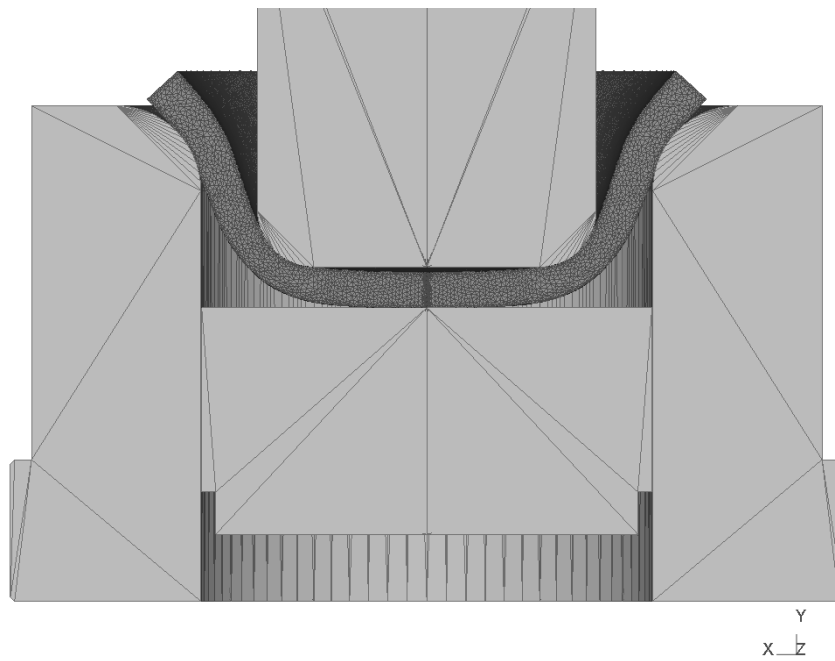


図5. 9. 3 パンチストローク 14.0 mm

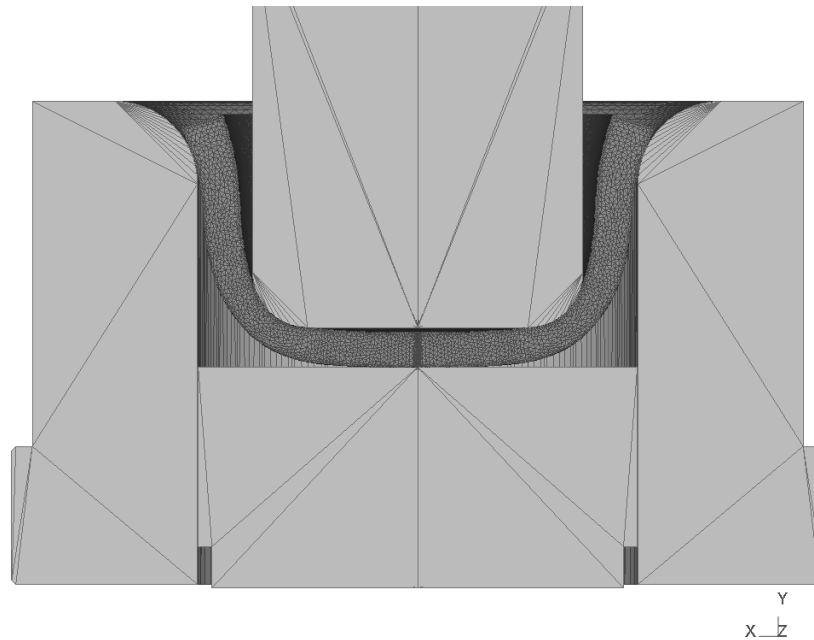


図 5. 9. 4 パンチストローク 19.0 mm

図 5. 9 プレス過程のブランク形状

次に同定した材料定数値を中心値として、 $\pm 5\%$ 、 $\pm 10\%$ 、 $\pm 30\%$ とパラメータ値を変化させて解析を実施し、FE 解析結果がどの程度変化するか確認した。パラメータ値の組み合わせを表 5. 4 に示す。

また、形状誤差の変化をまとめた結果を図 5. 10 に示す。横軸が同定したパラメータ値に対して与えた誤差、縦軸が誤差を与えた際の FE 解析形状と実測寸法との誤差である。各測定点の寸法は、 $\pm 10\%$ の誤差範囲では最大でも 1.7%程度の形状誤差である。測定点 a および成形高さ h は誤差がない、すなわち同定したパラメータ値が実測にもっとも近い値であった。 $+30\%$ では測定点 b で最大 25%と誤差が拡大した。

続いて、プレス荷重誤差の比較を図 5. 11 に示す。横軸は、パンチストローク、縦軸はプレス荷重である。実際のプレス荷重は構造上取得困難であるため、引張試験から同定したパラメータ値を用いた FE 解析結果に対する荷重誤差を比較した。最大荷重点

において、圧子押込みから同定したパラメータ値の場合1%以下の誤差であったのに対して、-5%の場合-6%、-10%の場合、-9.3%と概ね与えた誤差に応じて変化した。なお+30%の誤差を与えた場合は、パンチストロークが10 mm付近から、円筒部の急激な板厚の減少に伴い荷重が極端に低下した。その後もパンチの降下とともに、材料がさらにダイに引き込まれるため荷重が増加に転じるが、実際にこのような傾向はみられない。図5. 1 2に誤差を与えない時の結果および+30%の誤差を与えた結果を示す。

表5.4 パラメータ値の誤差一覧

Error %	Young's modulus E [GPa]	Poisson's ratio ν	Power-law constant C [MPa]	Power-law exponent n
0	207.00	0.33	738.10	0.20
3.0	213.21	0.34	760.24	0.21
-3.0	200.79	0.32	715.96	0.19
5.0	217.35	0.35	775.01	0.21
-5.0	196.65	0.31	701.20	0.19
10.0	227.70	0.36	811.91	0.22
-10.0	186.30	0.30	664.29	0.18
30.0	269.10	0.43	959.53	0.26
-30.0	144.90	0.23	516.67	0.14

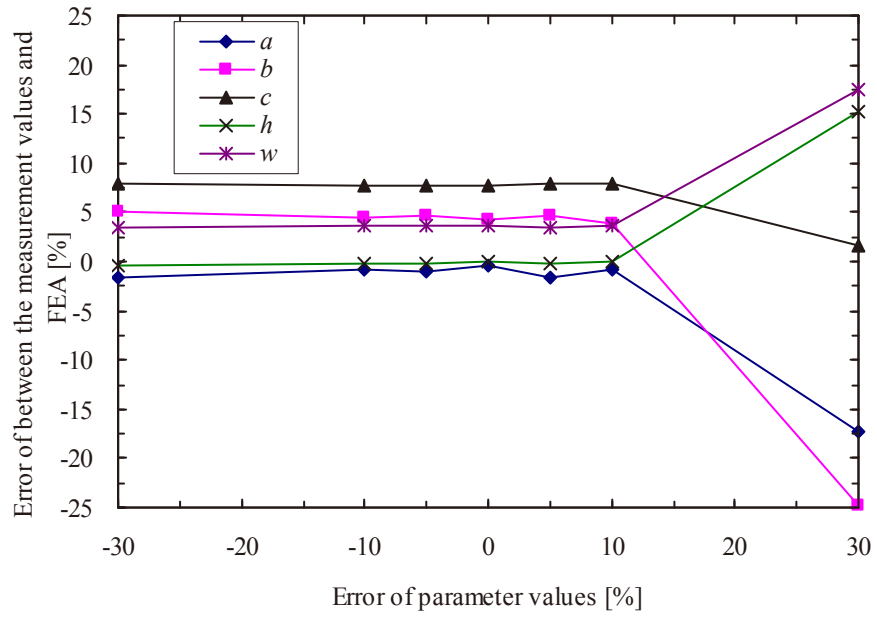


図 5. 10 パラメータ誤差と形状誤差

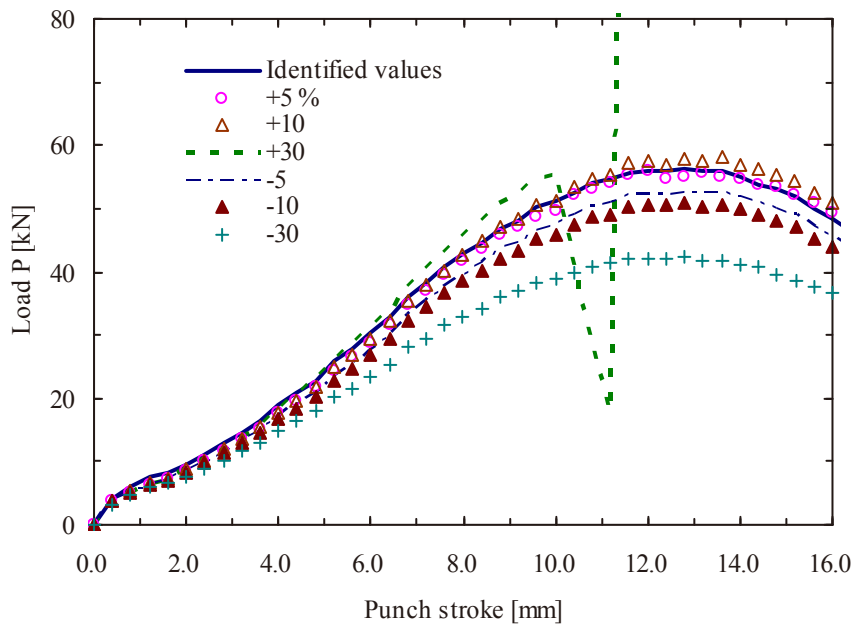
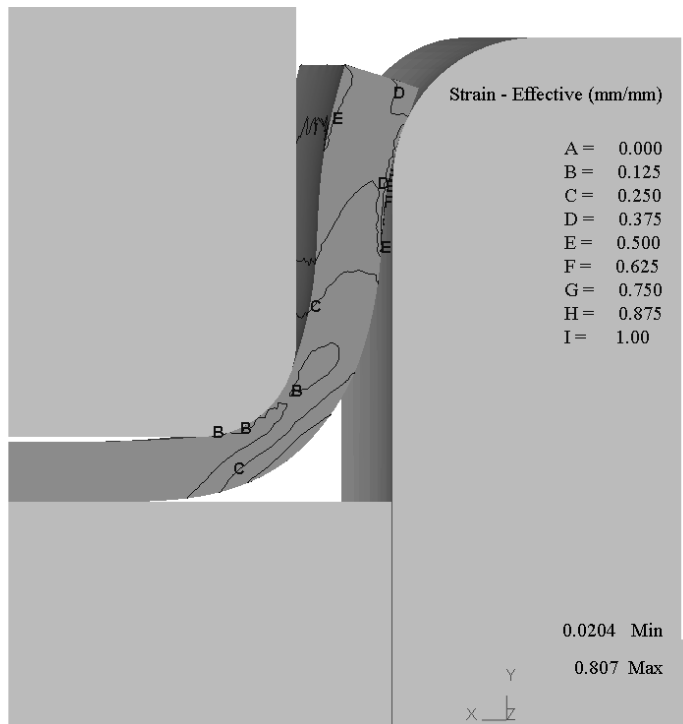
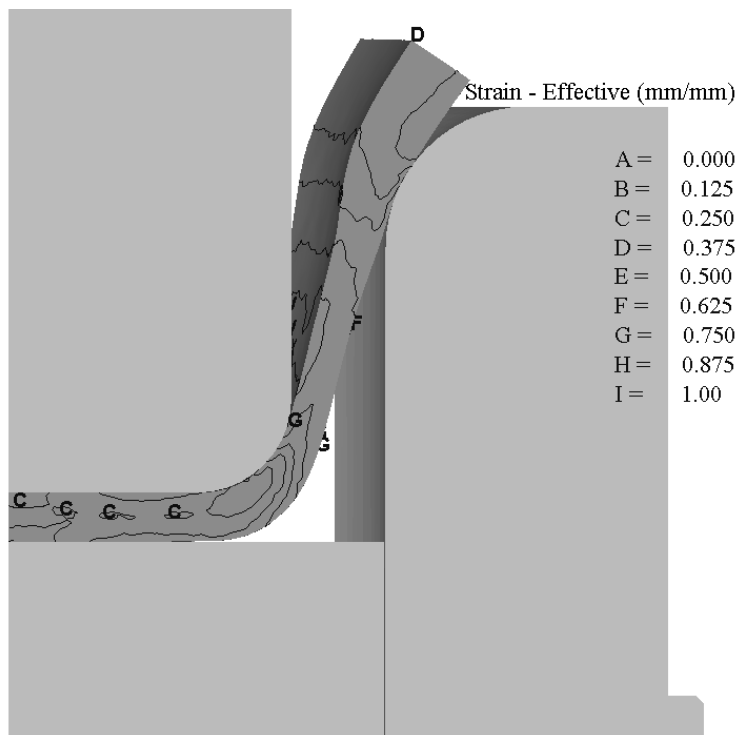


図 5. 11 パラメータ誤差と荷重誤差



(a)同定したパラメータ値による結果



(b)+30%の誤差を与えた結果

図5. 12 パンチストローク 19.0mm 形状比較

5. 6. 2 加工硬化特性の同定精度向上の検討

4章のプレス加工 FE 解析では, 最大 0.8 の相当塑性ひずみが発生している. 式 (9) に示した n 乗硬化則は, 数式の取り扱いが容易であり, 大きなひずみの領域においては十分な近似を与えると考える. しかしながら, 弾性域から塑性域の微小ひずみを取り扱う必要がある問題では, 降伏点をより厳密に定義する式(10)がより精度の良い近似を与えると考える. そこで表 5. 1 に示したヤング率 E , ポアソン比 ν を固定して, 式(10)に示した Ludwik 則の降伏応力 σ_y , 加工硬化係数 F , 加工硬化指数 n の同定を試みた. 図 5. 1 3 に同定に用いた $P-h$ 曲線を示す. FEA 2 が式 (10)に, FEA 1 が式(9)に基づいた FE 解析から得られた $P-h$ 曲線である. 同定に用いたヤング率 E とポアソン比 ν は変えていないにもかかわらず, 除荷行程の初期接線の傾きについて, 誤差が 28.5%から, 13.9% の約半分に改善された. 本加工硬化則により同定した降伏応力 σ_y は 283MPa, 加工硬化係数 F は 327MPa, 加工硬化指数 n は 0.249 であった. それに対して, 引張試験結果から同定した 0.2 %耐力は 320 MPa であった. 約 12 %の差であるが, おおむね妥当な値と考える.

次に, 異なる加工硬化則を適用した加工形状の違いについて, 実加工寸法に対する誤差を図 5. 1 4 に示す. 成形高さ h の誤差がわずかに増加した以外は, 最も実形状に近い結果が得られた. 特に測定点 b (最小板厚寸法) の誤差が 4.25%から 2.83%に改善した.

実形状と, FE 解析形状の不一致については, ひずみ速度依存性, 接触摩擦係数を一定と仮定した条件等が影響している可能性がある. しかし, 引張応力が支配的に作用し板厚が減少する測定点 a および測定点 b では, 誤差が 3 %以下と精度の良い解析結果が得られた. 材料の板厚減少を精度よく解析することは, プレス加工の不良である割れを判断する指標のひとつとして有用であり⁵⁸⁾, 本手法により取得した材料定数値を用いて実用上十分な精度で加工工程の解析が行えると考えられる.

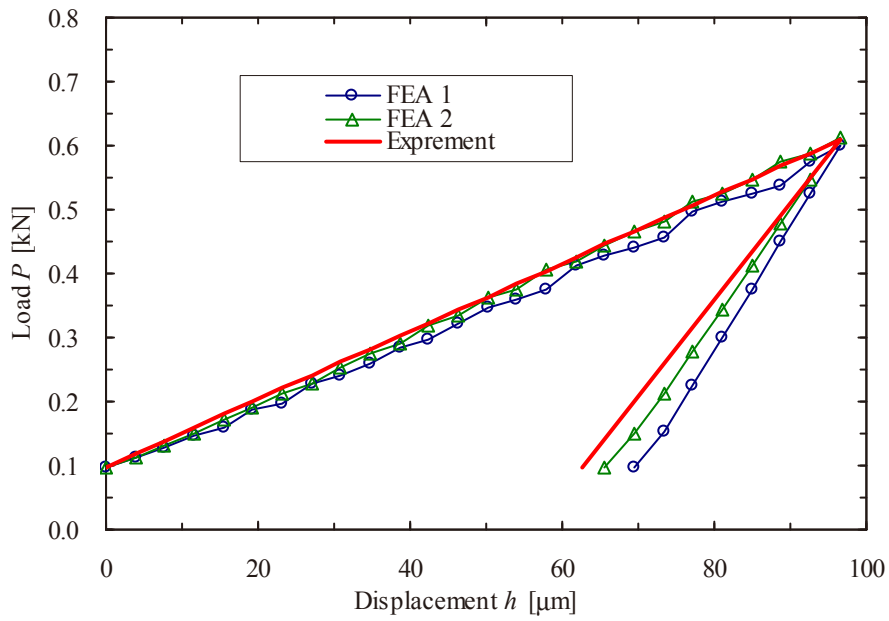


図 5. 1 3 異なる加工硬化則を適用した FE 解析から得た P - h 曲線の比較

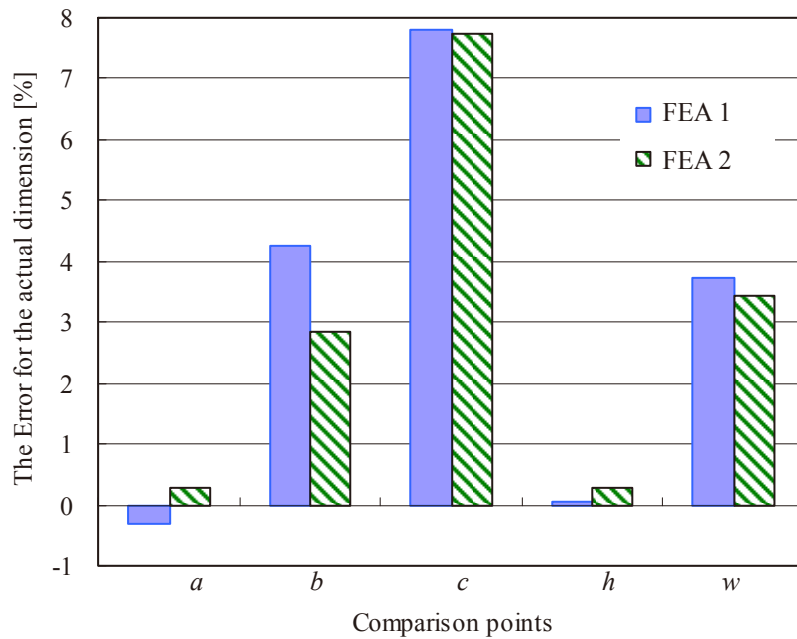


図 5. 1 4 異なる加工硬化則を適用した FE 解析と実加工の寸法誤差比較

5. 7 結言

本章では、プレス加工工程設計への本手法の適用による実用性の検証のため、提案手法により同定した材料特性値を用いたプレス加工 FE 解析を実施し、実形状とどの程度乖離があるか検証するとともに、同定精度の向上を検討した。その結果以下のことが明らかになった。

実際にプレス加工で使用する初期段階で不要となった端材（自動車構造用熱間圧延鋼板 SAPH440 JIS 相当品）の押込み実験から取得した $P-h$ 曲線と FE 解析の荷重負荷行程はほぼ一致するとともに、同定結果は引張試験より求めた真応力-真ひずみ特性と概ね一致した。ひずみ ϵ 1.0のとき、応力の誤差は約1%であった。

次に、同定した材料定数値を用いたプレス加工 FE 解析と実際の円筒絞り加工形状を比較した結果、最も板厚が増加する外周部においては、誤差が最大 7.8 %であったが、底面の板厚や、成形高さは実加工とよく一致した。さらに、Ludwik 則の同定を試みた結果、同定に用いたヤング率 E とポアソン比 ν は一定の値とし、変化させていないにもかかわらず、除荷行程の初期接線の傾きが、単純な n 乗硬化則の結果に対し 28.5%から、13.9%の約半分の誤差に改善された。また材料の降伏応力も、おおむね妥当な値が同定できたとともに、最も実形状に近い結果が得られた。以上の結果より本手法により取得した材料定数値を用いて実用上十分な精度で加工工程の解析が行えると考えられる。

第 6 章

結論

第6章 結論

6.1 まとめ

本研究では、ロックウェル硬さ試験機を用いた圧子押し込み実験に基づく材料定数同定手法を提案し実用性を検証した。

2章では、圧子押し込み実験では、荷重 - 変位計測方法の検討、適切な圧子形状の選定および、実験装置の弾性変形を取得するとともに、試験片の表面粗さや接触面の潤滑が計測値に及ぼす影響を明らかにし、精度よく計測できる条件を示した。以下に結論をまとめる。

- (1) 球圧子を用いた場合、圧痕表面はなめらかな面が成形される。また、幾何学的に、押し込み深さと接触投影面積の比が一定である円錐圧子に対して、押し込み深さに対する接触面積の変化が大きく、より広範囲の平均的な特性が得られると考えられる。このことから、本研究の目的においては球圧子を用いることが適当である。
- (2) 圧子を外した状態で、押し込み荷重を3段階切り替えて負荷し、 $P-h$ 曲線を取得した。本結果から取得した実験装置の弾性変形量を用いて、圧子押し込み実験から得られる $P-h$ 曲線から材料のみの特性を分離・抽出することが可能である。
- (3) 試験片の表面粗さと $P-h$ 曲線のばらつきには相関がある。平均算術粗さが小さいほど、圧子押し込み深さの標準偏差が減少した。一方で表面潤滑の有無による影響は少ないことが明らかとなった。本研究では、#2000 の研磨紙を用いた表面研磨に統一し、無潤滑で5回以上の押し込み実験の平均値を使用した。

3章では、提案手法における FE 解析条件を示し、実験再現性の精度を保ちつつも、実験装置を単純化した FE 解析モデルを提案した。これにより、FE 解析に必要な計算コストを最小化した。以下に結論をまとめる。

- (1) 2次元軸対称モデルとし、機械側の弾性変形をバネ要素で代替した簡略化 FE モデルを検討した。圧子ホルダーと圧子の合成バネ定数を圧子サイズごとに FE 解析

から導出し，2章の実験で取得した実験装置の機械側のバネ定数から，圧子を含めた実験装置側の合成バネ定数を算出した．

(2) FE 解析上での圧子の取り扱いについて，圧子を剛体とした場合，弾性体とした場合に対して接触面積の誤差が1%とわずかであったため，剛体として扱った．

(3) 試験片の FE 解析モデルは，接触面近傍のメッシュ分割を，圧子直径の1%程度のメッシュ長とすることで，実験値と同様のなめらかな $P-h$ 曲線が得られることを確認し，解析条件を決定した．

4章では，実験と FE 解析により得た $P-h$ 曲線が一致する材料定数を求める最適化問題において，圧子押し込み実験の FE 解析と応答曲面近似により少ない計算回数で精度よく同定できる手法を提案し，先に示した FE 解析モデルの妥当性を示した．また，複数の金属材料の材料定数を同定し，汎用性を検証した．以下に結論をまとめる．

(1) $P-h$ 曲線の任意の押し込み深さにおける実験値と FE 解析値の荷重誤差を最小化するための評価関数 W を残差二乗和で定義した．材料定数値の最適化に2次多項式による応答曲面近似を用い，求めたい材料定数値は一般的な金属のとり得る範囲に制約条件を設けることで，24通りの組み合わせの実験計画に基づき同定した．

(2) 以上の最適化問題を用いた複数の金属材料の弾性特性は，既存手法により同定した値に対して，最大でも10%程度の誤差範囲で同定することができた．一方塑性特性は，既存の手法により同定した値に対して，材料ごとに誤差の大きさに違いはあるものの，傾向としては，引張試験結果と同等以上，圧縮試験と一致する傾向があり，実用的な範囲で同定できた．

なお本手法は従来の提案手法と異なり， $P-h$ 曲線の荷重負荷行程のみの結果を用いて，弾塑性特性に関する材料定数値を同定できた．

5章では，4章までに提案確立した手法を用いて，実用性の検証を行った．実加工に用いる材料の端材（自動車構造用熱間圧延鋼板 SAPH440）を使用した材料定数同定の

結果、各パラメータ値は引張試験結果より同定した値と良く一致した。同定した材料パラメータ値を用いた円筒絞りプレス加工の FE 解析では、降伏応力を明確に定義した加工硬化則の値を用いた結果、実形状と FE モデル形状の寸法誤差が、板厚が減少する領域では 3 %以下と概ね一致し、実際のプレス加工工程設計の指標とすることができた。

本研究により、一般に普及しているロックウェル硬さ試験機を用いた圧子押し込み実験結果から、簡易な方法で材料定数を同定できる手法の汎用性と実用性を示すことができた。本来圧子押し込みの塑性変形のメカニズムは非常に複雑である。しかしながら、その塑性変形過程を単純な力学特性に変換した圧子押し込み荷重－変位特性の情報を基に、有限要素法解析と最適化手法を組み合わせた逆解析により、専用の装置を用いずとも、簡便かつ迅速に材料定数の同定が可能であることを示した。

6. 2 今後の展望

提案手法は広く普及している既存の汎用的な硬さ試験機へ適用・実装が可能であり、例えば製造過程の製品サンプルの一部でも試験が可能な、マイクロ～ミリオーダーの材料物性取得を目的とした迅速かつ簡便性の高い手法として期待される。特に 5 章で実施した内容は、プレス加工を行う企業の協力を得て、加工現場の材料の端材から材料定数を同定し、その材料定数を用いたプレス加工解析結果が実際のプレス加工形状と良く一致したという成果が得られた。本研究で扱ったプレス加工部品は、後に複数の加工工程を経て既に製品として市場に出荷されており、工業現場に適応した手法の提案という目的を達成した。

一方で本提案手法が普及するためには、より多数の材料パラメータを扱う問題や、金属材料以外への適用検証が必要である。また、同定手法に関しても、多目的最適化手法を用いた同定精度の向上など、適切な最適化手法や手順を明らかにする必要がある。さらには、有限要素法を用いずに、ニューラルネットワークなどを用いた実験プロファイルのみを用いた同定手法なども検討できる。今後の発展的な研究を期待する。

参 考 文 献

参考文献

- 1) 経済産業省(2014), 「経済産業省, 統計, 金属加工統計調査, 金属プレス加工月報」, <<http://www.meti.go.jp/statistics/sei/kinzoku/result/xls/kakopress.xls>>, (参照日 2014 年 10 月 5 日).
- 2) 小林純也, 杉本公一, 冷間プレス成形性に優れた先進超高強度低合金 TRIP 鋼板, 塑性と加工, Vol. 54, No. 634(2013), pp. 949–953.
- 3) 楠本雄二, 新富達也, 吉田冬樹, 箱守一昭, 織田昌彦, 阿部義男, 高強度低合金熱延 TRIP 鋼板製造時のベイナイト変態に及ぼす Cr の効果, 塑性と加工, Vol.54, No. 625 (2013), pp. 163–169.
- 4) 伊藤泰弘, 中澤嘉明, 高強度熱延鋼板の円筒穴広げ成形における伸びフランジ性に及ぼす金属組織の影響, 塑性と加工, Vol. 54, No. 626 (2013), pp. 272–276.
- 5) Lou, Y. and Huh, H., Prediction of ductile fracture for advanced high strength steel with a new criterion: Experiments and simulation, Journal of Materials Processing Technology, Vol.213 (2013), Issue 8, pp. 1284–1302.
- 6) Wang, W. and Wei, X., The effect of martensite volume and distribution on shear fracture propagation of 600–1000 MPa dual phase sheet steels in the process of deep drawing, International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 67(2013), pp. 100–107.
- 7) Kaupper, M. and Merklein, M., Bendability of advanced high strength steels—A new evaluation procedure, Ann. CIRP, Vol. 62(2013), Issue 1, pp. 247–250.
- 8) Bariani, P. F. et al., Hot stamping of AA5083 aluminium alloy sheets, Ann. CIRP, Vol. 62(2013), Issue 1, pp. 251–254.
- 9) Guo, M. L. et al., Microstructure Evolution of Ti-6Al-4V during Superplastic-like Forming, ICTP 2014, Vol. 81(2014). pp. 1090–1095.
- 10) Gaa, J. T., et al., The coupling influence of size effects and strain rates on the formability of austenitic stainless steel 304 foil, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 213, Issue 3 (2013), pp. 376–382.
- 11) 福崎淳一, 成川輝真, 西村秀和, 伊藤博幸, 有壁剛生, 2 段階終端状態制御によるサーボプレスの衝撃制御, 日本機械学会論文集, Vol. C78 No. 793 (2012), pp. 3166–3177.
- 12) 北山哲士, 濱野智史, 山崎光悦, 久保達男, 西川 輝, 木下 洋, 可変ブランクホルダーによる角筒深絞り加工, 日本機械学会論文集, Vol. C76, No. 766 (2010), pp.

- 1617–1626.
- 13) 前野智美, 藤井宏幸, 森 謙一郎, 佐藤正広, サーボプレスを用いたアルミニウム合金の熱間型鍛造におけるスライドモーション制御, 塑性と加工, Vol. 51, No. 597(2010), pp. 958–962.
 - 14) 王 志剛, 森下圭一, 安藤 透, 背圧絞り法による中実ボスの成形, 塑性と加工, Vol. 53, No. 616 (2012), pp. 429–433.
 - 15) Wagoner, R. H., et al. Advanced Issues in springback, Int. J. Plasticity, Vol. 45(2013), pp. 3–20
 - 16) Björklund, O. et al., Failure of high strength steel sheets: Experiments and modeling, Journal of Materials Processing Technology. Vol. 213, Issue 7 (2013), pp. 1103–1117.
 - 17) Azaouzia, M. and Lebaal, N., Tool path optimization for single point incremental sheet forming using response surface method, Journal of Simulation Modelling Practice and Theory, Vol. 24 (2012), pp. 49–58.
 - 18) Feng, Z. et al., Optimal blank design based on finite element method for blades of large Francis turbines, Journal of Simulation Modelling Practice and Theory, Vol. 36 (2013), pp. 11–21.
 - 19) Broggiato, G. B. et al., Computer-aided engineering for sheet metal forming: definition of a springback quality function, Journals of Engineering with Computers, Vol. 29 (2013), Issue 3, pp 319–327.
 - 20) 大村孝仁, ナノインデンテーションと関連技術への期待, 精密工学会誌, Vol.79, No.12 (2013), pp. 1181–1184.
 - 21) 日本規格協会編, JIS ハンドブック鉄鋼 I, 日本規格協会(2014), pp. 331–375.
 - 22) 岩田 隆道, 上山 道明, 与語 康宏, 岩田 徳利, 石川 孝司, 鈴木 克幸, リング圧縮試験の薄板形状への適用方法 —薄鋼板の高ひずみ域の変形抵抗の測定 第 1 報—, 塑性と加工, Vol. 54, No. 632(2013), pp. 836–840.
 - 23) 中村雅勇, 硬さ試験の理論とその利用法, 森北出版(2012), pp. 11–31.
 - 24) 服部浩一郎, ナノインデンテーションと標準化の動向, 精密工学会誌, Vol.79, No.12(2013), pp. 1185–1188.
 - 25) Doerner, M. F. and Nix, W. D., A Method for Interpreting the Data from Depth-Sensing Indentation Instruments, J. Mater. Res., Vol.1, Issue 4 (1986), pp. 601–609.
 - 26) Oliver, W. C. and Pharr, G. M., An Improved Technique for Determining Hardness and Elastic Modulus Using Load and Displacement Sensing Indentation Experiments, J. Mater. Res., Vol. 7, Issue 6 (1992), pp. 1564–1583.

- 27) Moussa, C. et al., Identification of the Hardening Law of Materials with Spherical Indentation Using the Average Representative Strain for Several Penetration Depths, *Int. J. Materials Science & Engineering:A*, Vol. 606 (2014), pp. 409–416.
- 28) 小笠原永久, 巻口和香子, 千葉矩正, 複数の三角錐圧子押し込みによるべき乗硬化材の塑性特性評価法, *日本機械学会論文集*, Vol. 70A, No. 698 (2004), pp. 1529–1534.
- 29) Beghini, M., Bertini, L. and Fontanari, V., Evaluation of the Stress–Strain Curve of Metallic Materials by Spherical Indentation, *Int. J. Solids Structures*, Vol. 43 (2006), pp. 2441–2459.
- 30) Futakawa, M., Wakui, T. and Kogawa, H., Mechanical Property Evaluation of Nanoscale Zone by Indentation Technique, *Proc. JSME/ASME Int. Conf. on Materials and Processing* (2002), Vol. 02, No. 203, pp. 558–563.
- 31) 宮原健介, ナノインデンテーションの工業的普及への課題と取り組み, *精密工学会誌*, Vol. 79, No. 12 (2013), pp. 1189–1191.
- 32) 有川秀一, 米山聡, 局所的負荷により生じる塑性変形領域のスペックル干渉法を用いた簡易検出, *日本機械学会論文集*, Vol. A77, No. 775 (2011), pp. 383-390.
- 33) 佐々木敏彦, 高橋 俊, 佐々木勝成, 小林 裕, エリアディテクタ方式の X 線三軸応力測定法の改良に関する研究, *日本機械学会論文集*, Vol.A75, No. 750 (2009), pp. 219–227.
- 34) 佐々木敏彦, 皆川宣明, 森井幸生, 新村信雄, 広瀬幸雄, 中性子応力測定へのエリアディテクタの適用に関する基礎的研究, *日本機械学会論文集*, Vol. A69, No. 688 (2003), pp. 1711–1716.
- 35) 佐々木敏彦, 廣瀬幸雄, $\cos\alpha$ 法による中性子応力測定に関する基礎的研究, *日本機械学会論文集*, Vol. A71, No. 704 (2005), pp. 670–676.
- 36) 矢口修, 宮崎利行, 佐々木敏彦, 渦電流法による鋳造カムシャフトのチル化率評価, 非破壊検査, Vol. 63, No. 7(2014), pp. 360–364.
- 37) 三田俊裕, 川島捷宏, 三角正明, 大久保雅文, TiNi 形状記憶合金のポアソン比とヤング率の電磁超音波法による測定, *日本機械学会論文集*, Vol. A76, No. 763 (2010), pp. 290–295.
- 38) 濱崎 洋, 吉田総仁, 押し込み深さ検知インデンテーションと弾塑性逆解析による材料の力学特性評価, *金属*, Vol. 78(2008), pp. 225–230.
- 39) Chen, C-C., Application of D-optimal Design for Modeling Micro Channel Flow with Different Dispensing Patterns, *J. International Communications in Heat and Mass Transfer*,

- Vol. 38 Issue 8 (2011), pp. 1061–1066.
- 40) 二川正敏, 涌井隆, 直江崇, 井岡郁夫, 押込み荷重—深さ曲線の逆値問題 —球状圧子による材料定数の同定—, 実験力学, Vol. 4, No. 3(2004), pp. 222–227.
 - 41) 栗原伸一, 入門統計学, オーム社(2012), pp. 42–57.
 - 42) Ogasawara, N., Chiba, N. and Chen, X., A Simple Framework of Spherical Indentation for Measuring Elastoplastic Properties, *Int. J. Mechanics of Materials*, Vol. 41(2009), pp. 1025–1033.
 - 43) Alcalá, J. and Esqué-de los, O.D., Reassessing Spherical Indentation: Contact Regimes and Mechanical Property Extractions, *Int. J. Solids and Structures*, Vol. 47, Issue 20 (2010), pp. 2714–2732.
 - 44) Matsuzaki, R. and Todoroki, A., Stacking–Sequence Optimization Using Fractal Branch and Bound Method for Unsymmetrical Laminates, *Int. J. Composite Structures*, Vol. 78, Issue 4 (2007), pp. 537–550.
 - 45) Tyulyukovskiy, E. and Huber, N., Neural Networks for Tip Correction of Spherical Indentation Curves from Bulk Metals and Thin Metal Films, *Int. J. The Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 55, Issue 2 (2007), pp. 391–418.
 - 46) Leonardo, G. et al., A Method for the Identification of Mechanical Properties Using Surrogate Models, *Int. J. Computer Theory and Engineering*, Vol. 6, No.3 (2014), pp. 234–239.
 - 47) 栗原伸一, 入門統計学, オーム社(2011), pp. 216–218.
 - 48) 益田森治, 室田忠雄, 改訂 工業塑性力学, 養賢堂(2005), pp. 6–21.
 - 49) 日本規格協会編, JIS ハンドブック鉄鋼 I, 日本規格協会(2014), pp. 577–584.
 - 50) 伊藤義康, 須山章子, 安藤秀泰, 新藤尊彦, タングステン/銅複合コーティング皮膜のプラズマ加熱による耐熱性評価, 日本金属学会誌, Vol. 69, No. 9 (2005), pp. 825–830.
 - 51) 小澤則彦, 吉澤智明, 渡辺 豊, 球状圧子の圧入に伴う表面ひずみ計測に基づく 2軸残留応力場の測定, 日本機械学会論文集, Vol. A79, No.801 (2013), pp. 546–554.
 - 52) 村木正芳, 図解トライボロジー 摩擦の科学と潤滑技術, 日刊工業新聞社 (2011), pp. 11–33.
 - 53) 大上哲郎, 佐藤和樹, 小林義和, 円筒深絞り成形の耳の解析, 日本機械学会論文集, Vol. A79, No.801 (2013), pp. 595–608.
 - 54) 玉井良清, 稲積 透, 真鍋健一, 面圧・速度・摺動距離を考慮した非線形摩擦係数モデルによる FEM 成形解析, 塑性と加工, Vol. 55, No. 636 (2014), pp. 28–33.

- 55) 平修二, 現代塑性力学, オーム社(1990), pp. 15–26.
- 56) 玉置賢次, 片岡征二, 皆本鋼輝, 導電性セラミックス工具を用いた無潤滑角筒絞り加工, 塑性と加工, Vol. 50, No. 577(2009), pp 124–128.
- 57) Yoon, J.W., Dick, R.E. and Barlat, F., A New Analytical Theory for earing generated from Anisotropic Plasticity, Int. Journal of Plasticity, Vol. 27, Issue 8 (2011), pp. 1165–1184.
- 58) 四宮徳章, 白川信彦, 深絞り加工におけるサーボプレスモーションの評価 : 板厚および限界絞り比の測定と NC ダイクッションを用いた TZP 試験, 塑性と加工, Vol. 54 No. 629 (2013), pp. 542–546.

本論文に関する発表論文等

本論文に関する発表論文等

1 査読付発表論文

- (1) 坂本潤嗣, 藤井雅留太, 中村正行, 簡便性を備えたマイクロ～ミリオーダーの圧子押し込み実験に基づく金属材料の力学特性同定手法の検討, 実験力学, Vol. 14, No. 4 (2014), pp. 257-263.
- (2) 坂本潤嗣, 加藤貴幸, 藤井雅留太, 中村正行, 簡便性を備えたマイクロ～ミリオーダーの圧子押し込み実験に基づく金属材料の力学特性同定手法の実用性評価 —プレス加工への適用による実用性の検証—, 実験力学, Vol. 14, No. 4 (2014), pp. 264-270.

2 国際会議

- (1) Sakamoto, J. and Masayuki, N.: Investigation of Metal Material Parameters Identification by Dynamic Hysteretic Behavior of the Indentation Tests and FEM Analysis, Proc. The 8th International Symposium on Advanced Science and Technology in Experimental Mechanics (2013), (CD-ROM).

3 国内講演など

- (1) 坂本潤嗣, 中村正行, 工藤誠一, 風間 武, 小杉 俊, 山岸 光, 押し込み試験法による金属材料の弾塑性特性同定に関する研究, 日本機械学会 2012 年度年次大会 DVD-ROM 論文集(2012), J122012.
- (2) 坂本潤嗣, 中村正行, 逆解析手法による弾塑性材料パラメータ同定の検討, 日本機械学会, 第 22 回設計工学・システム部門講演会 USB 論文集(2012), 1207.
- (3) 坂本潤嗣, 中村正行, 押し込み試験に基づく逆解析手法による弾塑性材料パラメータ同定への最適化手法の適用, 日本機械学会第 25 回計算力学講演会 CD-ROM 論文集

- (2012), pp. 164-165.
- (4) 坂本潤嗣, 中村正行, 押し込み試験と FEM 解析に基づく金属材料パラメータ同定の検討, 日本金属学会北陸信越支部平成 24 年度総会・連合講演会論文集(2012), p.109.
 - (5) 坂本潤嗣, 中村正行, 動的な圧子押し込み試験と FEM 解析に基づく材料パラメータ同定の検討, 第 18 回計算工学会講演会論文集, Vol.18(2013), No. E-1-3.
 - (6) 坂本潤嗣, 中村正行, 圧子押し込み試験から得られる動的特性のバラツキ評価と材料パラメータ同定の検討, 日本機械学会 2013 年度年次大会 DVD-ROM 論文集(2013), J042021.
 - (7) 坂本潤嗣, 中村正行, 押し込み試験と FEM 解析に基づく材料パラメータ同定における同定精度向上の検討, 日本機械学会第 23 回設計工学・システム部門講演会 USB 論文集(2013), 1307.
 - (8) 坂本潤嗣, 藤井雅留太, 中村正行, 圧子押し込み試験と FEM 解析に基づく金属材料の応力-ひずみ特性同定結果の妥当性検証, 日本機械学会 2014 年度年次大会 DVD-ROM 論文集(2014),G0310203.

謝辞

本研究の遂行にあたり、研究の機会を与えて頂くとともに、終始熱心なご指導とご教授を賜りました、信州大学工学部 中村正行 教授に心より感謝申し上げます。また、ご指導ならびにご助言を賜りました、藤井雅留太 助教に心より御礼申し上げます。

本論文を査読いただきました金沢大学 佐々木敏彦 教授，信州大学 田中 清 教授，大上俊之 教授に心より御礼申し上げます。

データ提供を快く快諾いただきました，株式会社オオタ 代表取締役 太田修吾様，設計課 加藤貴幸様，並びに関係社員の皆様に心より感謝申し上げます。

本博士課程入学にあたり、格別のご配慮を頂きました，長野県工業技術総合センター前所長 元環境・情報技術部門長 田口宗治様，研究テーマを与えていただいた元情報システム部長の工藤誠一様，同元部長の小口京吾様に心より御礼申し上げます。

本博士課程における研究推進にご理解と，ご配慮を賜りました，長野県工業技術総合センター所長 横道和正様，環境・情報部門長 小池明夫様，情報システム部長 青木久夫様，情報システム部の部員の皆様に心より感謝申し上げます。また，本研究に関する多大なご助言・ご指導を賜りました同センター人間生活科学部長 宮嶋 隆様，研究企画員 武久泰夫様，測定，実験，解析，データ分析等に関してご指導賜りました材料技術部門 研究企画員 風間 武様，小杉 俊様，伝田直史様，精密・電子技術部門 山岸光様，新井亮一様，上条和之様，児野武朗様，環境・情報技術部門 小林耕治様に心より感謝申し上げます。