The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

Title	鍛造加工条件における鋼材の変形抵抗に関する研究
Author(s)	戸田, 正弘
Citation	大阪大学, 1999, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.11501/3155488
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

https://ir.library.osaka-u.ac.jp/

The University of Osaka

鍛造加工条件における鋼材の変形抵抗に関する研究

1999年1月

戸　田　正　弘

鍛造加工条件における鋼材の変形抵抗に関する研究

1999年 1月

戸田正弘

目 次

第１章　緒 論
１．１　本研究の背景 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 1
１．２　CAEによる鍛造シミュレーションに関する研究 ・・・・・・ 3
１．３　鋼材加工硬化特性に関するこれまでの研究 ・・・・・・・・・ 4
１．３．１　冷間鍛造時の鋼材加工硬化特性 ・・・・・・・・・・・ 4
１．３．２　温，熱間鍛造時の鋼材加工硬化特性 ・・・・・・・・・ 5
１．４　本論文と目的と構成 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 5

第２章　実加工条件における冷間鍛造用鋼変形抵抗
２．１　鋼材の変形抵抗に関するこれまでの知見 ・・・・・・・・・・ 8
２．２　冷間鍛造における鋼材の変形抵抗測定方法 ・・・・・・・・・ 9
２．２．１　大変形域の変形抵抗に対する従来の測定方法 ・・・・ 9
２．２．２　端面拘束圧縮試験による鋼材の変形抵抗評価 ・・・・ 10
２．３　引抜予加工材の変形抵抗への影響 ・・・・・・・・・・・・・ 18
２．４　実加工ひずみ速度における冷間鍛造変形抵抗の定式化 ・・・ 20
２．４．１　引張試験結果からの圧延材，焼鈍等の変形抵抗予測 ・ 20
２．４．２　引張試験結果からの引抜予加工材の変形抵抗予測 ・・ 24
２．５　小 括 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 26

第３章　温・熱間鍛造における等温変形抵抗
３．１　温・熱間鍛造における変形抵抗に関するこれまでの知見 ・・ 28
３．２　等温変形抵抗算出の考え方 ・・・・・・・・・・・・・・・・ 29
３．３　等温変形抵抗の算出手順 ・・・・・・・・・・・・・・・・・ 30
３．３．１　等温変形抵抗の第一近似 ・・・・・・・・・・・・・・ 30
３．３．２　等擦係数の測定 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 32
３．３．３　剛塑性ＦＥＭによる単純圧縮試験解析 ・・・・・・・・ 32
３．３．４　圧縮率と平均ひずみの関係 ・・・・・・・・・・・・・ 32
３．３．５　修正係数ｇの算出 ・・・・・・・・・・・・・・・・・ 33
３．３．６　実験値の修正 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 33

３．３．７　繰返しによる解精度の向上 ・・・・・・・・・・・・・・ 33
３．４　実際の材料を用いた等温変形抵抗の測定 ・・・・・・・・・・ 34
３．４．１　等温変形抵抗の第一近似 ・・・・・・・・・・・・・・ 34
３．４．２　摩擦係数の測定（リング圧縮試験） ・・・・・・・・・ 36
３．４．３　単純圧縮試験のＦＥＭ解析とFEM解方法 ・・・・・・ 37
３．４．４　圧縮率と平均ひずみの関係 ・・・・・・・・・・・・・ 40
３．４．５　修正係数ｇの算出 ・・・・・・・・・・・・・・・・・ 40
３．４．６　実験値の修正 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 44
３．５　摩擦条件の等温変形抵抗に及ぼす影響 ・・・・・・・・・・・ 45
３．６　繰返し計算の等温変形抵抗への影響 ・・・・・・・・・・・ 47
３．７　等温変形抵抗に及ぼすひずみ速度の影響 ・・・・・・・・・・ 49
３．７．１　実験方法と供試材 ・・・・・・・・・・・・・・・・・ 49
３．７．２　実験結果とひずみ速度依存指数 ・・・・・・・・・・・ 49
３．７．３　ひずみ速度依存指数による等温変形抵抗予測 ・・・・ 51
３．８　等温変形抵抗に対する考察 ・・・・・・・・・・・・・・・ 54
３．９　小 括 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 56

第４章　冷間鍛造部品の成形荷重と工具寿命の予測
４．１　冷間鍛造部品成形における鍛造荷重推定 ・・・・・・・・・・ 59
４．１．１　加工条件 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 59
４．１．２　ＦＥＭ解析による現状工程の荷重推定 ・・・・・・・ 60
４．１．３　成形荷重低減策の検討 ・・・・・・・・・・・・・・・ 63
４．１．４　成形荷重推定に及ぼす鋼材変形抵抗精度 ・・・・・・ 66
４．２　冷間鍛造部品成形における鍛造工具寿命推定 ・・・・・・・ 67
４．２．１　変形抵抗低減鋼における後方押出し荷重 ・・・・・・ 69
４．２．２　アプセットボルト成形における工具寿命 ・・・・・・ 71
４．２．３　工具寿命の予測 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 72
４．３　小　括 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 74

第５章　温，熱間等温変形抵抗を用いた鍛造荷重推定
５．１　リング圧縮における荷重推定 ・・・・・・・・・・・・・・ 76
５．１．１　実験方法と解析条件 ・・・・・・・・・・・・・・・・ 76

５．１．２　解析結果と検討 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 76
５．２　温間後方押出しでの荷重推定 ・・・・・・・・・・・・・・・ 78
５．２．１　後方押出し実験方法 ・・・・・・・・・・・・・・・・ 78
５．２．２　ＦＥＭ解析条件 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 79
５．２．３　実験結果と解析結果の比較 ・・・・・・・・・・・・・ 80
５．３　熱間前方押出しでの荷重推定 ・・・・・・・・・・・・・・・ 83
５．３．１　前方押出し実験方法 ・・・・・・・・・・・・・・・・ 83
５．３．２　ＦＥＭ解析条件 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 84
５．３．３　実験結果と解析結果の比較 ・・・・・・・・・・・・・ 84
５．４　小 括 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 86

第６章　結 論 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 88

第1章　緒 論

1．1　本研究の背景

自動車の性能向上に関する多くの課題の内，その構造に対するものとしては，燃料費低減のための軽量化と衝突安全性の強化とが最大の課題である．これらの課題に対処するため，自動車産業界は鉄鋼業界に対し，より高強度の構造用鋼材をより安価に供給することを求めており，この要求は年々厳しくなって来ている．自動車の構造部品は丸棒や線材を冷間，或いは熱間で鍛造して作られることが多い．即ち，加工方法は圧縮加工が主体である．その中で冷間鍛造は，素材歩留りや生産性に優れており，コスト低減の要求に適した技術として，自動車産業の急成長と軌を一つにして急激に広まってきた．当初鍛造に求められていた課題は，欠陥の無いものを安定的に生産することにあり，鋼材も介在物，疵の低減と，適性熱処理の維持に主眼が置かれていた．転炉及び真空脱ガスによる徹底した不純物除去，さらに連続鋳造と電磁撹拌による成分の均質化などの技術が確立される一方，圧延の連続化，圧延ロールの水平－垂直交互の組み合わせによる捻転防止などにより，表面疵の除去が行われた．さらに，圧延後の超音波による表面疵，内部欠陥の検査が実施された．この様に，鋼材欠陥が著しく改善されたことで加工割れの問題は急激に少なくなり，鋼材延性は以前ほど問題視されなくなってきた．これは，延性が必要でなくなったからでなく，圧縮加工性に優れた素材が供給されるようになったからであった．

しかし，その後のオイルショック，さらには近年の為替相場の激変により，鍛造製品に対して一層の生産コスト低減が強く要望された．図１－１に代表的な冷間鍛造工程を示す．圧延材は多くの加工工程を経て機械部品に製造されているが，生産コスト低減に対応してこれら工程の大幅な変更が余儀なく要求されている．例えば，冷間鍛造においては焼鈍省略，熱処理省略，鍛造回数の低減，熱間鍛造部品の冷間鍛造化等が要望されている．また，熱間鍛造では鍛造後の切削代の低減，鍛造後の熱処理省略，加熱温度の低減他，従来不可能とさ

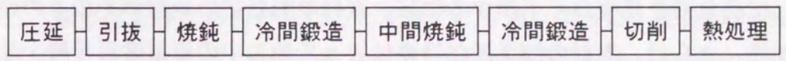


図1－1　冷間鍛造の代表的な工程

れていた高強度材の加工や，強加工が指向されている．これにより，素材，及び工具は従来に増して厳しい条件下で加工されることになり，時にはその使用性能を超えた加工が行われ，素材割れ，工具負荷増による工具早期破損，寿命低下等のトラブルが生じている．

安定生産時には，図１－１に示される工程において効率的に生産する技術が蓄積され，それぞれの工程における技術が開発されてきた．ところが大幅な工程改善においては，それら個々の工程で蓄積されてきた技術がそのまま適用できなくなりつつある．近年の鍛造製品の海外生産においては，鋼材欠陥の多い素材の使用も強いられることになり，それに伴う抜本的な工程見直しもその一つと言える．

こうした時に必要となるのは，各工程で生ずる現象を見極め，素材と加工条件との最適化を行うことである．冷間鍛造時に生ずる加工割れ，工具負荷上昇といった課題に対して，冷間鍛造工程だけを抽出して対策するのでなく，冷間鍛造を中心として前工程での引抜，焼鈍，後工程での切削，熱処理との相互干渉が考慮されたものでなければならない．

しかし，こうした課題を実験的に対応するには相当の時間と労力を必要とする．例えば鍛造に用いられる鋼材はJISの機械構造用鋼，合金鋼を基本として，それらの成分変更材と熱処理条件とが組み合わされるとその数は数百にも及ぶ．鍛造加工も据込み，前方押出し，後方押出しを基本としてそれらを組み合わせて所定の形状へ成形するため，鋼材と加工方法の組み合わせは膨大となる．従って，体系的な取り扱いの下に効率的な対応が行われなくてはならない．その一つとして，計算機の活用が考えられる．

近年，計算機能力の向上はめざましいものがあり，鍛造加工においてもCAD／CAMを初めとしたCAE(Computer Aided Engineering)が盛んに利用されている．その一つとして，鍛造時の変形解析が可能である有限要素法(FEM:Finite Element Method)解析を用いた鍛造シミュレーションが着目され，多くの箇所で開発され，また適用されている．しかし，FEM解析においてその解析精度を決定するものは，解析手法とともに用いられる素材の加工特性データーである．特に，工具負荷を精度良く予測するには，素材変形抵抗の絶対値そのものが重要となる．さらに，素材の加工硬化特性によって加工中の素材変形挙動，また変形形状も異なってくる．

本論文ではこうした認識に基づいて，高精度な素材加工特性を用いることに

よって鍛造シミュレーションの解析精度を向上するべく，実加工条件においた鋼材加工硬化特性を明らかにすることを目的としている．

１．２　CAEによる鍛造シミュレーションに関する研究

鍛造分野においてもCAD／CAMを初めとして，AI技法を用いて鍛造工程設計を支援するエキスパートシステム[1]，鍛造時の素材変形挙動を解析する鍛造シミュレーション他，CAEの利用が急速に広がりつつある．鍛造シミュレーションは，UBET(Upper Bound Element Technique)[2]，或いはFEMを用いたものに大別される．FEMシミュレーターの代表的なものには，弾塑性FEMでは，MARC，ABAQUS，NIKE，DYTRAN－F等の市販プログラムがあり，剛塑性FEMではDEFORM[3]を初め，RIPLS－FORGE[4]，PLUM[5]，NASKA[6]等がある．筆者らも，剛塑性ＦＥＭと後述する鋼材加工特性データーと組み合わせ，冷間鍛造時の素材変形挙動を解析して鍛造用鋼の性能を明らかにする冷間鍛造用鋼性能解析システム[7]を構築している．鍛造加工に対しては，弾塑性FEMよりも剛塑性FEMが多く用いられている．それは，第一に鍛造加工では素材が受けるひずみが大きいことから弾性ひずみ分を無視しても十分な解析精度が得られること，第二に剛塑性FEMでは応力を増分形で与えないために弾塑性FEMに比べて比較的大きな増分ステップを取ることができること等から，変形量の大きい鍛造加工へ向いていると考えられる．また，FEMプログラムのベンチマークテストにおいて，鍛造加工の様に摩擦を伴う変形は剛塑性FEMで安定した解が得られることも報告されている[8]．さらに最近では三次元解析も進み，オイラー要素と動的陽解法を組み合わせたプログラムGrade／FORGEにより，コンロッドの変形解析も行われている[9]．但し，動的陽解法は連立一次方程式を解かないで高速化を図るものであり，連立式を解く他の陰解法に対して内部応力評価においてなお詳細な検討が必要と思われる．

この様に，鍛造シミュレーション開発は多くの箇所で研究が行われており，入力データーに対して安定した，正確な解が出力されるようになってきた．しかし，素材加工硬化特性が異なると変形形状も違うように，そこに入力される素材特性，及び素材－工具間の摩擦係数，熱伝達係数といった物性値の精度は，計算手法と同レベルで解析精度を決定する要因である．言い換えれば，いずれ

のFEM解析プログラムを用いても同様な解精度が確保されようになると，用いられる入力値，特にその物性値の精度によって解析精度が決定されることになる．

1．3　鋼材加工硬化特性に関するこれまでの研究

1．3．1　冷間鍛造時の鋼材加工硬化特性

鍛造時の素材挙動を精度良く解析するためには，鋼材の加工硬化特性を正確に把握しておく必要がある．鍛造時に素材が受けるひずみは，引張試験の10倍以上であり，変形速度も100倍以上となる．この様な厳しい加工条件下での鋼材加工硬化特性に対して，工藤ら[10]は繰返し圧縮試験により実加工ひずみ域まで体系的に評価している．その後，端面拘束圧縮実験を用いた変形抵抗評価方法がOsakadaら[11]によって提案され，実加工速度域での評価が可能となった．この手法を用い，鋼材変形抵抗データーシートの作成が日本塑性加工学会冷間鍛造分科会において共同研究された[12),13]．また，筆者らは，静的な端面拘束圧縮実験による鋼材変形抵抗測定結果を基に，引張強さから変形抵抗の推定を可能としている[14),15]．さらに，端面拘束圧縮試験を発展させてリング圧縮試験から変形抵抗を測定する方法[16]，細径素材での変形抵抗を測定するべく圧延方向と垂直方向から圧縮する方法[17]等も提案されており，簡易に精度良く変形抵抗を測定できるように改善されてきた．また，加工中の温度の影響を考慮した冷間鍛造変形抵抗測定方法[18]，及び変形抵抗式[19),20]も提案されている．また，冷間鍛造では，据込み，後方押出し，前方押出しを基本として各種変形が組み合わせされて加工されことから，予ひずみの変形抵抗への影響が検討されている[21]．鍛造用ブランクは，圧延材から所定ブランク径に引抜加工されるために，引抜時の加工硬化が蓄積されている．この加工硬化の蓄積が正確に把握されていなければ，測定された変形抵抗曲線を用いた工具負荷予測も的を得た結果とはならない．この様な引抜予加工材の圧縮変形挙動に対して，戸澤らは詳細に変形挙動を解明する[22]とともに，三木らはX線解析の立場からそのメカニズムを説明している[15]．しかし，これらは静的変形下での挙動であり，実ひずみ速度下での挙動までは明らかにされていない．

そこで，本研究では実加工条件として加工速度に着目し，実加工ひずみ速度

における大ひずみ域までの鋼材加工硬化特性を明らかにし，その知見を基にして引張試験結果から変形抵抗が推定可能な定式化を行うことが目的とされた．

1．3．2　温，熱間鍛造時の鋼材加工硬化特性

冶金現象を定式化して変形抵抗を定める手法が実用化されている[23]．しかし，そのほとんどが引張変形下でのものであり，冷間鍛造の場合と同様に鍛造実加工条件とはひずみ，ひずみ速度の点で大きく異なっている．実加工条件に適合した巨視的な変形抵抗曲線として，国光らは線材の横圧縮試験[17]から温間でのJIS S10C材の変形抵抗を報告している[24]．さらに，温，熱間鍛造加工では変形中の素材各部の温度，ひずみ，ひずみ速度が時々刻々変化するので，熱解析を伴う数値解析，例えばFEM解析を行う場合には，変形中の温度をある一定値で整理した等温変形抵抗が各ひずみ速度に対応して与えられいることが望ましい．坪内らは，中空薄肉試験片のねじり試験によって，変形による発熱，熱移動等を生じた結果としての温度を測定し，その時の剪断応力と対応させることにより等温変形抵抗を求めている[25]．これは精度の高い測定法であるが，専用の高速ねじり試験装置を備えるとともに，中空薄肉試験片を用いなければならず，鍛造材のように異方性も含めて中実材全体の特性を評価するには必ずしも向いていない．五十川らは，Osakadaら[11]の端面拘束圧縮方法を用いて，温，熱間圧縮試験結果から変形抵抗を算出するとともに，断熱変形を仮定して平均温度上昇を見積もり，上記の等温変形抵抗を求める手法を提案している[26]．しかしながら，この方法は外部への熱移動が無視できない比較的小さいひずみ速度や，ひずみの大きい領域ではその誤差が大きくなる．

そこで本論文では，特殊な試験機を必要とせずに等温変形抵抗を大ひずみ域まで高精度で求められる，実用上簡易な手法を確立することが目的とされた．

1．4　本論文の目的と構成

本研究の第一の目的は，冷間鍛造，及び温熱間鍛造における実際の加工条件における鋼材加工硬化特性を明解にすることにあり，そのための変形抵抗の簡易算出手法を確立することにある．そして第二に，算出された変形抵抗を用いたFEM解析による鍛造時の成形荷重推定，並びに工具寿命予測から，提案され

た変形抵抗簡易算出手法の有用性と適応限界を明らかにすることにある．

本論文は以下の内容から構成されている．

第２章では，冷間鍛造時の実加工条件における鋼材加工硬化特性として，実加工ひずみ速度下での圧延材，焼鈍材，及び引抜予加工材の変形抵抗測定を行い，ひずみ速度の影響を明らかにする．さらに，理論計算にその変形抵抗が簡易に適用できるよう，多くの冷間鍛造用鋼に対する実験結果を基に，引張試験結果を用いた変形抵抗曲線算出式を提案する．

第３章では，温，熱間鍛造時の実加工条件における鋼材加工硬化特性を求めるべく，単純圧縮下における加工中の加工発熱，熱移動，摩擦力の変形抵抗へ及ぼす影響を定量化するとともに，ひずみ速度の影響も定量化し，FEM計算に有用な等温変形抵抗算出手法を提案する．

第４章では，第２章で得られた鋼材加工硬化特性と剛塑性FEMを用いて冷間鍛造時の荷重推定を行い，提案された変形抵抗算出手法の有用性を検討する．その中で，既存の工具寿命結果を利用した工具寿命予測法により，実加工ひずみ速度における鋼材変形抵抗の有用性を工具寿命の観点からも検討する．また，荷重推定が行われる鍛造品は，その類似形状部品が多いことから，大幅に工具負荷が低減可能な加工法を検討する．

第５章では，第３章で提案された温，熱間等温変形抵抗と熱連成剛塑性FEMとを用いて，リング圧縮，後方押出し，前方押出し時の荷重推定を行い，実験結果，及び従来尺度を用いた場合の荷重推定結果との比較からその有用性を検討する．

参考文献

1)例えば，A.A.Badawy,P.S.Raghupathi,D.J.Kuhlmann & T.Altan:J.Mech.Work. Technol.,11 (1985),259-274

2)例えば，木内学・村田良美:塑性と加工，22-24 (1981),495-502

3)S.I.Oh,G.D.Lahotu & T.Altan:Proc. 9th North American Manufacturing Research Conf., (1981),83-90

4)小坂田宏造・坊　覚・真鍋圭司:第35回塑加連講論，(1984),41-44

5)田中伸司・佐藤一雄・内田史彦:塑性と加工，26-288 (1985),87-93

6)豊島史郎・金丸信夫・阿曽協一:神戸製鋼技報，43-1 (1993),137

7)戸田正弘・三木武司・柳本左門・小坂田宏造:塑性と加工，29-332 (1988), 971-976

8)川井謙一:塑性と加工，32-369 (1991),1212-1218

9)木原茂文・森洋志・木下篤・シェリーフ・ラシッド・西山三郎・浅野幸治: 第46回塑加連講論，(1995),265-266

10)工藤英明・佐藤清・沢野岩吉:塑性と加工，6-56 (1965),499-511

11)K.Oaskada,T.Kawasaki & K.Mori:Ann. CIRP, 30-1 (1981),135-138

12)戸澤康壽:昭和60年度科学研究補助金(総合研究(A))研究成果報告書

13)戸澤康壽:塑性と加工，30-343 (1989),1131-1135

14)M.Toda & T.Miki:Proc.14th North American Manufacturing Research Conference, (1986),372-378

15)三木武司・戸田正弘:材料，38-427 (1989), 398-403

16)小坂田宏造・白石光信・木村重節・徳岡雅康:機論，C-55-516 (1989),2213-2220

17)小坂田宏造・白石光信・国光孝:機論，C-54-504 (1988),1836-1842

18)五十川幸宏・森勇夫・戸澤康壽:塑性と加工，38-436 (1997),480-485

19)金丸信夫・津田統:軽金属，43-12 (1993),688-693

20)加藤隆・品川一成:塑性と加工，30-342 (1989),1030-11037

21)三木武司・戸田正弘・柳本左門:塑性と加工，29-331 (1988), 807-813

22)戸澤康寿・小嶋昌俊:塑性と加工，12-122 (1971),174-182

23)例えば，矢田浩・瀬沼武秀:塑性と加工，27-300 (1986), 34-44

24)小坂田宏造・白石光信・国光孝:昭和62年度塑加春講論，(1987),399-402

25)坪内昌生・工藤英明:塑性と加工，9-88 (1968),332-344

26)五十川幸宏・森勇夫・戸澤康壽:塑性と加工，38-436 (1997),480-485

第２章　実加工条件における冷間鍛造用鋼変形抵抗の研究

２．１　鋼材の変形抵抗に関するこれまでの知見

冷間鍛造における大きな課題は，加工中の素材割れと工具寿命である．工具寿命には早期破損と疲労寿命とがあるが，どちらにしても工具負荷を正確に見積もることが重要である．

成形荷重を簡便に予測する手法としては，上界法などの理論計算[1)]或いは経験式[2)]を用いる方法があるが，いずれの場合においても素材の変形抵抗をいかに正確に定めるかが鍵である．一般的に，素材の加工硬化特性を示す尺度として引張強さや硬さが用いられている．しかし，冷間鍛造において素材は大変形を受けるのに対して，引張試験や硬さ試験時に素材が受ける変形は小さい．また，その変形速度も冷間鍛造は引張試験の100倍以上あり，これらの尺度では冷間鍛造時の加工硬化特性を正確に評価し得ない．

これに対して，工藤らはより大きなひずみを付与できる試験手法として圧縮試験を用い，得られる変形抵抗から平均変形抵抗を求めて前方押出し成形荷重の予測を行っており，高精度な荷重見積もりが可能となった[3)]．さらに，近年の計算機能力の向上に相俟って，FEMによる鍛造シミュレーションが急速に普及しているが，成形荷重，工具負荷を予測するためには素材の加工硬化特性が正確に定められていなければならない．本章では，簡易に素材の変形抵抗を評価できる手法としてOsakadaら[4),5)]により提案された端面拘束圧縮試験法を用い，各種鋼材の実加工ひずみ域における加工硬化特性を明らかにし，実加工条件下での変形抵抗の予測を可能にしている．

冷間鍛造においては，前工程の引抜の他に据込み，後方押出し，前方押出し等の加工が複雑に組み合わされることが多く，その過程において素材内部には各種のひずみが蓄積される．ところが，実加工においてそれまでの予ひずみが変形抵抗にどの様な影響を及ぼすか，十分に解明されていない．引抜と圧縮の組み合わせにおける加工硬化挙動を戸澤ら[6)]，及びStrauvenら[7)]は報告している．また，三木ら[8)]は引抜，据込み，後方押出し，前方押出しの各工程に対するひずみ履歴の影響をＸ線解析の立場から明らかにしている．

そこで，本章では実加工条件におけるひずみ域，及びひずみ速度域における鋼材の加工硬化特性を明らかにするとともに，引抜予ひずみの加工硬化特性へ

の影響を検討し，それらの知見を下に鋼材変形抵抗の簡易測定式を導いている．

2．2　冷間鍛造における鋼材の変形抵抗測定方法

2．2．1　大変形域の変形抵抗に対する従来の測定方法

簡便な変形抵抗の尺度として用いられる引張強さの試験時に素材が受けるひずみは塑性ひずみで0．2～0．3程度であるに対し，冷間鍛造では1．0以上の大きなひずみを受けることが多い．そこで，素材に大きなひずみを与えられる手法として圧縮試験が用いられ，繰返し潤滑圧縮法[3]による変形抵抗測定が提案されている．

図２－１にその測定法を示す．圧縮試験では試料上下端面と工具との間に摩擦が生ずる．そのため，素材変形抵抗を高い精度で評価するには，実験で測定される荷重からこの摩擦力をいかに正確に取り除くかが課題である．繰返し潤滑圧縮方法では，円柱の試料と工具との間の摩擦を低減すべく潤滑材を用いて摩擦力を低減している．しかし，摩擦を全く無くすことはできないために不均一変形が生じ，圧縮中に試料中央部が樽状に膨らむバルジングが発生する．そこで，摩擦力の影響が少ないように一回の圧縮率を数％と少なくし，発生したバルジを切削により除去して円柱試料とした後，再度数％の圧縮を行っている．この圧縮と切削の繰返しを行うことで均一圧縮変形を仮定し，所定のひずみまでの変形抵抗を測定している．しかし，この方法は大きなひずみまでの変形抵抗を求めるのに非常に手間がかかる．また，引抜等で予加工を加えられた素材では，途中の切削によってその加工ひずみが除去されてまうなど，素材そのものが既に不均一に変形しているものに対しては不向きである．さらに所定のひずみまで一回の加工で変形を終了させられないので，加工熱などが問題となる高速変形下での変形抵抗評価ができないなどの欠点があり，実際の冷間鍛造時の加工条件に即した評価手法とは言えない．

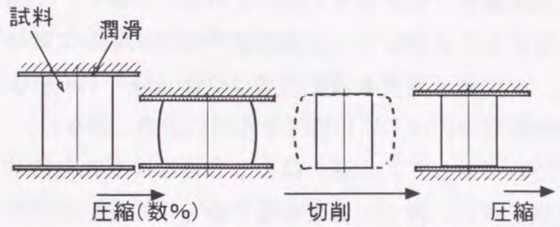


図２－１　繰返し潤滑圧縮方法

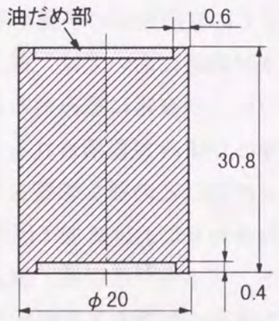


図２－２　油だめを設けた変形抵抗測定用試験片[8]

Herbertzら[9]，Wiegelsら[10]は，試料と工具との間に油だめを設けた図２－２に示される試験片を用いて，圧縮中に生ずる摩擦力を軽減して変形抵抗測定を行っている．この手法は油だめによる潤滑が有効に作用し，かなり変形させても試料側面でのバルジングは見られず，一回の圧縮により大きなひずみ域までの変形抵抗を求めることができる．しかし，その変形量は相当ひずみで$\varepsilon<1.0$であり，それ以上のひずみを付与すると，試料上下にあるつめ部が破損してしまい，潤滑効果が無くなってしまう．この手法は，実加工に対応した高速変形下，或いは高温下での変形抵抗の測定も可能とするものである．試料上下端面の摩擦力は潤滑特性に依存するため，変形中に温度変化を生ずる圧縮試験では潤滑状態が一定に保たれない問題を有しているとはいえ，均一変形を保ちつつ，かなりの大変形まで変形抵抗を測定できる一つの有効な手法でる．

2．2．2　端面拘束圧縮試験による鋼材の変形抵抗評価

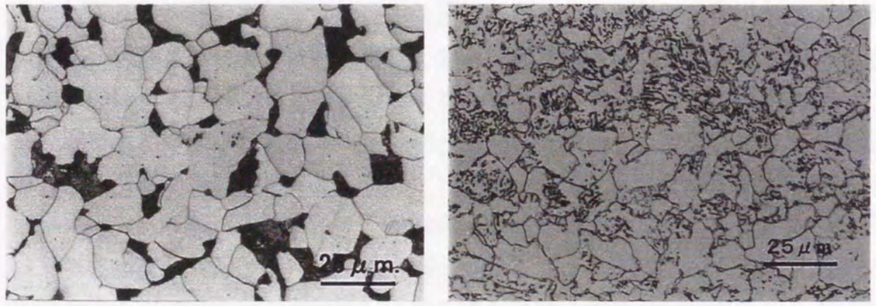
冷間鍛造用鋼の延性評価は，圧縮試験による限界圧縮率で評価されていた．しかし，試料上下端面の潤滑条件によってその評価結果が異なるため，工藤ら[11),12]は端面の拘束条件を一定にするべく，同心溝付き工具による端面圧縮試験方法を提案している．この手法では，試料端面と工具との間の摩擦状態は圧縮中常に固着である．そこでOsakadaら[4),5]は，圧縮変形時の塑性ひずみ，荷重に対する固着状態での不均一変形を剛塑性FEMで解析し，試験片中の平均変形抵抗を荷重から推定するとともに，圧縮率から平均相当塑性ひずみを推定している．この手法は，繰返し潤滑圧縮のように試験片を途中切削することが無いため，予ひずみを受けた素材の変形抵抗評価が可能である．また，圧縮中の摩擦特性も変わらないので，高速変形，高温下での変形抵抗評価が可能となる．しかし，Osakadaらの測定材はアルミニウム，銅など非鉄金属が多く，鋼等の高強度材ではS35Cにとどまっている．そこで，この端面拘束圧縮法が高強度部材へも適用可能か否かを検討するとともに，表２－３に示す各種冷間鍛造用鋼の変形抵抗を測定した．

1）繰返し潤滑圧縮試験結果と端面拘束圧縮試験結果との比較

端面拘束圧縮試験には図２－３に示されるような同心溝を有する圧盤と，直径14$^{\phi}$mm，高さ21mm（高さ／直径比1．5）の試験片とを用いた．試験片形状，及び圧盤の溝形状は日本塑性加工学会冷間鍛造分科会基準[13]に準じている．繰返し潤滑圧縮試験では，ラップ仕上げされた平滑圧盤を用い，マシン油を潤滑油として実験に供した．圧盤には，JIS SKD11焼入れ焼戻し材（HRC62～64）を用いた．JIS S15Cの焼準材，並びにJIS S45Cの球状化焼鈍（SA）材を供試材とし，その化学成分と引張強さを表２－１に示す．負荷能力2000KN，最大速度250mm/sの油圧サーボタイプの圧縮試験機を用い，時間と変位との関係が三角波形となるようにして加圧中は一定変形速度で圧縮試験を行った．

表2－1　供試材の化学成分と機械的性質

鋼種	化学成分 wt%					引張強さ	絞り	伸び	処理状態
	C	Si	Mn	P	S	MPa	%	%	
S15C	0.16	0.27	0.49	0.017	0.021	435	68	41	焼準
S45C	0.46	0.24	0.77	0.021	0.020	579	59	34	球状化焼鈍



S15C－焼準材　　S45C－球状化焼鈍材

写真2－1　供試材の組織写真

図２－４に，繰返し潤滑圧縮試験を用いて，ひずみ速度が$10^{-2}s^{-1}$の準静的条件下で測定された変形抵抗曲線を示す．同図には，実験値をSwiftの式[14]で回帰して得られた実線も併記されているが，回帰線と実験結果とは良く一致している．

図２－５に，端面拘束圧縮法によって測定されたＳ15C-焼準材の変形抵抗

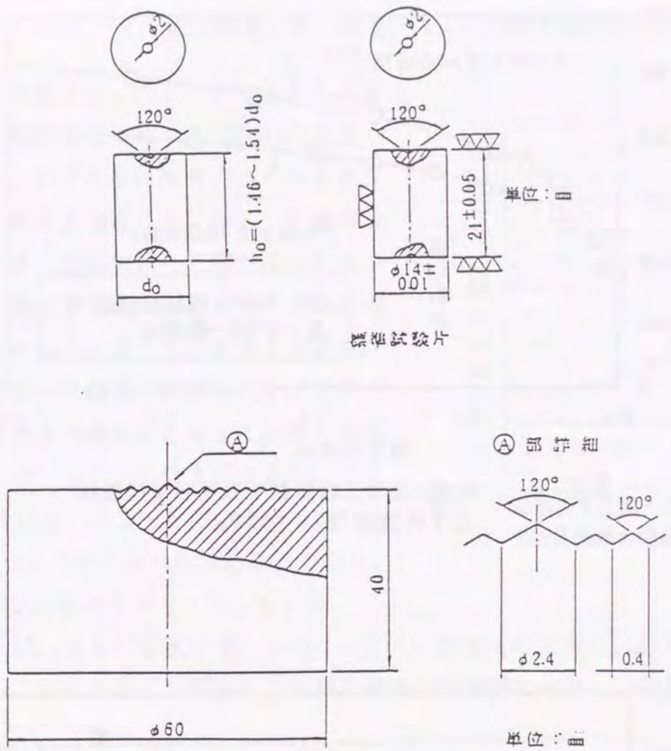


図2－3　端面拘束圧縮用圧盤と試験片形状

測定結果を示す．図中，実線で示される繰返し潤滑圧縮法の変形抵抗曲線は，図２－４の回帰線と同じである．■印で示される結果が，Osakadaらによる端面拘束圧縮法による測定結果である．■印は，相当ひずみ$\bar{\varepsilon}$＞1．0において，繰返し潤滑法で測定された変形抵抗曲線より急増している．端面拘束圧縮法では，圧縮率を試験後の試験片最大高さによって評価している．しかし，変形が大きくなると，工具の弾性変形により試験片上下端面は図２－５中に示されるようなクラウン形状を呈し，中心部とエッジ部でその高さが異なってくることが観察された．そのため，試験片中央の高さで圧縮量を評価すると，圧縮率及びひずみが実際よりも小さく評価されることになる．端面拘束圧縮法では（2-1)式を用いて相当応力が求められているが，実験で測定される荷重値を修正係数ｆによって除している．

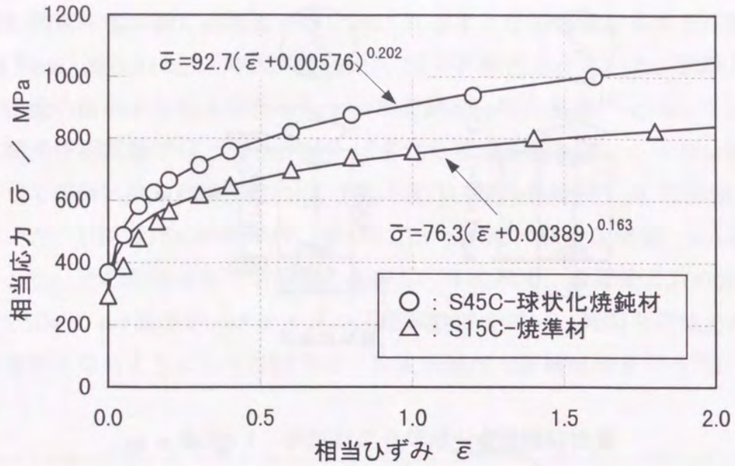


図2－4　繰返し潤滑圧縮試験での変形抵抗曲線
（ひずみ速度 $\dot{\bar{\varepsilon}}=10^{-2}\,s^{-1}$）

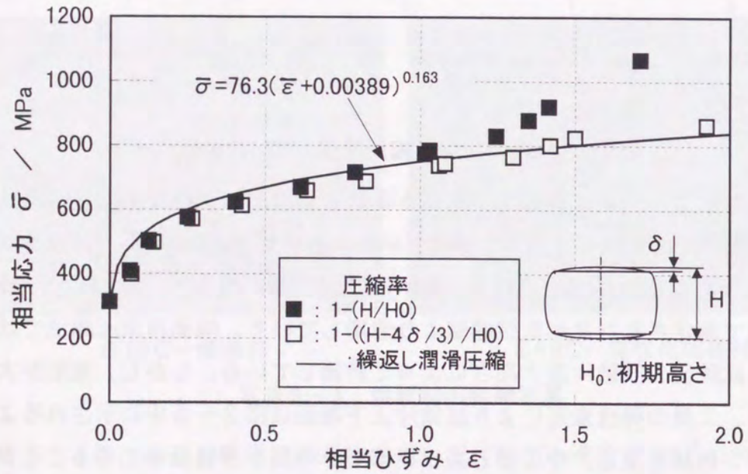


図2－5　端面拘束圧縮と繰返し潤滑圧縮での変形抵抗
（S15C－焼準材　ひずみ速度 $\dot{\bar{\varepsilon}}=10^{-2}\ s^{-1}$）

$$\bar{\sigma}=(1/f)\times(P/A_0) \qquad \cdots(2\text{-}1)$$

f：修正係数，P：荷重，A_0：試験片初期断面積

この修正係数fは，図2－6に示される様に圧縮率の増加とともに二次関数的に大きくなっており，わずかな圧縮率の差も修正係数に大きな誤差を及ぼすことになる．圧縮率が実際より小さく評価されると修正係数fは小さくなり，相当応力は実際よりも大きく評価されることになる．そこで圧縮率を適切に評価するために，圧縮後の試験片上下に生ずるクラウン形状を円錐形と仮定して試験片縦断面の平均面積から求められる高さを用いて圧縮率を評価した．図2－5の□印で示された結果は，こうして求められた変形抵抗であり，繰返し潤滑法の結果と良く一致している．

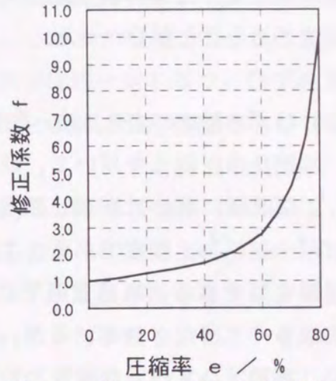


図2－6　端面拘束圧縮での修正係数と圧縮率の関係[4)]

図2－7は，さらに強度の高いS45C－球状化焼鈍材の変形抵抗測定結果を示している．実線が繰返し潤滑法での測定結果の回帰線であり，○印が端面拘

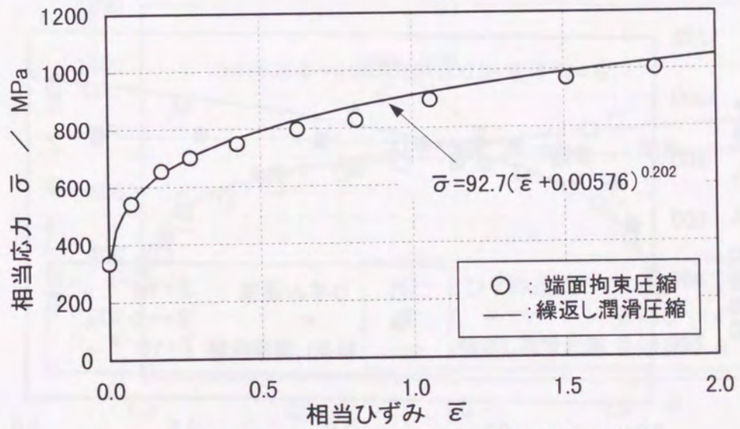


図2－7　端面拘束圧縮と繰返し潤滑圧縮での変形抵抗
（S45C－球状化焼鈍材　ひずみ速度 $\dot{\bar{\varepsilon}}=10^{-2}\ s^{-1}$）

束圧縮法において前記の手法によって圧縮後の試験片高さを評価して求められた結果である．両者は良い一致を示している．

以上から，冷間鍛造用鋼の様な高強度部材においても，圧縮率を適正に評価することで，端面拘束圧縮法により鋼材の変形抵抗を精度良く評価することが可能であることが分かった．

2）ひずみ速度の変形抵抗へ影響

端面拘束圧縮法を用いて，ひずみ速度が変形抵抗へ及ぼす影響を検討した．

引張試験，或いは繰返し潤滑圧縮などにおける準静的条件でのひずみ速度は10^{-4}～$10^{-2}s^{-1}$程度である．これに対して，実鍛造時のそれは1～$10^{2}s^{-1}$と高速な変形である．高速変形下における金属材料の変形抵抗測定は，Nadai[15]以来数多くの研究されているが，実加工条件におけるひずみ域での検討例は少ない．実加工ひずみ域の研究として，小坂田ら[16]は高速ハンマーを用いて鍛造用鋼の変形抵抗を測定しているが，そのひずみ速度は$450s^{-1}$と実加工時よりかなり高い条件である．実加工速度における変形抵抗挙動を検討した例として，加藤ら[17),18]は，冷間圧造用鋼SWRCH15A（炭素量 C:0．15 wt%）材を用いて，機械プレス，油圧プレスをによってひずみ速度を0．1～15．$7s^{-1}$と変え，実加工ひずみ域における変形抵抗式を検討している．

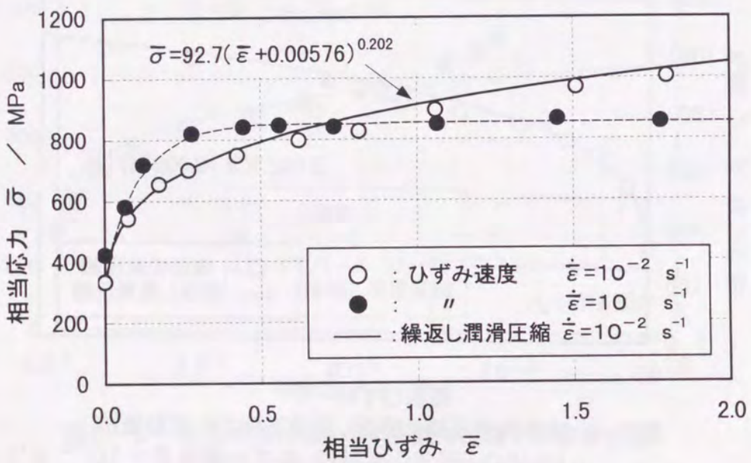


図2－8 変形抵抗曲線へ及ぼすひずみ速度の影響（S45C－球状化焼鈍材）

図2－8は，JIS S45Cの球状化焼鈍材を用い，ひずみ速度$10s^{-1}$の端面拘束圧縮法により測定された変形抵抗曲線を示している．同図には，前出したひずみ速度$10^{-2}s^{-1}$の準静的条件下における変形抵抗曲線も併記されている．相当ひずみが0．6近くまでは，ひずみ速度の高い方が変形抵抗も大きく，引張試験のような従来尺度で得られる結果と同様である．しかし，相当ひずみが0．7以上になると，ひずみ速度が高い場合には変形抵抗がほぼ一定となり，ひずみ速度が低い場合より小さくなり，あたかも加工硬化しないような挙動を示している．

図2－9は，加藤ら[17]と同じ炭素レベルであるJIS S15Cの焼準材を用いて，ひずみ速度$10s^{-1}$，及び$10^{-2}s^{-1}$で端面拘束圧縮したときの変形抵抗曲線を示している．S45C球状化焼鈍材の場合と同様に，ひずみ速度が高い場合に，相当ひずみが0．7以上では，あたかも加工硬化しないような挙動を示している．この理由として，ひずみ速度が高くなると加工発熱による熱がほとんど放散しないうちに高ひずみ域おいて蓄熱による軟化が生じ，加工硬化による変形抵抗の上昇を打ち消すためと考えられる．図2－8のひずみ速度$10^{-2}s^{-1}$での変形抵抗曲線において，断熱変形を仮定し，熱変換効率を0．9として相当ひずみ1．5までの塑性仕事から素材温度を計算すると，初期温度293Kの素材が617Kに温

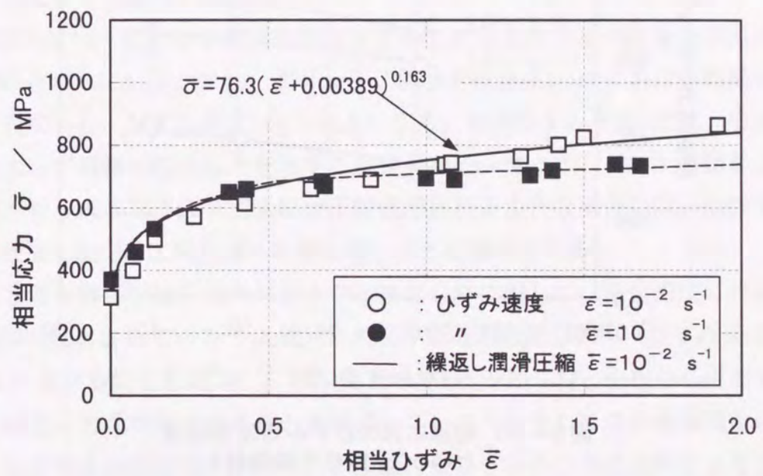


図2－9 変形抵抗へ及ぼすひずみ速度の影響（S15C－焼準材）

度上昇することになる．

S45C－球状化焼鈍材において，ひずみ速度$1s^{-1}$での端面拘束圧縮実験を行い，各相当ひずみにおけるひずみ速度と相当応力との関係を図２－１０に示す．実際の冷間鍛造では加工機の特性と加工形状とによってひずみ速度は種々異なり，中にはひずみ速度が10^2s^{-1}を越える非常に高い場合もある．しかし，相当ひずみ$\bar{\varepsilon} \geqq 1.0$の実加工域において，ひずみ速度$1s^{-1}$以上では相当応力にほとんど差が無いことが分かる．

工具寿命を予測するには，所定のひずみにおける変形抵抗の絶対値が問題となる．本来，ひずみ速度も実加工条件に見合った変形抵抗からそれらは評価されるべきである．しかし，図２－１０より，ひずみ速度$10s^{-1}$における相当ひずみを用いることで，ひずみ速度$1s^{-1}$以上の加工条件を近似できることと考えられる．

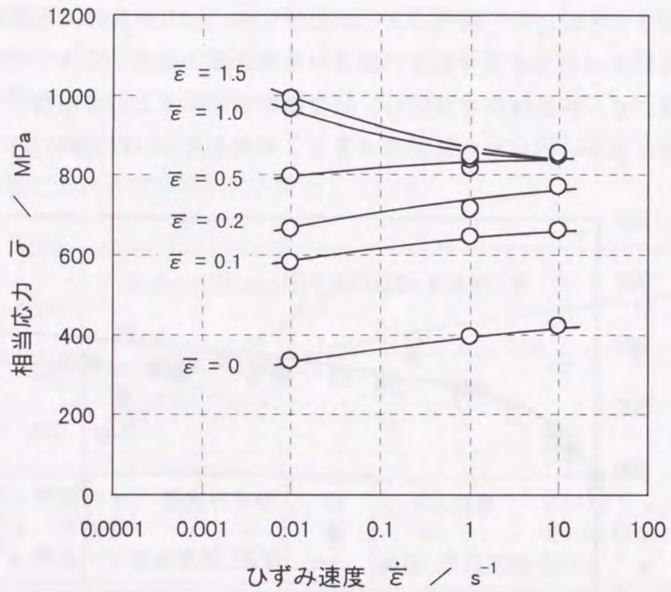


図2－10 相当応力のひずみ速度依存性
（S45C－球状化焼鈍材）

２．３　引抜予加工材の変形抵抗への影響

冷間鍛造では，圧延素材（直径：d_0）が所定の径（直径：d）に引抜された後，鍛造に供されることが多い．従って，引抜時に付与されるひずみが，その後の冷間鍛造時の鋼材の加工硬化特性へ及ぼす影響を明らかにしておく必要がある．筆者ら[19]は各種冷間鍛造用鋼において，引抜予加工材の圧縮変形抵抗は，相当ひずみ$\bar{\varepsilon} \geqq 0.5$において引抜予加工を受けていない素材と同じ変形抵抗となり，あたかも引抜予ひずみが付与されていなかったかの加工硬化特性を示すことを明らかにしている．

そこで，実加工速度下においても同様な現象が現れるか否かを確認した．供試材にはS15C－焼準材を用い，これを減面率5.3，14.8，及び22.6%に引抜した後，端面拘束圧縮試験を行った．引抜減面率と引抜ひずみ，及び引抜後の引張強さを表２－２に示す．図２－１１は，筆者らによって求められた，ひずみ速度$10^{-2}s^{-1}$における各圧縮相当ひずみでの相当応力と引抜後の引張強さとの関係を示している．また，図２－１２はひずみ速度$10s^{-1}$における同様の関係を示している．ひずみ速度$10s^{-1}$においても，相当ひずみ$\bar{\varepsilon} \geqq 1$では，引抜ひずみによらず同様の相当応力を示すことが分かる．従って，ボルトの頭部成形に代表されるような引抜予加工材が圧縮成形されるような場合には，引抜で与えられた加工硬化は工具負荷へ影響しないことが推定される．

表2－2　引抜ひずみと引張強さ

減面率 % $(1-d^2/d_0^2)$	引抜ひずみ $\ln(d_0^2/d^2)$	引張強さ MPa
0	0	418
5.3	0.05	497
14.8	0.16	561
22.6	0.26	600

d_0: 引抜前の素材直径
d　: 引抜後の素材直径

なお筆者らは，引抜予加工材および引抜なし材に対して，転位密度に対応する一つの尺度とされている[20]X線回折線の半価幅の圧縮試験中（ひずみ速度$10^{-2}s^{-1}$）における変化を測定し，$\bar{\varepsilon} \geqq 0.5$では引抜予加工材と引抜なし材とで半価幅にほとんど差がなくなることを確認している[8]．そしてこの様な現象に対し，引抜を軸方向の引張変形と考え，圧縮時にひずみの方向の逆転がもたらしたバウシンガ効果が実加工レベルの大変形域においても現れたものと考え，転位密度の変化をモデル化している[8]．

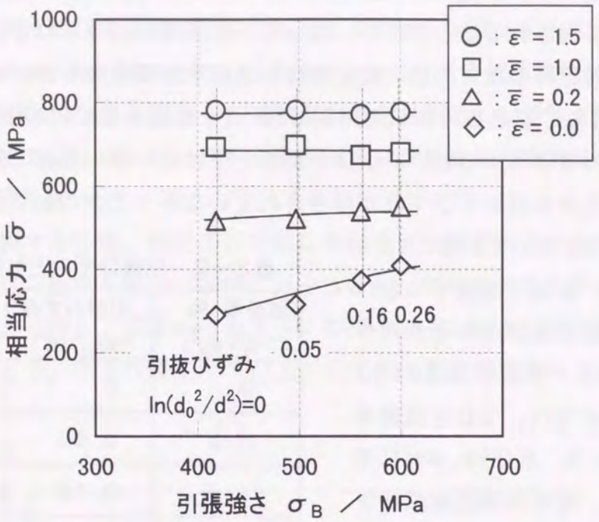


図2－11 引抜材の引張強さと圧縮時の相当応力[19)]
（S15C－焼準材 ひずみ速度 $\dot{\bar{\varepsilon}}=10^{-2}$ s^{-1}）

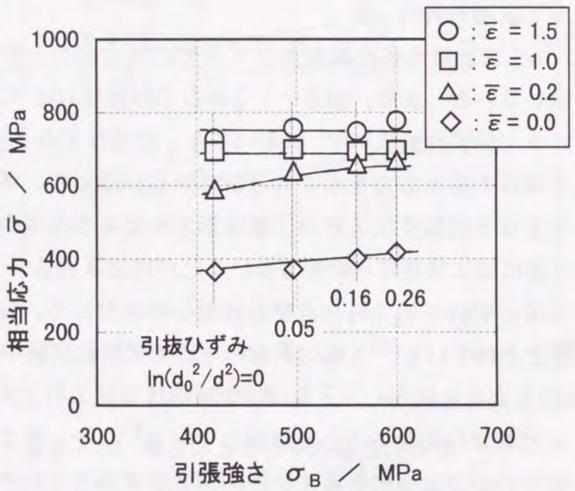


図2－12 引抜材の引張強さと圧縮時の相当応力
（S15C－焼準材 ひずみ速度 $\dot{\bar{\varepsilon}}=10$ s^{-1}）

2．4 実加工ひずみ速度における冷間鍛造変形抵抗の定式化

FEM解析等の理論解析においては，鋼材の変形抵抗曲線がSwiftの式等の様に，ひずみのｎ乗の形で表されていると好都合である．さらに，ひずみ速度$10s^{-1}$における変形抵抗曲線によりひずみ速度$1s^{-1}$以上のそれを近似できることから，実加工ひずみ速度における変形抵抗曲線として，ひずみ速度$10s^{-1}$における変形抵抗曲線を引張強さから算出する式を導いた．

2．4．1 引張試験結果からの圧延材，焼鈍等の変形抵抗予測

引張強さは素材強度を示す指標として従来より用いられている．また，鍛造時に素材が受けるひずみ範囲とは違うものの，素材加工硬化挙動を含む指標であることから，冷間加工を受けていない素材において，引張強さと変形抵抗との間には一定の相関関係を有すると考えられる．そこで，冷間鍛造に供せられる数多くの鋼種について引張強さと冷間鍛造実加工条件における変形抵抗との関係を求めた．供試材には，表２－３に示されるような[C]（0．005～0．56）wt%，[Si]（0．02～0．30）wt%，[Mn]（0．20～1．39）wt%，[Cr]（～1．13）wt%にわたる約50種の圧延材，焼準材，及び焼鈍材が用いられている．これらの素材について，引張試験と端面拘束圧縮試験とを行った．引張試験は準静的なひずみ速度で行い，端面拘束圧縮試験はひずみ速度$10s^{-1}$で行った．

図２－１３は，相当ひずみ$\bar{\varepsilon}$=1．5におけるこれら素材の相当応力$\bar{\sigma}_{1.5}$と引張強さσ_Bとの関係を，ひずみ速度$10^{-2}s^{-1}$の結果[19)]と比較して示している．ひずみ速度$10s^{-1}$においても，本実験範囲では$\bar{\sigma}_{1.5}$とσ_Bとはほぼ直線関係にあることが分かる．また，同図には$\bar{\sigma}_{1.5}$と引張強さσ_Bとの相関が回帰されているが，ひずみ速度$10s^{-1}$の方が引張強さσ_Bに対する係数が小さく，$\bar{\sigma}_{1.5}$の増加率が小さいことが分かる．ひずみ速度$10s^{-1}$では，素材強度が高くなると圧縮中に発生する発熱量が多くなり，軟化量が大きくなるためと思われる．

図２－１４は，各相当ひずみにおける相当応力$\bar{\sigma}$と引張強さσ_Bの関係を示している．いずれの相当ひずみεにおいても，相当応力$\bar{\sigma}$と引張強さσ_Bとの間はほぼ直線関係にある．また，引張強さσ_B対する相当応力$\bar{\sigma}$の増加率は，相当ひずみが大きくなるに従って小さくなることが分かる．これも，素材強度が高くなると圧縮中に発生する発熱量が大きくなることに起因するものと考えられる．

表2－3　変形抵抗と引張強さの相関を求める実験での供試材

鋼 種	熱処理	成 分							wt%
		C	Si	Mn	P	S	Cr	Al	Ti
CH20KH	A 除冷	0.18	0.22	0.39	0.014	0.009	－	0.022	－
CH30KH	A 除冷 SA	0.30	0.24	0.78	0.015	0.007	－	0.014	－
CH35KH	A 除冷	0.32	0.23	0.77	0.016	0.008	－	0.024	－
CH40KH	SA A 除冷	0.38	0.28	0.74	0.018	0.008	－	0.027	－
CH45KH	SA A 除冷	0.45	0.30	0.76	0.019	0.007	－	0.026	－
S15C	R	0.16	0.27	0.49	0.017	0.021	－	－	－
S45C	SA	0.44	0.25	0.67	0.019	0.006	0.02	0.027	
	SA	0.46	0.24	0.77	0.021	0.020	0.01	－	－
	SA	0.44	0.19	0.78	0.021	0.011	－	0.023	－
	SA	0.46	0.24	0.77	0.021	0.020	0.01	－	－
	R	0.45	0.22	0.79	0.022	0.020	0.04	0.030	－
RQ0244	CR	0.08	0.02	0.39	0.020	0.013	－	0.061	－
RX1359	CR	0.06	0.01	0.35	0.020	0.014	－	0.045	－
RD1227	CR	0.06	0.02	0.33	0.024	0.015	－	0.054	－
CQ2079	CR R	0.06	0.03	0.38	0.016	0.016	－	0.058	－
CJ3134	CR R	0.08	0.03	0.34	0.017	0.017	－	0.068	－
CQ3781	CR R	0.01	0.02	0.20	0.013	0.013	－	0.031	－
T	R	0.005	0.011	0.24	0.020	0.005	－	0.020	0.002
ϕ	R	0.005	0.012	0.24	0.019	0.005	－	0.022	0.041
M	R	0.005	0.013	0.24	0.019	0.006	－	0.021	0.078
R	R	0.022	0.014	0.26	0.018	0.005	－	0.025	<0.002
P	R	0.019	0.014	0.25	0.019	0.005	－	0.027	0.081
V	R	0.019	0.014	0.24	0.015	0.006	－	0.021	0.177
キャップド	R	0.10	0.01	0.30	0.016	0.012	0.04	－	－
SAE1524	R	0.22	0.24	1.39	0.020	0.023	0.03	0.035	－
S25C-M	SA	0.24	0.08	0.37	0.002	0.015	0.12	0.020	－
S35C-M	SA	0.36	0.06	0.36	0.003	0.011	0.32	0.024	－
S45C-M	SA	0.44	0.07	0.36	0.002	0.012	0.36	0.025	－
S55C-M	SA	0.56	0.08	0.38	0.002	0.014	0.38	0.028	－
SCr415	SA	0.15	0.26	0.80	0.013	0.015	1.11	－	－
SCr420	SA	0.19	0.24	0.77	0.021	0.020	1.13	0.028	－
SCM415	SA	0.16	0.29	0.74	0.018	0.022	0.98	0.053	Mo:0.18
SCM435	SA	0.34	0.26	0.77	0.020	0.017	1.08	0.048	Mo:0.20

R:圧延　CR:制御圧延　A:焼鈍　SA:球状化焼鈍　除冷:圧延→除冷

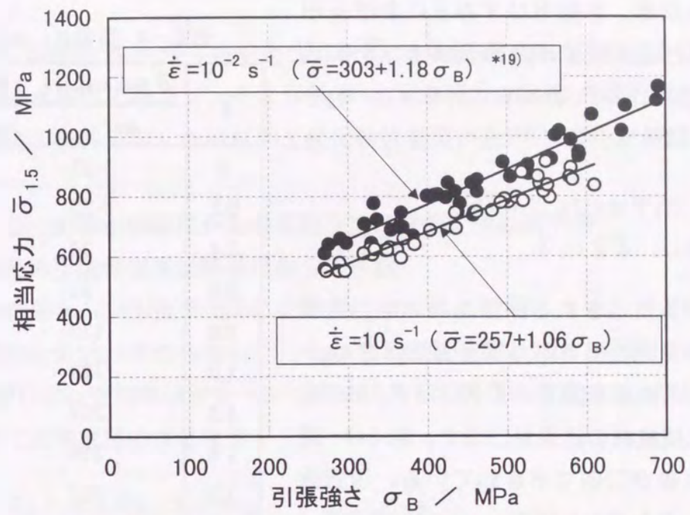


図2－13　引張強さと$\bar{\varepsilon}$=1.5での相当応力$\bar{\sigma}_{1.5}$との関係

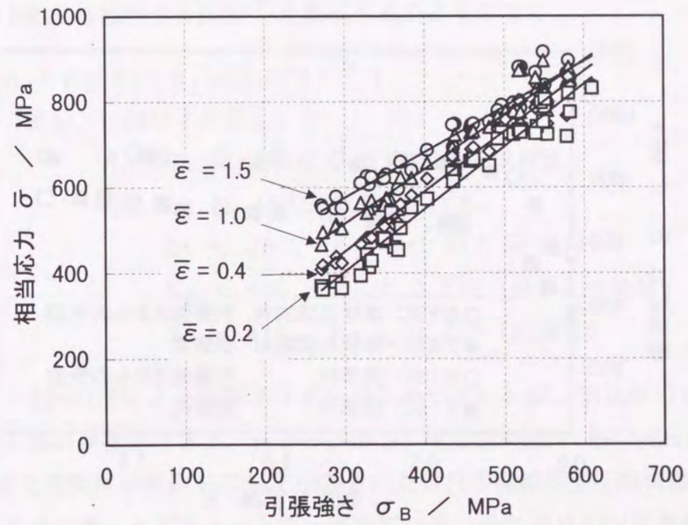


図2－14　各相当ひずみにおける引張強さと相当応力との関係　（ひずみ速度$\dot{\bar{\varepsilon}}$=10 s^{-1}）

他の相当ひずみ$\bar{\varepsilon}$においても図２－１４と同様に引張強さσ_Bと相当応力$\bar{\sigma}$との関係を求め，各相当ひずみ$\bar{\varepsilon}$における相当応力$\bar{\sigma}$と引張強さσ_Bとの関係を (2-2)式の直線関係に回帰した場合の係数a_1，a_2を表２－４に示す．

$$\bar{\sigma} = a_1 + a_2\sigma_B \quad \text{(MPa)}$$

但し，$\bar{\varepsilon} \geqq 0.2$　　・・・(2-2)

表２－４に示される係数を用いて，各相当ひずみ$\bar{\varepsilon}$での相当応力$\bar{\sigma}$を引張強さσ_Bから予測した結果を図２－１５に示す．S45C－球状化焼鈍材の結果が○印で，S15C－焼準材の結果が□印で示されている．引張強さσ_Bは，それぞれ579MPa，435MPaである．同図には，図２－８，及び図２－９で示された同じ素材の変形抵抗実験結果が●，■印で示されている．引張強さσ_Bから予測された変形抵抗は，実験結果と良く一致している．

表2－4 係数a_1，a_2

$\bar{\varepsilon}$	$\bar{\sigma}=a_1+a_2\sigma_B$ (MPa)	
	a_1	a_2
0	-25	1.02
0.2	-25	1.43
0.4	34	1.42
0.6	95	1.32
0.8	130	1.26
1.0	129	1.29
1.2	207	1.14
1.4	256	1.05
1.5	257	1.06
1.6	306	0.97
1.8	330	0.93

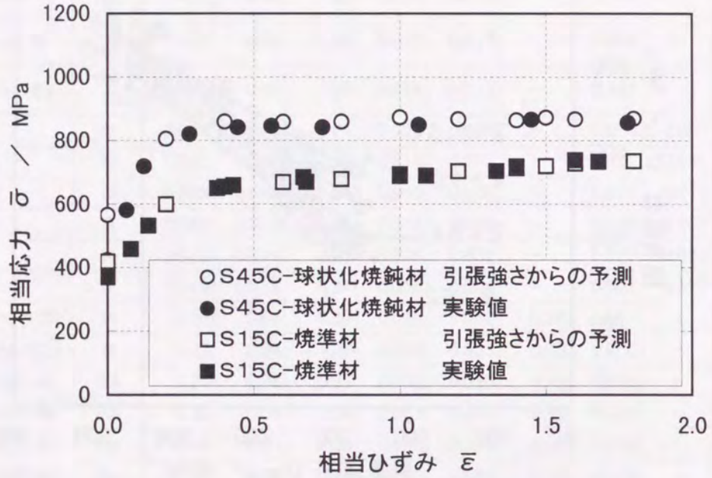


図2－15 引張強さからの変形抵抗予測と実験値との比較
（ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}=10\ s^{-1}$）

従って，引張強さσ_Bから各相当ひずみ$\bar{\varepsilon}$における相当応力$\bar{\sigma}$を (2-2)式，及び表２－４を用いて推定し，そこから$\bar{\sigma}=a(\bar{\varepsilon}+b)^n$ のSwiftの式へ近似することで，実加工条件に即した鋼材加工硬化特性を用いたFEM解析が可能となる．

２．４．２　引張試験結果からの引抜予加工材の変形抵抗予測

１）引抜後の引抜材引張試験結果からの予測

前節の結果から，引抜予加工により引張強さσ_Bが上昇しても，$\bar{\varepsilon} \geqq 0.5$において圧縮変形抵抗が変わらないいことから，引抜予加工による引張強さの増加$\Delta\sigma_B$を差し引いた引張強さを (2-2)式に代入して得られる次式は，引抜予加工材を含めた変形抵抗の式となる．

$$\bar{\sigma} = a_1 + a_2(\sigma_B - \Delta\sigma_B) \qquad \cdots(2\text{-}3)$$

但し，圧縮ひずみ$\bar{\varepsilon} \geqq 0.5$，$\sigma_B$；引抜予加工材の引張強さ

$\Delta\sigma_B$が，引抜ひずみ$\ln(d_0^2/d^2)$に対してｎ乗則で表せるとすれば，(2-3)式は，筆者らの予加工材に対する結果[19]を基に下式のようになる．

$$\bar{\sigma} = a_1 + a_2\{\sigma_B - k_1\ln(d_0^2/d^2)^{k_2}\} \qquad \cdots(2\text{-}4)$$

但し，圧縮ひずみ$\bar{\varepsilon} \geqq 0.5$

d_0:引抜前の素材径，d:引抜後の素材径

定数k_1，k_2 は次式で与えられる．

$k_1 = 393$，$k_2 = 0.515$（圧延材）

$k_1 = 446$，$k_2 = 0.559$（球状化焼鈍材）

$k_1 = 416$，$k_2 = 0.526$（焼鈍材）

従って，(2-4)式により引抜予ひずみが分かっていれば，引抜材の引張強さからも変形抵抗が推定できる．表２－３中の冷間圧造用鋼材CH45KH，CH30KHの球状化焼鈍材が減面率20%で引抜された素材の端面拘束圧縮試験結果が，図２－１６中に●，▲プロットで示されている．それぞれの引抜後の引張強さは718MPa，610MPaであった．図中には，(2-4)式と表２－４を用いたそれら鋼材の変形抵抗曲線の予測結果を実線を示すが，実験値と予測結果はほぼ一致している．

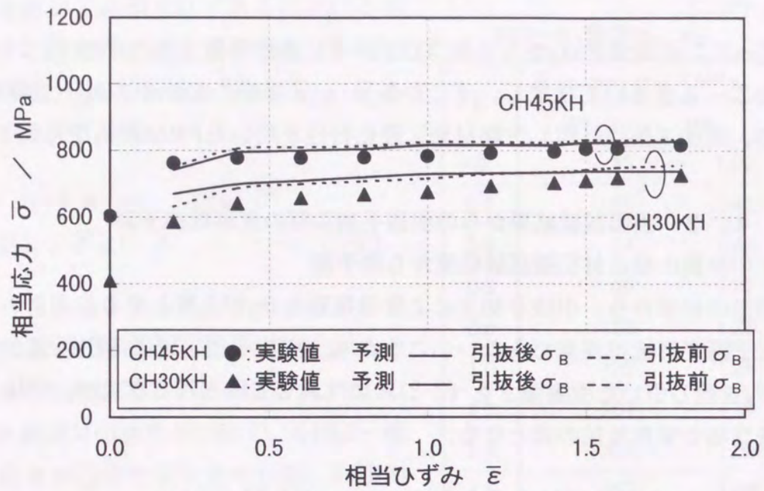


図2－16 引抜予加工材の変形抵抗曲線の予測
（減面率:20% ひずみ速度 $\dot{\bar{\varepsilon}}$=10 s^{-1}）

2）引抜前の引抜材引張試験結果からの予測

相当ひずみ $\bar{\varepsilon}$≧0.5では，引抜材の変形抵抗は引抜予加工を受けていない素材と同じ変形抵抗となる．従って，引抜後の引張強さが不明な場合でも引抜前の引張強さが分かれば，それと(2-2)式及び表２－４の係数を用いることにより，各相当ひずみでの変形抵抗が求められる．

こうして予測された結果が，図２－１６中の破線で示されている．引抜前の引張強さはCH45KH，及びCH30KHで，それぞれ541MPa，458MPaであった．この予測結果も実験値とほぼ一致している．

以上から，引抜前後のどちらかの引張強さが分かれば，ひずみ速度10s^{-1}での引抜予加工材の圧縮変形抵抗曲線の予測が可能となった．

２．５ 小 括

冷間鍛造実加工条件における鋼材変形抵抗を明らかにすべく，大ひずみ域での圧縮変形抵抗に及ぼすひずみ速度の影響，及び実加工ひずみ速度下での引抜予ひずみの影響を明らかにし，以下の結論が得られた．

（１）相当ひずみ $\bar{\varepsilon}$<0.5において，ひずみ速度 $\dot{\bar{\varepsilon}}$=10s^{-1} の圧縮時変形抵抗は $\dot{\bar{\varepsilon}}$=$10^{-2}s^{-1}$ のそれに比べて大きいが，$\bar{\varepsilon}$≧0.5では $\dot{\bar{\varepsilon}}$=10s^{-1} の変形抵抗が小さくなる．これは，圧縮中の加工発熱が蓄熱されることによる軟化現象に起因するものと思われる．

（２）相当ひずみ $\bar{\varepsilon}$>1.0の実加工ひずみ域では，ひずみ速度 $\dot{\bar{\varepsilon}}$=1～10s^{-1} において相当応力の差はほとんど無い．

（３）ひずみ速度 $\dot{\bar{\varepsilon}}$=10s^{-1} においても，引抜予加工材の圧縮変形抵抗は相当ひずみ $\bar{\varepsilon}$≧0.5で引抜予加工を受けていない素材と同じ変形抵抗となり，あたかも引抜予ひずみが付与されなかったかの加工硬化特性を示す．

（４）広範な冷間鍛造用炭素鋼に対する引張強さと相当応力との相関を基に，引抜予加工材も含めて，ひずみ速度 $\dot{\bar{\varepsilon}}$=10s^{-1} における変形抵抗曲線を引張試験結果から算出できるような近似式とその係数が求められた．

（５）（２）の結果を考慮すれば，提案された算出方法によって，ひずみ速度 $\dot{\bar{\varepsilon}}$≧1s^{-1} の実加工ひずみ速度域での変形抵抗曲線の推定が可能と考えられる．

参考文献

1)W.Johnson:J. Inst. Metals, 85 (1956),403-408

2)ICFG:Meatal Forming,37-5(1970),145

3)工藤英明・佐藤清・沢野岩吉:塑性と加工, 6-59 (1965),499-511

4)K.Osakada,T.Kawasaki & K.Mori:Ann. CIRP, 30-1 (1981),135-138

5)川崎稔夫・森謙一郎・小坂田宏造:昭和55年度塑加春講論, (1980), 529-532

6)戸澤康寿・小嶋昌俊:塑性と加工, 12-122 (1971),174-182

7)Y.Strauven:Draft,32-6 (1981)

8)三木武司・戸田正弘:材料, 38-427 (1989), 398-403

9)R.Herbertz & H.Weigels:Stahl und Eisen, 101-2 (1981),29-33

10)H.Weigels & R.Herbertz:Stahl und Eisen, 101-24 (1981),47-52

11)工藤英明・青井一喜:塑性と加工, 8-72(1967),17-27

12)H.Kudo, K.Sato & K.Aoki:Ann. CIRP, 28-2 (1968),309-318

13)日本塑性加工学会冷間鍛造分科会基準:塑性と加工, 22-241 (1981),139-144

14)W.Johnson & P.B.Mellor:塑性加工学1, 15 (1965), 倍風館

15)A.Nadai & M.J.Manjoine:Proc.ASTM, 40 (1940),822

16)小坂田宏造:京都大学博士論文昭和45年3月"冷間鍛造に関する基礎的研究", 及び 鍛造ハンドブック, 日刊工業新聞社 (1971),7

17)加藤隆・品川一成:塑性と加工, 30-342 (1989),1030-11037

18)加藤隆・品川一成:塑性と加工, 30-346 (1989),1532-1539

19)M.Toda & T.Miki:Proc.14th North American Manufacturing Research Conference, (1986),372-378

20)日本材料学会:X線材料強度学, (1973),325, 養賢堂

第３章　温，熱間鍛造における等温変形抵抗の研究

３．１　温，熱間鍛造における変形抵抗に関するこれまでの知見

近年の温，熱間鍛造では，製造コスト低減から鍛造後の切削レス化が強く指向されている．これに伴い，工具負荷は従来にも増して厳しくなり，工具負荷をいかに正確に推定するかが重要な課題となっている．しかし，冷間鍛造に比べて温，熱間鍛造品で成形される製品形状は複雑であるために，工具負荷予測，及びそのための材料流動推定が困難である．そこで，有限要素法等のCAEを用いた予測手段が利用されつつあるが，その解析精度を高めるには，冷間鍛造同様に材料の正確な加工硬化特性を用いる必要がある．熱間での鋼材加工特性として，冶金現象を定式化して変形抵抗を定める手法が実用化されている[1)~5)]が，その適用ひずみ域は熱間鍛造時に素材が受けるひずみに比べて小さい．温，熱間変形抵抗の実測には多くの困難を伴う．例えば，摩擦係数の影響を除去するために，圧縮試験片の端部に潤滑材を封じ込める図２－２に示された試験片を用いる方法では，中速度の鍛造プレスを用いた温，熱間鍛造加工でのひずみ速度域（$1\sim10s^{-1}$）においては，素材と工具との間の熱移動や加工発熱による変形抵抗への影響が無視できなくなる．さらに，測定されるひずみ域も相当ひずみ$\bar{\varepsilon}<1.0$であり，$\bar{\varepsilon}\geqq1.0$のひずみを受ける部品がほとんどである温，熱間鍛造に対して適用するには不向きである．ひずみ速度の影響として，長崎ら[6),7)]は，ひずみ速度$10^{-4}\sim200s^{-1}$における熱間鍛造変形抵抗を測定し，その影響を検討している．しかし，それは引張試験での比較であり，素材に付与されるひずみ域は0．1程度までである．温，熱間鍛造時に素材が受けるひずみは1．0以上に及ぶので，このひずみ域まで，実用のひずみ速度における変形抵抗を精度良く測定する必要がある．

さらに，鍛造加工中の素材各部における温度，ひずみ，ひずみ速度は時々刻々と変化するので，熱解析を伴う有限要素法解析を行う場合には，変形中の温度をある一定値で整理した等温変形抵抗が，各ひずみ速度に対応して与えられいることが望ましい．坪内らは中空薄肉試験片のねじり試験において，変形による発熱，熱移動等を生じた結果としての温度を測定し，その時の剪断応力と対応させることにより等温変形抵抗を求めている[8)]．また，Nakamuraらも炭素量0．06wt%の軟質材に対する中空試験片のねじり試験から，ひずみ速度の変形

抵抗への影響を検討している[9]．これらは精度の高い測定法であるが，専用の高速ねじり試験装置を備えるとともに中空薄肉試験片を用いなければならず，鍛造材のように異方性も含めて中実材全体の特性を評価するためには必ずしも向いていない．

五十川らは，Osakadaらの端面拘束圧縮方法を用いて，温間，及び熱間圧縮試験結果から変形抵抗を算出するとともに，断熱変形を仮定して圧縮中の平均温度上昇を見積もって等温変形抵抗を求める手法を提案している[10]．しかしながら，この方法は外部への熱移動が考慮されておらず，その影響が無視できない比較的小さいひずみ速度，或いはひずみの大きい領域ではその誤差が大きくなる．

ここでは，特殊な試験機を必要とせず，摩擦発生や温度変化を容認した単純円柱圧縮試験にFEM解析を援用し，等温変形抵抗を大ひずみ域まで高精度で求める実用上簡易な手法を提案する．

3．2　等温変形抵抗算出の考え方

等温変形抵抗算出の具体的な考え方は，単純圧縮試験結果に対して熱連成剛塑性FEM解析から摩擦力，加工発熱，及び熱移動の影響を取り除くことにより，一定温度下の変形抵抗曲線を抽出するものである．

いま，ある温度下に加熱された円柱試験片を，上下二つの圧盤によって圧縮する場合を考える．こうした実験を用いて，試験片の最大断面積で荷重を除した見かけの変形抵抗が良く求められる．ところが，その見かけの変形抵抗には工具と素材との間の摩擦力，加工発熱，熱移動等の影響が含まれたものであり，ことに高ひずみ域においてその影響は大きく，変形抵抗としての精度低下が著しい．そこで，まず求めようとする全ひずみ域において，ある一定の温度における変形抵抗を単純圧縮の実験値の基に仮定する．その等温変形抵抗を用いた熱連成FEM解析によって，摩擦，発熱，及び熱移動を考慮した単純圧縮を再現し，その結果から見かけの変形抵抗を算出すれば，最初仮定した等温変形抵抗とこの見かけの変形抵抗との差は，摩擦，発熱，熱移動によって生ずるものであるといえる．そして，これらの比を算出しておけば，その比を用いて実験によって得られる見かけの変形抵抗から，本来の一定温度下の等温変形抵抗が算

出されることになる．

この等温変形抵抗は，初期温度は問わず，素材が変形中に所定の温度になったときの変形抵抗を各ひずみに対して求めてつなぎ合わせた形になっている．従って，この曲線そのものは実在の材料における変形中の変形抵抗を追跡したものではなく，あくまで仮想曲線である．

なお，変形抵抗をひずみや温度の関数として一つの式で定式化することがしばしば試みられている[11),12)]が，ここではそのような定式化を行うことを目的としていない．即ち，ひずみ速度一定の下に等温状態の，より精度の高い応力－ひずみ関係を個々に求める手法を示し，その後ひずみ速度の影響について検討する．

3．3　等温変形抵抗の算出手順

3．3．1　等温変形抵抗の第一近似（図3－1 Ⓐ，Ⓑ）

図3－1に，等温変形抵抗算出の流れを示す．

まず，後述する実験方法に従って円柱の単純圧縮試験を行い（3-1），（3-2）式より見かけの変形抵抗を求める．

圧縮率　：$e = (h_0 - h)/h_0 \times 100\ (\%)$　・・・(3-1)

見かけの変形抵抗：$\bar{\sigma}_{nom,exp}\ (\bar{\sigma}_{nom,FEM}) = P_{max} / S_{max}$　・・・(3-2)

但し，h_0　：試験片の初期高さ　h：試験後の試験片高さ

P_{max}：最大荷重　　S_{max}：試験片最大断面積

この単純圧縮による見かけの変形抵抗曲線を，実際の鍛造の温度範囲を含み，その上下の広い範囲の温度にわたって実験により求めておく．

実験から求められる見かけの変形抵抗曲線を図3－2に示すが，見かけの変形抵抗$\bar{\sigma}_{nom,exp}$は，変形初期に一時的な減少傾向があり，それ以降，摩擦などの影響により急激に増加している．この変形初期に見られるピークは，圧縮率20％前後のひずみの小さい領域に現れる．この位の圧縮率においては摩擦，加工発熱，熱移動の変形抵抗への影響は比較的小さいと考えられることから，このピーク値を等温変形抵抗の第一近似$\bar{\sigma}_{iso,0}$とし，$\bar{\sigma}_{iso,0}$をひずみ量によらず

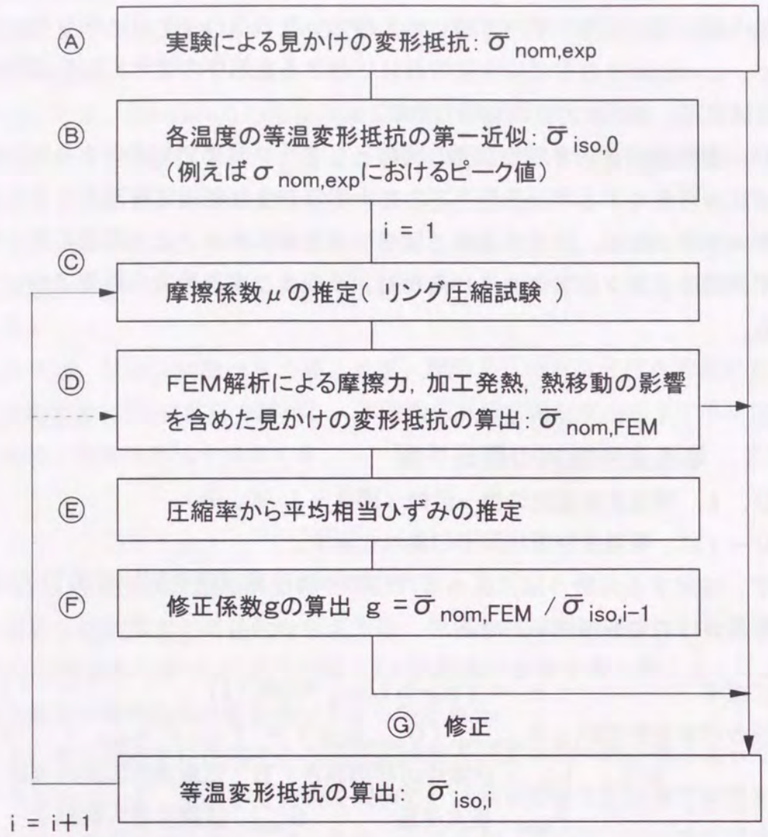


図3－1　等温変形抵抗の算出フロー

一定値と仮定する．本手法は等温変形抵抗の第一近似を用い，変形抵抗へ及ぼす摩擦，加工発熱，熱移動の影響を熱連成剛塑性FEM解析によって定量化し，その影響を実験結果から取り除くことを行う．なお，図３－１における Ⓒ～Ⓖ の繰返しを行って変形抵抗を収束させるため，必ずしもこのピーク値を等温変形抵抗の第一近似 $\bar{\sigma}_{iso,0}$ に仮定する必要性は無い．但し，実験結果を基にしたこのピーク値を $\bar{\sigma}_{iso,0}$ に仮定定することで，Ⓒ～Ⓖの繰返しにおいて解が収束し易くなると考えられる．

３．３．２　摩擦係数の測定（図３－１ Ⓒ）

摩擦による変形拘束の影響を見積もるために，リング圧縮試験[13)]により摩擦係数の測定を行う．摩擦係数測定における校正曲線の算出には，塑性仕事を熱量に変換し，工具と素材との間の熱伝導を考慮した3．4．3に示される熱連成剛塑性FEMを用い，変形抵抗には等温変形抵抗の第一近似 $\bar{\sigma}_{iso,0}$ を用いる．

なお，3．3．1で行う単純圧縮実験の代わりに，前章に示された同心溝付き圧盤を用いた端面拘束圧縮試験を行うことも可能である．その場合は，摩擦条件を固着状態として取り扱うことができ，摩擦係数の算出は必要ない．どちらを選択するかは実験の都合で判断されるが，一般的には摩擦係数の小さい方がひずみの不均一性が小さくなり，後述の修正係数の誤差も小さくなると考えられる．

３．３．３　剛塑性FEM解析による単純圧縮試験解析（図３－１ Ⓓ）

単純圧縮試験片の変形中における摩擦力，加工発熱，熱移動の影響を定量化するために，3．3．1で近似された等温変形抵抗の第一近似 $\bar{\sigma}_{iso,0}$ を素材の変形抵抗と考え，摩擦係数は一定として熱連成剛塑性FEMにより解析を行う．なお，この場合の変形条件は3．3．1の実験と一致させる．

３．３．４　圧縮率と平均相当ひずみの関係（図３－１ Ⓔ）

単純圧縮試験における試験片高さの減少率で定義された圧縮率を，断面内のひずみに換算するために，(3-3)式によりエネルギー消散率で重みを付けて平均相当ひずみ $\bar{\varepsilon}_{ave}$ を求める．以降，この平均相当ひずみ $\bar{\varepsilon}_{ave}$ を相当ひずみ $\bar{\varepsilon}$ としている．

$$\bar{\varepsilon}_{ave} = \sum_{i}^{n} (\dot{W}_i \cdot \bar{\varepsilon}_i) / \dot{W} \qquad \cdots \quad (3\text{-}3)$$

但し，$\dot{W}$　：全エネルギー消散率

$\dot{W}_i$　：各要素のエネルギー消散率

$\bar{\varepsilon}_i$　：各要素の相当ひずみ

$\sum \dot{W}_i / \dot{W} = 1$

この結果を用いて，図３－２の実験による圧縮率ｅと見かけの変形抵抗 $\bar{\sigma}_{nom,exp}$ との関係を，相当ひずみ $\bar{\varepsilon}$ と見かけの変形抵抗 $\bar{\sigma}_{nom,exp}$ との関係に置き換

えておく．また，等温変形抵抗の第一近似$\bar{\sigma}_{iso,0}$も相当ひずみ$\bar{\varepsilon}$との関係に置き換えておく．

3．3．5　修正係数gの算出（図3－1 Ⓕ）

次に，3．3．4におけるのFEM解析から（3-2)式と同様の見かけの変形抵抗$\bar{\sigma}_{nom,FEM}$を算出し，これを相当ひずみとの関係において求める．ここで算出された見かけの変形抵抗と，3．3．1で近似された等温変形抵抗の差が摩擦力，加工発熱，熱移動よって生じたものと考えられる．FEM解析で求められた見かけの変形抵抗を$\bar{\sigma}_{nom,FEM}$として，対応する相当ひずみ毎に等温変形抵抗の第一近似$\bar{\sigma}_{iso,0}$との比を取ったものを修正係数gとする．

$$g = \bar{\sigma}_{nom,FEM} / \bar{\sigma}_{iso,0} \qquad \cdots \quad (3\text{-}4)$$

3．3．6　実験値の修正（図3－1 Ⓖ）

3．3．5で求められた相当ひずみと修正係数gの関係を用いて，実験で得られる見かけの変形抵抗$\bar{\sigma}_{nom,exp}$をgで割れば，摩擦力，加工発熱，熱移動の影響を取り除いた状態の等温変形抵抗が算出される．

3．3．7　繰返しによる解精度の向上（図3－1）

算出された等温変形抵抗$\bar{\sigma}_{iso,1}$を用いて，さらに3．3．2から3．3．6を繰返して行い，等温変形抵抗$\bar{\sigma}_{iso,i}$が一定値に収束することにより，算出される等温変形抵抗の精度が向上される．

3．4　実際の材料を用いた等温変形抵抗の推定

3．3節に提案された手法を，機械構造用炭素鋼に適用して等温変形抵抗を算出する．供試材には，表3－1に示されるJIS S20C, JIS S45C, 及びJIS S55Cの圧延材を用いた．

表3－1　供試材の化学成分と機械的性質

鋼 種	化学成分 wt%					引張強さ
	C	Si	Mn	P	S	MPa
S20C	0.21	0.13	0.46	0.017	0.021	470
S45C	0.44	0.20	0.67	0.021	0.020	710
S55C	0.56	0.22	0.67	0.020	0.022	765

3．4．1　等温変形抵抗の第一近似

直径20$^{\phi}$mm，高さ30mmの試験片を，高周波加熱炉を用い，アルゴンガス雰囲気中にて所定の温度まで加熱した．圧縮には最大負荷能力490KN，最大パンチ速度250mm/sの油圧サーボプレスを用い，平均ひずみ速度2s^{-1}で定速加圧した．表面粗さR_{max}0．6μm以下に機械加工された圧盤を用い，無潤滑にて圧縮を行った．試験片を加熱炉から取り出して圧盤上に設置し，圧縮を開始するまで約5秒必要とした．そこで，1473Kに加熱された試験片を，予加熱された圧盤に置かれた状態で，加熱炉から出して5秒後の試験片上下面の温度を熱電対を用いて測温した．その結果，5秒後に試験片温度は約50K低下するものの，圧盤の予加熱温度573Kにおいて試験片上下端面の温度差は10K以内であり，予加熱温度423Kの場合で20K近くあった．そこで，圧盤を573Kに予加熱して圧縮試験に供した．

図3－2に，JIS S45Cを用いて圧縮開始温度Tsが1043K，1233K，1423Kにおける見かけの変形抵抗$\bar{\sigma}_{nom,exp}$と，(3-1)，(3-2)式で整理された圧縮率eとの関係を示す．$\bar{\sigma}_{nom,exp}$は，圧縮率20％近くまでは増加するものの，その後一旦減少し，圧縮率50％以降は急激に増加している．そこで，等温変形抵抗の第一近似$\bar{\sigma}_{iso,0}$として，圧縮率20％近傍におけるピーク値を用い，$\bar{\sigma}_{iso,0}$はひずみ量によらず一定値を取るものと仮定した．圧縮開始温度Tsと$\bar{\sigma}_{iso,0}$との関係を図3－3に示す．

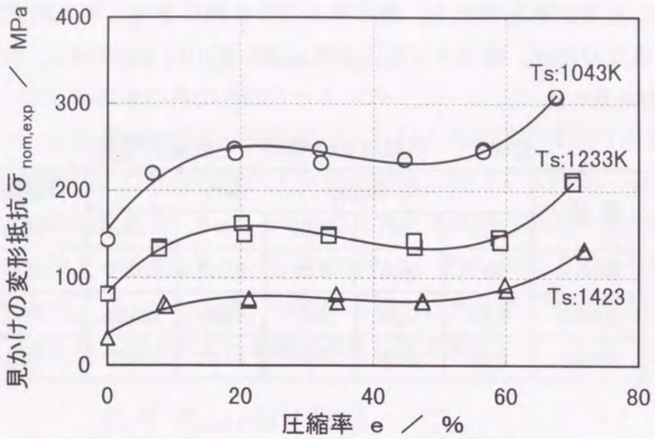


図3－2　実験から得られる見かけの変形抵抗
（ S45C Ts:圧縮開始温度　平滑圧縮 ）

なお,本節では1043K, 1233K, 及び1423Kの等温変形抵抗を推定するが，圧縮中の加工発熱，工具への熱移動を考慮するため，推定対象温度の上下としてTs=853K，1593Kでの圧縮実験を行い，そこから仮定された $\bar{\sigma}_{iso,0}$ と圧縮開始温度との関係を図３－３に併記する．

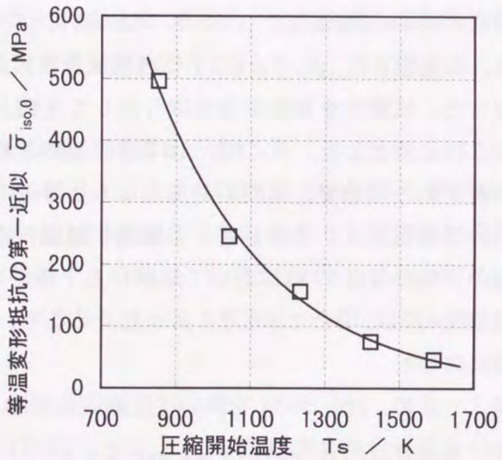


図3－3　等温変形抵抗の第一近似と温度

さらに，厳密には実際に発生するひずみ速度範囲を網羅した実験によって変形抵抗を求める必要があるが，ここではひずみ速度一定とした場合の議論を進める．

３．４．２　摩擦係数の測定（リング圧縮試験）

JIS S45Cの圧延材を供試材として，外径21$^{\phi}$mm，内径10.5$^{\phi}$mm，高さ7mmに機械加工されたリング試験片を用い，前出の油圧サーボプレスで圧縮を行った．圧縮条件は単純圧縮試験の場合と同様に，圧盤を573Kに予加熱し，無潤滑状態で行った．リング圧縮試験においても，試験片を高周波加熱炉から取り出し，圧縮開始までかかる５秒後の試験片温度を測定したところ，試験片内温度差は10K以下であった．そこで，校正曲線を算出する際の初期の温度分布は一様とし，パンチ及び外気温度とも283Kとした．実験及び解析結果は，圧縮率に (3-1)式を用い，最小内径比は (3-5)式により整理した．

$$\text{最小内径比} = d / d_0 \qquad \cdots \quad (3\text{-}5)$$

但し，d_0：初期内径　　d：最小内径

圧縮開始温度1423Kにおける校正曲線と圧縮実験結果を図３－４に示す．なお，校正曲線は，等温変形抵抗の第一近似 $\bar{\sigma}_{iso,0}$ を用いた熱連成FEM解析によるリング圧縮試験の解析から求めている．図３－２おいて圧縮率50%以上で見かけの変形抵抗が急増していることから，摩擦力が変形抵抗に顕著に影響を及ぼすのは圧縮率50%以上と思われる．そこで，図３－４において，圧縮率50%以上の実験結果から摩擦係数はμ=0.35一定とした．また，他の圧縮開始温度についても同様の結果が得られた．

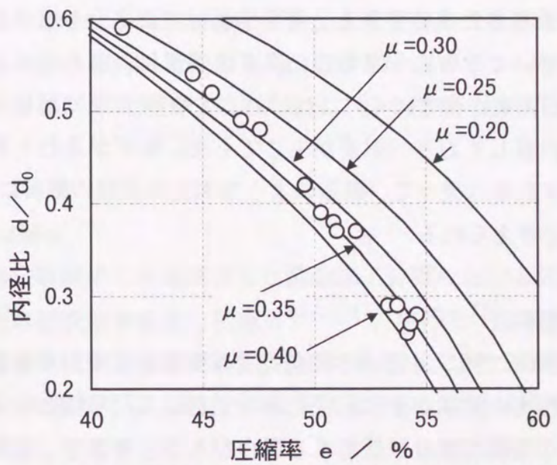


図3－4　リング試験による摩擦係数の測定結果
（ 圧縮開始温度:1423K ）

3．4．3　熱連成剛塑性FEM解析手法と単純圧縮試験の解析

等温変形抵抗の第一近似$\bar{\sigma}_{iso,0}$を用い，熱解析と連成した剛塑性FEMにより単純圧縮試験時の変形挙動，熱移動，荷重等の解析を行った．熱解析条件は，表３－２に示される通りである．接触熱伝達係数は接触状態によって異なるが，齋木らは1373 K，無潤滑の据込み試験で38kW/m^{2}Kとなることを報告[14]しており，ここでは40kW/m^{2}Kとして解析を行った．

表3－2　熱解析条件

素材温度	1043K, 1233K, 1423 K
圧盤温度	573 K
パンチ温度	283 K
熱伝導率*	24.6 ～ 29.7 W/mK
比熱*	619 ～ 653 J/kgK
密度*	7.85×10^{-6} kg/mm^3
熱伝達係数	40 kW/m^{2}K

*文献[16]における中炭素鋼より

1）剛塑性FEM解析

ここで用いた剛塑性FEM解析手法は森らにより開発されたもので，非圧縮性剛塑性体を圧縮性材料の極限として取り扱い，多孔質体の構成方程式を基礎とした剛塑性FEMにおいて，相対密度（多孔質体の密度／母材金属の密度）を99.5～99.95%として空孔の無い普通の材料に適用するものである[17),18)]．ひずみ速度から応力を算出するために体積一定の条件を制約条件とていないが，エネルギー消散率の最適化をラグランジュ未定定数法を用いる方法[19)]，ペナルティー法[20)]より簡単に実行できる．弾塑性解析では応力を増分形式で与えることで変形させていくために一度生じた誤差は残留し，応力増分させて変形を進める毎に誤差が蓄積されていく．これに対して剛塑性FEM解析は変形が進むたびに速度場を計算しており，誤差が生じても次に変形が進むとそれ以前の誤差がキャンセルされる．従って，鍛造のような大変形問題の解析には剛塑性FEMが有効であると考えられる．

2）再要素分割手法

剛塑性FEM解析では，４節点の四角形要素を用いて変形解析を行っている．変形が進むと四角形要素がその形状を維持できなく凹形状となるために変形が拘束され，著しく解析精度が低下する場合がある．そこで，変形解析の途中で要素分割し直す，リメッシュと言われる再要素分割を行う必要が生じてくる．本FEM解析においてもリメッシュを行っているが，その手法はデローニー三角

分割法に基づいている[21)]．対象領域を三角形要素に分割した後，隣り合う２個の三角形要素において，隣接辺が両者にとって最大辺であればその隣接辺を取り除くことにより四角形要素を生成させている．

新たに分割された要素に対して，それまでの加工履歴の情報としてひずみを配分する必要がある．そのひずみ配分に関しては，リメッシュ前のガウス点にひずみの情報を与えておき，リメッシュされた新要素内に旧要素のガウス点が位置すれば，その情報をリメッシュされた要素のひずみとして扱う方法がある．しかし，リメッシュされた新要素に旧ガウス点が位置しない場合に，新要素にどの様にひずみを配分するかが課題となり，回りのひずみ情報から新要素へひずみを分配する必要が生ずる．この場合，全要素におけるひずみの合計がリメッシュ前後で変化することも生ずる．そこで，本FEM解析では面積比率からひずみ配分を行っている．即ち，リメッシュ前後の要素を重ね合わせ，新要素の面積に対する旧要素の占める面積率を計算し，その面積率に比例させて旧要素のひずみを新要素へ配分している．その結果，リメッシュ前後での全要素におけるひずみの合計の差は±0.3%以内でひずみ再配分が行われている．

面積比率からひずみ配分を行う場合，局部変形部ではひずみ分布が平均化することになり，リメッシュ前のひずみ分布を正確に再現できない欠点もある．そこで，リメッシュ時にひずみ速度が高い領域を細かく要素分割する様にしている．

なお，リメッシュを行う時期であるが，節点座標から四角形要素が凸形状を維持できているか否かを判断基準とし，凸形状を維持できなくなった要素が発生した場合に，その計算ステップの1ステップ前の状態に戻って，リメッシュを行っている．

3）熱連成FEM解析

変形解析と熱伝導解析とを連成させた鍛造加工分野における先駆的研究として，Rebeloら[22)]の研究等がある．加藤ら[23),24)]，中西ら[25)]は変形解析にFEMを用い，温度解析には差分法を用いて後方押出し加工に対して詳細な解析を行っている．これらの解析では，素材及び工具ともその温度分布解析を目的とし，どちらも要素分割して解析を行っている．これに対して，素材の温度分布解析に主眼を置き，工具の温度は一定として工具と素材との間の熱伝達を考慮した解析が森ら[26)]，小坂田ら[27)]によって行われた．本研究では，圧縮変形時の非加

工材である鋼材変形挙動が課題であることから，工具温度は一定とする森ら，小坂田らの手法を用いている．

素材温度分布解析も，小坂田ら[27]と同様のFEM解析手法を用いている．時間⊿tにおける塑性変形仕事，及び摩擦損失仕事を剛塑性FEMによる変形解析によって求め，これらエネルギーを熱エネルギーへ変化して素材内部の各要素の温度分布を求めている．求められた各要素の温度から，その温度に対する等温変形抵抗を推定し，それを用いて次の⊿t時間後の変形解析を行っている．即ち，ステップバイステップの方法により変形解析と温度解析を連成させている．

温度解析の詳細は文献[27]に譲るが，鍛造加工において生ずる非定常変形において，軸対称熱伝導の微分方程式は (3-6)式で表される．

$$\frac{\lambda}{r}\left\{\frac{\partial}{\partial r}\left[r\frac{\partial T}{\partial r}\right]+\frac{\partial}{\partial z}\left[r\frac{\partial T}{\partial z}\right]\right\}+Q=c\rho\frac{\partial T}{\partial t} \qquad \cdots (3\text{-}6)$$

ここで，T：温度，λ：熱伝導率，c：比熱，ρ：密度，t：時間，
r：半径方向座標，z：軸方向座標

単位体積当たりの発熱量Qは，塑性変形や摩擦損失による熱エネルギー消散率が変化したものであり，ここでは，エネルギー消散率の90％が熱エネルギーに変化する[28),29)]としている．また，温度解析の境界条件としては，工具や大気への熱の移動が考えられる．大気との接触面では外部流体として熱伝達の境界条件を用いている．加工中の工具温度は一定とし，工具との接触面では熱伝達が生じているとして取り扱い，(3-7)式にその境界条件を示す．

$$\lambda\left(\frac{\partial T}{\partial r}l_r+\frac{\partial T}{\partial z}l_z\right)+h\left(T-T_a\right)=0 \qquad \cdots (3\text{-}7)$$

ここで，l_r，l_z：r，z方向余弦，h：熱伝達係数，
T_a：素材が接触している工具ないし大気温度

なお，(3-7)式では工具及び大気温度は変形中一定としている．

非定常の温度分布を解析するために，変形解析と同じ時間間隔に分けて計算を行っている．この場合，(3-6)式右辺の非定常項を (3-8)式のように近似している．

$$\frac{\partial T}{\partial t}\fallingdotseq\frac{T-T_i}{\Delta t} \qquad \cdots (3\text{-}8)$$

ここで，T_i：前段階の温度，　⊿t：一段階の変形に要する時間

(3-6)式，(3-7)式による軸対称非定常熱伝導方程式の有限要素式への定式化には，4節点四角形要素の形状関数を用いてガラーキン法から導き，節点温度の連立方程式をとくことによって，温度分布を求めている．

なお，温度解析において温度に依存する係数のうち，熱伝導率λ，比熱c，密度ρは素材の変形において一定としている．

3．4．4　圧縮率と平均相当ひずみの関係

(3-3)式を用いて求めた圧縮率と平均相当ひずみの関係を図3－5に示す．圧縮開始温度による平均相当ひずみの差はわずかである．以降，図3－5で求められた平均相当ひずみを相当ひずみとしている．

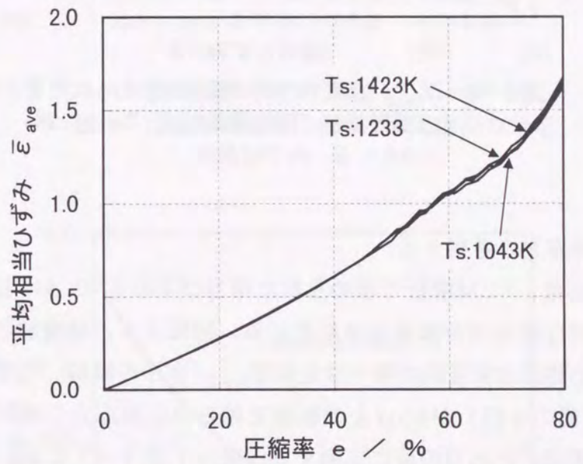


図3－5　圧縮率と平均相当ひずみ(Ts:圧縮開始温度)

3．4．5　修正係数gの算出

圧縮開始温度が1423Kにおいて，熱連成剛塑性FEM解析によって求められた単純圧縮での見かけの変形抵抗$\bar{\sigma}_{nom,FEM}$を相当ひずみ$\bar{\varepsilon}$との関係で図3－6に示す．変形初期において$\bar{\sigma}_{nom,FEM}$はεの増加とともに低下し，与えられた等温変形抵抗の第一近似$\bar{\sigma}_{iso,0}$（図中の破線）より低くなる．この理由を，断

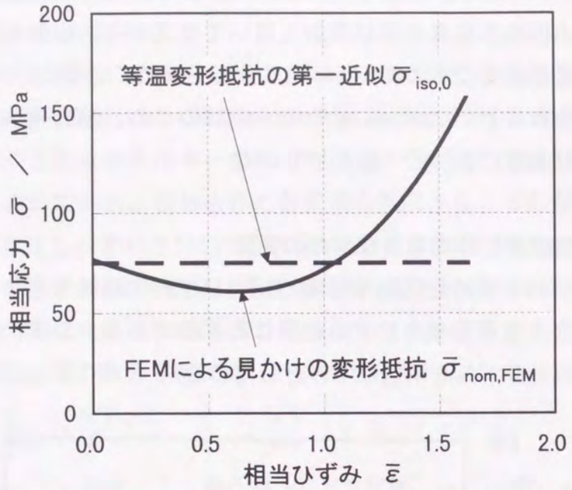


図3－6 $\bar{\sigma}_{iso,0}$を用いてFEM解析で求められた見かけの変形抵抗（圧縮開始温度 Ts:1423K）

面内の応力分布から考察する．

図３－７には，FEM解析で求められた相当ひずみ$\bar{\varepsilon}$=0.4における最大断面積部の軸方向圧縮応力分布が示されている．同図より，初期値として与えられた1423Kでの等温変形抵抗の第一次近似$\bar{\sigma}_{iso,0}$（図中の破線，75MPa）に対して，r^2（r：横断面の半径）が85以上の範囲で軸方向圧縮応力の絶対値が低くなっている．荷重はr^2と応力の積に比例する．従って図３－７において，$r^2<85$の破線と実線とで囲まれる面積より，$r^2>85$の破線と実線とで囲まれる面積が大きいことから，軸方向圧縮応力の平均値は等温変形抵抗の第一次近似$\bar{\sigma}_{iso,0}$より低くなると理解される．即ち，不均一変形により周辺部に円周方向の引張応力が生じており，このために軸方向圧縮応力は低下したものと考えられる．

一方，図３－６に示されるように，相当ひずみが増して$\bar{\varepsilon}\geqq1.0$となると，$\bar{\sigma}_{nom,FEM}$は急増して等温変形抵抗の第一近似$\bar{\sigma}_{iso,0}$よりはるかに大きくなる．これは，図３－８に見られるように，$\bar{\varepsilon}$=1.6における軸方向圧縮応力が，$r^2\leqq370$では与えられた等温変形抵抗の第一次近似$\bar{\sigma}_{iso,0}$（図中の破線，75MPa）より高くなり，軸方向圧縮応力が高い領域が多いからである．端面において摩擦

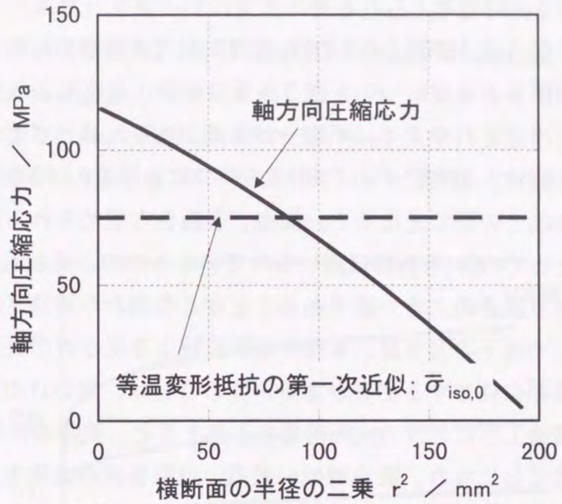


図3－7 横断面における軸方向圧縮応力分布
（ 相当ひずみ $\bar{\varepsilon}$ = 0.4 ）

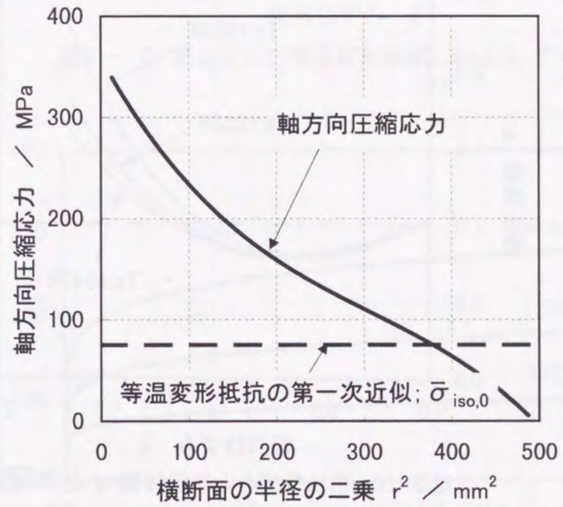


図3－8 横断面における軸方向圧縮応力分布
（ 相当ひずみ $\bar{\varepsilon}$ = 1.6 ）

や温度低下が生じて内部の変形が拘束され，半径方向や円周方向の応力が大きな圧縮応力になるためと考えられる．

図３－６の$\bar{\sigma}_{nom,FEM}$と$\bar{\sigma}_{iso,0}$とを用い，(3-4)式から求めた相当ひずみと修正係数ｇとの関係を各温度について図３－９に示す．温度によって差が生ずるのは，高温ほど冷却されやすく，不均一が助長されるためと考えられる．この修正係数ｇの範囲は，相当ひずみ$\bar{\varepsilon}$=0.6～0.7における0.75から，$\bar{\varepsilon}$>1.6における約２.０以上の間で変化する．従来，実験から求められる見かけの変形抵抗が近似値としてFEM解析等に用いられているものの，その値は低ひずみ域においてもかなり誤差の大きい値であることがこの図から推測される．特に，修正係数ｇが1.0以下のときは，本来の変形抵抗より見かけの変形抵抗が低く見積もられることに注意する必要がある．このことは，見かけの変形抵抗を用いて近似的に鍛造工程における成形荷重を予測すると，実際の負荷より25％近く低く推定することになり，鍛造機械の破損，金型破損の危険を生ずることになることを意味している．

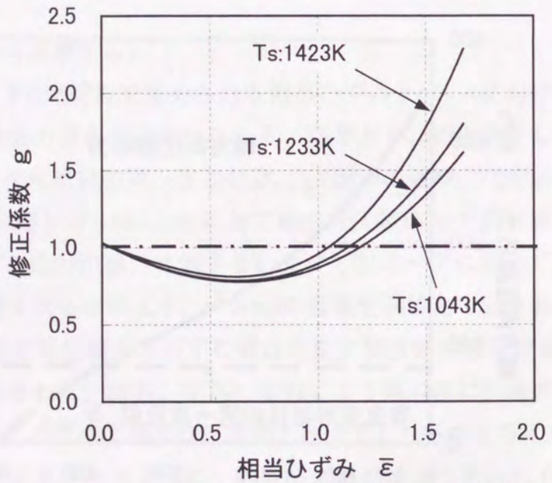


図３－９ 相当ひずみと修正係数ｇとの関係
（Ts:圧縮開始温度）

３．４．６ 実験値の修正

図３－２の圧縮率ｅと見かけの変形抵抗$\bar{\sigma}_{nom,exp}$との関係を，図３－９の修正係数ｇを用いて摩擦力，加工発熱，熱移動の影響を取り除き，相当ひずみ$\bar{\varepsilon}$と等温変形抵抗$\bar{\sigma}_{iso,1}$の関係に変換したものが図３－１０である．$\bar{\varepsilon}$とともに$\bar{\sigma}_{iso,1}$は増加した後，一定に近くなっている．

また，同様の手法をJIS S20Cの圧延材について適用した結果を，図３－１１

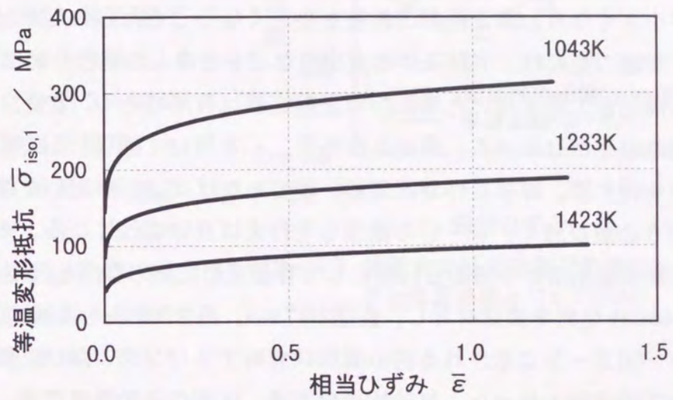


図３－１０ 算出された等温変形抵抗（S45C $\dot{\bar{\varepsilon}}$=2 s^{-1}）

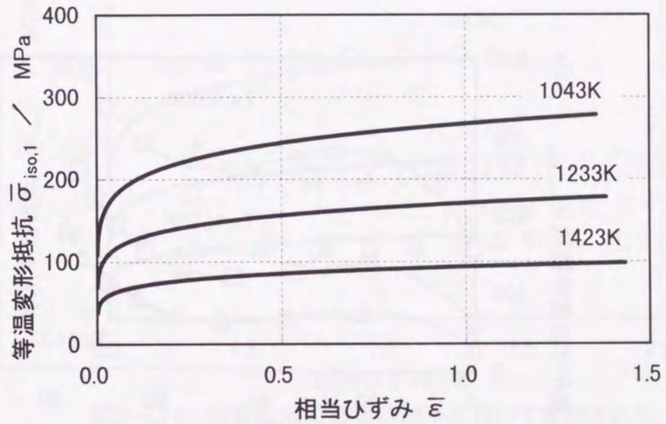


図３－１１ 算出された等温変形抵抗（S20C $\dot{\bar{\varepsilon}}$=2 s^{-1}）

に示す．いずれの場合も，図３－２に見られた変形抵抗の上昇後に低下し，その後再上昇する傾向と異なり，単調増加となっている．

３．５　摩擦条件の等温変形抵抗に及ぼす影響

図３－１０，図３－１１に示された等温変形抵抗曲線は，平滑圧盤を用いた圧縮実験結果から算出されている．これは，摩擦係数の小さい方がひずみの不均一性が小さくなり，修正係数の誤差も小さくなると考えられたからである．しかし，実験の簡易性，実験条件の安定性などを考慮した場合，2.2.2に示された同心溝付き工具を用いた端面拘束圧縮実験は有用である．また，等温変形抵抗精度を向上させるべく，算出された $\bar{\sigma}_{iso,1}$ を用いて図３－１のⓒ～ⓖの繰返し計算を行う際，摩擦条件が固着で一定であれば $\bar{\sigma}_{iso,1}$ を用いた摩擦係数の推定を行う必要が無く，ⓓ～ⓖの繰返しを行えば良いことになる．そこで，端面拘束圧縮実験結果から前節と同様にして等温変形抵抗の算出を行った．

JIS S45C圧延材を供試材とし，直径20$^{\phi}$mm，高さ30mmへ機械加工して試験片とした．図２－３に示される同心溝形状を有するパンチ，及び圧盤を用いて端面拘束圧縮実験を行った．試験片加熱方法，圧盤の予加熱温度他，実験条件は全て3.4.1の場合と同じであり，平均ひずみ速度は２s^{-1} で加圧した．

図３－１２に，端面拘束圧縮実験から得られた圧縮率ｅと見かけの変形抵抗

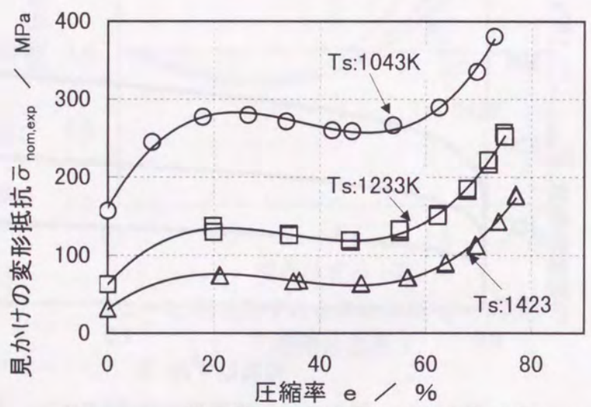


図3－12　端面拘束圧縮実験から得られる見かけの変形抵抗（ S45C　Ts:圧縮開始温度 ）

$\bar{\sigma}_{nom,exp}$ との関係を示す．端面拘束圧縮実験においても，圧縮率ｅ=20%前後まで $\bar{\sigma}_{nom,exp}$ は増加するがその後一旦減少し，圧縮率ｅ＞50%で $\bar{\sigma}_{nom,exp}$ は再び急増している．

図３－１３には，修正係数ｇと相当ひずみとの関係が1233Kの場合を代表して□印で示されている．同図には図３－９に示された平滑工具用いた場合の修正係数が実線で併記されている．端面拘束圧縮の方が，$\bar{\varepsilon}$=0.7近傍でのｇ値が小さくなっている．ｇ値が1.0より

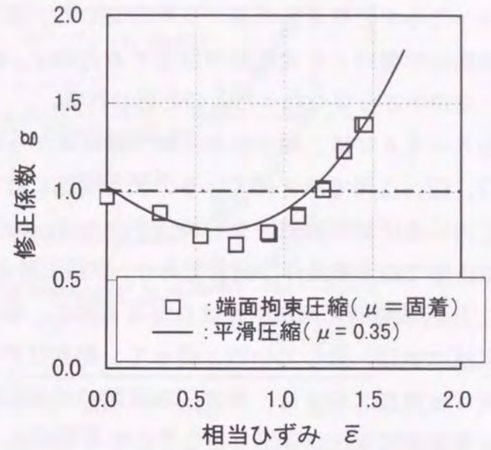


図3－13　端面拘束圧縮実験での相当ひずみ $\bar{\varepsilon}$ と修正係数g (Ts:1223K)

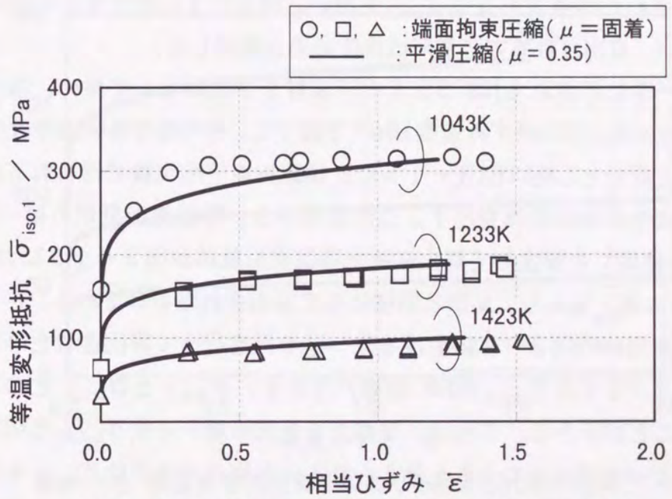


図3－14　端面拘束圧縮実験結果を用いて算出された等温変形抵抗(S45C　$\dot{\bar{\varepsilon}}$ =2 s^{-1})

小さくなる理由については3．4．5で考察され，摩擦による不均一変形に起因すると考えられたが，端面拘束圧縮の方がさらに不均一状態が激しくｇ値は小さくなったものと推定される．これに対して，$\bar{\varepsilon}>1.3$では摩擦の他に工具への熱移動の影響による変形拘束が生ずるために，端面拘束圧縮と平滑圧縮でのｇ値の差が小さくなくなったものと思われる．

図３－１４には，端面拘束圧縮実験結果から算出された等温変形抵抗$\bar{\sigma}_{iso,1}$が○，□，△印で示されている．また同図には，図３－１０に示された平滑工具を用いた圧縮実験結果から算出された$\bar{\sigma}_{iso,1}$が実線で併記されている．端面拘束圧縮での摩擦条件は固着であり，平滑工具を用いた実験での摩擦係数μ=0.35と圧縮試験時の摩擦条件は異なるものの，両方の実験から算出された等温変形抵抗はほぼ一致している．従って，相当ひずみ$\bar{\varepsilon}>1.0$の様な大きなひずみを受ける実加工域では，単純圧縮試験時の端面摩擦条件によらず，本手法によって等温変形抵抗が算出できること考えられる．

３．６　繰返し計算の等温変形抵抗への影響

算出された等温変形抵抗$\bar{\sigma}_{iso,1}$を用い，図３－１におけるⒹ～Ⓖの繰返し計算を行い，算出される等温変形抵抗度の差を検討した．

表３－１に示されるJIS S55Cの圧延材を供試材として用い，端面拘束圧縮実験を行った．平均ひずみ速度$10s^{-1}$で加圧し，その他の実験条件は全て3．4．1の場合と同じとした．図３－１５に，端面拘束圧縮実験で得られる圧縮率と見かけの変形抵抗の関係を示す．この結果から，等温変形抵抗の第一近似$\bar{\sigma}_{iso,0}$（図中 破線）を仮定して算出された等温変形抵抗が図３－１６における$\bar{\sigma}_{iso,1}$（図中 太線）であり，前節と同様にして算出されたものである．さらに，この$\bar{\sigma}_{iso,1}$を用いて図３－１におけるⒹ～Ⓖを再度行って算出された等温変形抵抗が，図３－１６の$\bar{\sigma}_{iso,2}$(図中 細線）である．$\bar{\sigma}_{iso,1}$と$\bar{\sigma}_{iso,2}$との差は極めて小さいことが分かる．これは，等温変形抵抗の第一近似$\bar{\sigma}_{iso,0}$を何処に仮定するかによって異なってくると考えられる．本算出方法では$\bar{\sigma}_{iso,0}$を何処に仮定しても，図３－１のⒹ～Ⓖを繰返しすることで一定値に収束すると考えられるが，ここでは単純圧縮実験結果を基にして$\bar{\sigma}_{iso,0}$を仮定しいるために$\bar{\sigma}_{iso,1}$と$\bar{\sigma}_{iso,2}$との間でほとんど差が生じ無かったと思われる．

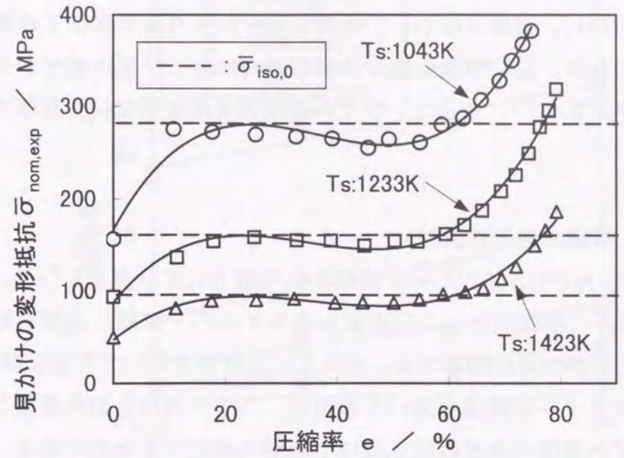


図3－15　端面拘束圧縮実験から得られる見かけの変形抵抗
（ S55C Ts:圧縮開始温度 $\dot{\bar{\varepsilon}}$=10 s^{-1}）

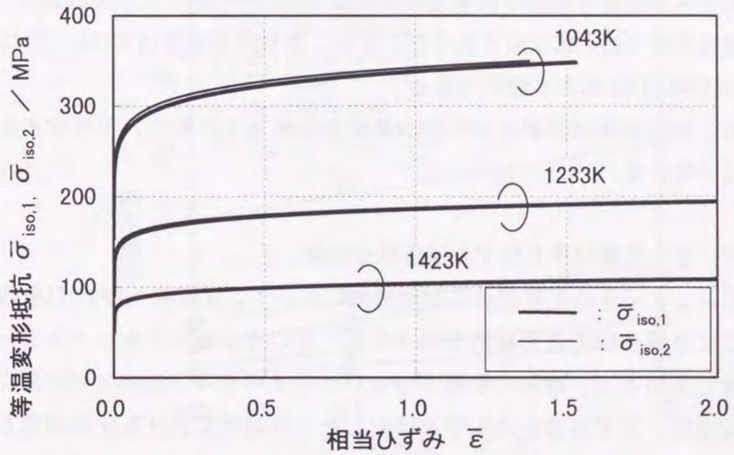


図3－16 等温変形抵抗算出における繰返し計算の効果
（ S55C Ts:圧縮開始温度 $\dot{\bar{\varepsilon}}$=10 s^{-1} ）

3．7　等温変形抵抗に及ぼすひずみ速度の影響

前節までに算出された等温変形抵抗曲線は，ひずみ速度一定の条件における結果ある．しかし，実加工において素材は部位により様々なひずみ速度で変形を受けるとともに，温，熱間鍛造は冷間鍛造に比べてひずみ速度が変形抵抗に及ぼす影響が大きい[30]．そこで，ひずみ速度の等温変形抵抗へ及ぼす影響を検討した．

3．7．1　実験方法と供試材

JIS S45C，及びJIS S20Cの圧延材を供試材として，直径8$^{\phi}$mm，高さ12mmの円柱試験片に機械加工し，高周波加熱コイル内で試験片温度を制御しながら加圧することが可能な加工フォーマスター試験機を用いて圧縮試験を行った．加工フォーマスター試験機を用いた理由は，ひずみ速度と温度履歴との影響を分離し，ひずみ速度の変形抵抗へ及ぼす影響を抽出するためである．加圧中の試験片温度は，側面に付けた熱電対によって測温されて加熱コイルで温度制御されてる．しかし，変形速度が速くなるとその制御精度は低下する．設定したひずみ速度は，0．01，0．1，1，10 s^{-1} の４種類である．ひずみ速度1s^{-1} 以下では，加圧中の試験片側面の表面温度変化は10K以内であり，ひずみ速度10s^{-1} での表面温度変化は25K以内であった．また，素材加熱温度は833K，1023K，1223K，1403K，1513Kの５種類である．

なお，加圧治具は試験片からの熱移動を低減するために，平滑な水晶体を用いて行っている．

3．7．2　実験結果とひずみ速度依存指数

図３－２に示された見かけの変形抵抗において，圧縮率ｅが20％を越えると摩擦により見かけの変形抵抗が低下する．そこで，加工フォーマスターを用いた実験においても，摩擦の影響が少ないと考えられる圧縮率ｅ=20％における圧縮荷重で，ひずみ速度の影響を検討した．各温度における圧縮荷重とひずみ速度の関係を，図３－１７にS45C材の場合について，図３－１８にS20C材の場合について示す．両図の横軸は対数表示になっているが，ひずみ速度と荷重とは直線関係あることが分かる．この結果から，ひずみ速度依存指数m（$\bar{\sigma}=a\bar{\varepsilon}^{n}\dot{\bar{\varepsilon}}^{m}$）を求め，そのm値と温度との関係を図３－１９，図３－２０にS45C，

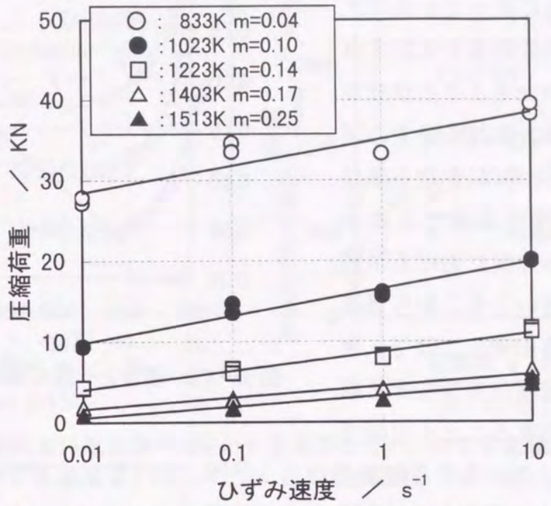


図3－17　ひずみ速度と圧縮荷重（S45C　e＝20％）

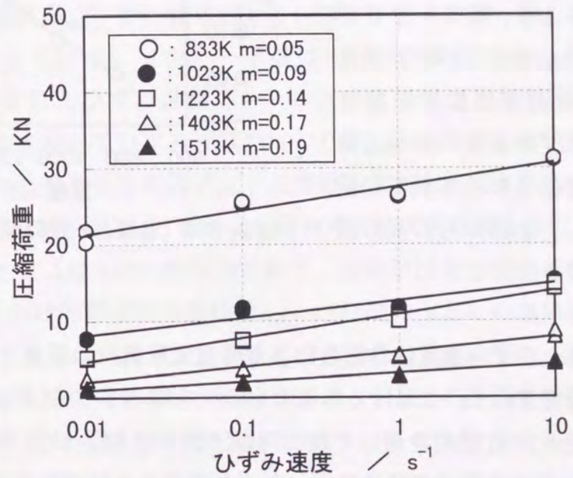


図3－18　ひずみ速度と圧縮荷重（S20C　e＝20％）

，及びS20Cについて示す．温度が高くなるに従ってm値は大きくなり，熱間鍛造ではひずみ速度の影響が大きくことが分かる．本章では，実加工ひずみ速度域（1～10s^{-1}）における等温変形抵抗を推定することにあり，各ひずみ速度における単純圧縮実験を行い，そこから等温変形抵抗を算出することで，複雑なひずみ速度分布を生ずる鍛造加工に対応することも可能である．しかし，用いられる鋼種，温度毎にひずみ速度の異なる等温変形抵抗を算出するには相当な労力と時間を必要とする．そこで図３－１９，図３－２０で求められたm値からひずみ速度の異なる等温変形抵抗を推定し，そのひずみ速度の単純圧縮実験から算出される等温変形抵抗と比較し，m値からの変形抵抗推定精度を検討した．

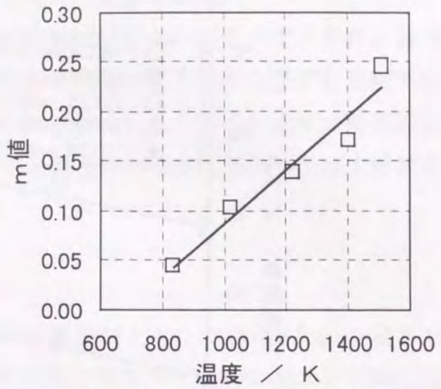


図3－19 温度とm値の関係(S45C)

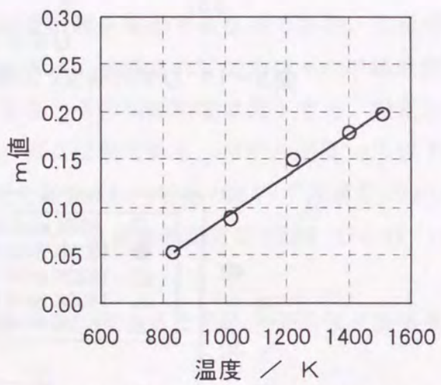


図3－20 温度とm値の関係(S20C)

３．７．３　ひずみ速度依存指数による等温変形抵抗の推定

ひずみ速度$\dot{\varepsilon}$=10s^{-1}における等温変形抵抗を算出すべく，供試材にJIS S45C，及びJIS S20Cの圧延材を用いて端面拘束圧縮実験を行った．試験片形状，加熱方法，金型予加熱等の実験条件は，３．５で示された端面拘束圧縮実験の場合と同じであり，平均ひずみ速度10s^{-1}で加圧した．

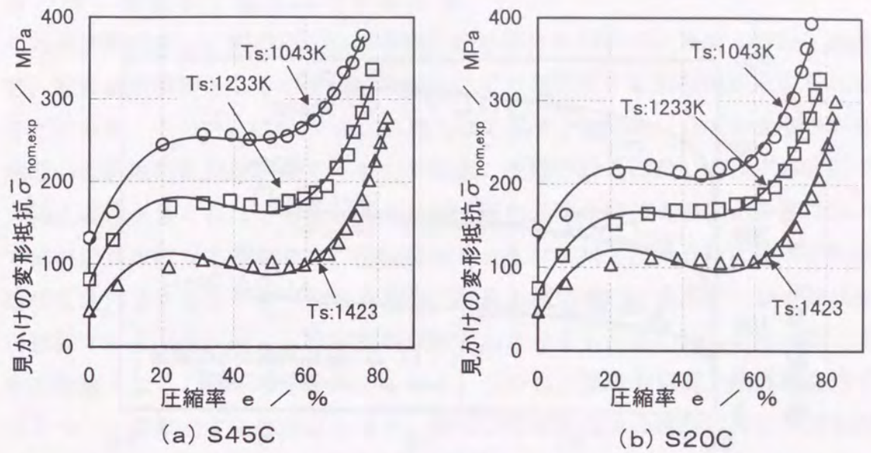


図3－21　端面拘束圧縮試験で得られた圧縮率と見かけの変形抵抗との関係
（ ひずみ速度$\dot{\varepsilon}$=10 s^{-1}　Ts:圧縮開始温度 ）

図３－２１（ａ）にS45Cにおける圧縮率ｅと見かけの変形抵抗$\bar{\sigma}_{nom,exp}$との関係を示し，同図（ｂ）にS20Cのそれを示す．この圧縮実験結果を用いて算出された等温変形抵抗$\bar{\sigma}_{iso,1}$が，図３－２２，図３－２３の○，□，△印で各温度について示されている．　図３－２２はS45Cの場合であるが，実線は図３－１４に示されたひずみ速度２s^{-1}における等温変形抵抗$\bar{\sigma}_{iso,1}$から図３－１９のm値を用いてひずみ速度10s^{-1}の$\bar{\sigma}_{iso,1}$を推定した結果である．m値から推定された等温変形抵抗$\bar{\sigma}_{iso,1}$と実験結果から算出されたそれとは良く一致している．なお，図３－１４も，端面拘束圧縮実験結果を基にしている．

同様に，図３－２３はS20Cの場合であり，実線は図３－１１で示されたひずみ速度２s^{-1}における等温変形抵抗$\bar{\sigma}_{iso,1}$から図３－２０のm値を用いて推定された$\bar{\sigma}_{iso,1}$である．プロットと実線とは，図３－２２から比べると必ずしも良く一致している様に見えない．しかし図３－１１での等温変形抵抗$\bar{\sigma}_{iso,1}$が平滑圧縮での実験から算出された結果であり，その実験誤差を考慮すれば図３－２３におけるプロットと実線は良く一致していると思われる．

以上から，ひずみ速度の異なる等温変形抵抗$\bar{\sigma}_{iso,1}$からm値を用いて，所定のひずみ速度における等温変形抵抗$\bar{\sigma}_{iso,1}$の推定が可能であると思われる．

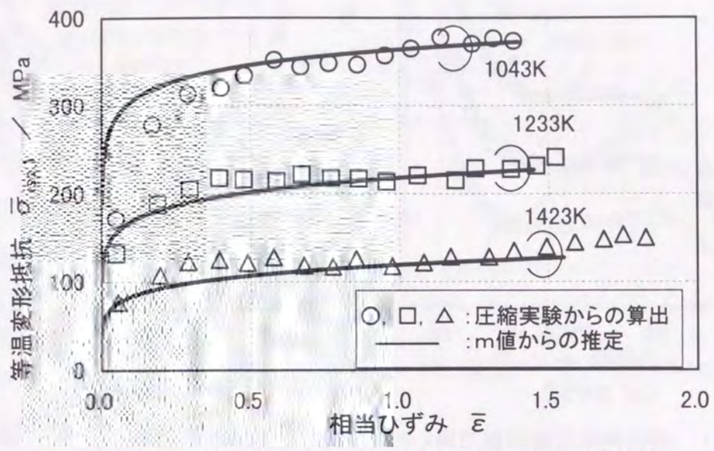


図3－22 m値から推定された等温変形抵抗と圧縮実験から算出された等温変形抵抗（ S45C $\dot{\bar{\varepsilon}}$=10 s^{-1}）

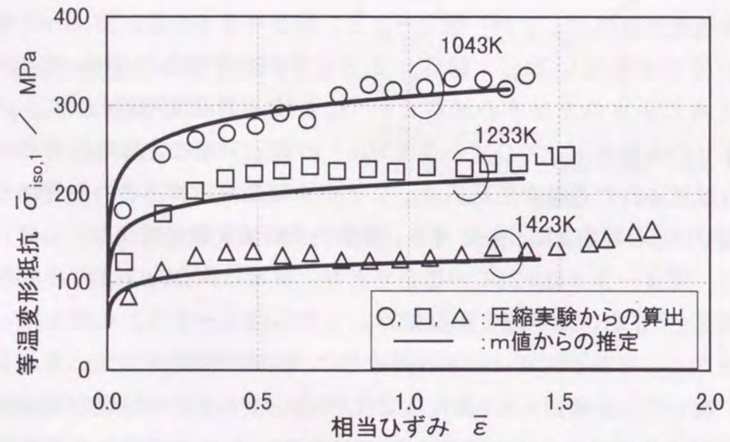


図3－23 m値から推定された等温変形抵抗と圧縮実験から算出された等温変形抵抗（ S20C $\dot{\bar{\varepsilon}}$=10 s^{-1}）

3．8 等温変形抵抗に対する考察

本手法の特徴は，鍛造材に近い単純圧縮試験片を用いて，実加工の加工速度で，熱移動が問題となる小型試験片を用いても高精度で変形抵抗が求められることにある．そして，CAEで特に必要となる温度，ひずみ，ひずみ速度がある瞬間の変形抵抗抵抗を提供するものである．実際の鍛造においてひずみ経路が単純圧縮と大きく異なる場合，例えば軸圧縮と方向の異なる横据込み等において素材に異方性がある場合は，圧縮試験片を素材の軸と直角方向に採取すれば精度を確保できると考えられる．また，鍛造工程において変形中にひずみが正負逆転するような場合に，ひずみを単調増加させる本手法の結果を用いると誤差の原因となることも考慮すべきである．しかし，実際の温間，熱間鍛造等ではこうした挙動をする部位は少なく，特殊な性質を有する材料以外は無視し得ると考えられる．

一方，ここで用いた単純圧縮試験においては，温度上昇と低下が部位により同時に起こる．素材がある温度になるのに，高温側から冷却されてその温度になった場合と，逆に低温側から加熱されて同じ温度になった場合では，変形抵抗が同じになるとは限らない．温度上昇時と下降時では，ことに高温域において材料中に存在する転位の挙動に差異を生ずると考えられる．その差を厳密に評価するには前節までに述べられた昇温後の初期変形抵抗と，高温側から冷却して所定の温度になったときの変形抵抗とを区別して求めることにより，その対応が可能であると考えられる．

また，温度変化率も検討しておく必要がある．本圧縮試験では，例えば1043K，ひずみ速度2 s^{-1} で，素材内の温度変化は30K以内と小さいものであるように，誤差が生じにくい実験を用いて等温変形抵抗を推定している．ところが，加工中に大きな温度変化を生ずる場合，例えば変形速度が遅く加熱された素材が加工中に常温になってしまう様な場合は，温度変化履歴は本実験でのそれと異なり，ここで得られた等温変形抵抗をそのまま適用すると大きな誤差を生ずる可能性が考えられる．しかしそのような場合においても，それと同条件の温度変化履歴で圧縮実験を行うことにより対応が可能と考える．また，本実験では実加工でのひずみ速度域を対象と考えており，加圧中の温度履歴は加工発熱による単調増加，ないし熱移動による単調減少などの単純圧縮での温度履歴に近い状態の部位が多く，複雑な温度履歴となる部位は少ないと思われる．まし

て，常温になるような大きな温度変化はほとんど無いと思われる．従って，実加工においても本実験で得られた等温変形抵抗の適用が可能であると考えられる．

さらに，変態，再結晶等，組織変化を伴う場合を考えるが，本手法では摩擦，加工発熱，熱移動による変形抵抗の増減をFEM解析で求め，それを実験結果から取り除いている．実験結果を基にしていることから，組織変化を含む等温変形抵抗を算出することは可能と考えられる．しかし，単純圧縮実験では温度上昇時の組織変化と，温度下降時のそれが部位によって同時に起こる可能性があり，それぞれの変形抵抗へ及ぼす影響は同じとは限らない．従って，その差異を厳密に評価するには，昇温時の変形抵抗と，高温側から冷却される場合の変形抵抗を区別して求めることによって対応が可能と思われる．

3．9　小 括

温，熱間鍛造における数値解析精度の向上を目的に，温度，ひずみから一義的に変形抵抗が定まる等温変形抵抗を提案するとともに，特殊な試験装置を用いること無く，簡単な実験から実加工条件におけるひずみ速度，及び大ひずみ域での鋼材等温変形抵抗を算出する手法を検討し，以下の結論が得られた[31),32)]．

（1）あるひずみ速度で変形する鍛造材の大ひずみ温，熱間等温変形抵抗を変形中に刻々変化するひずみ，温度に対応して求めるために，単純圧縮実験から摩擦力，加工発熱，熱移動の影響を理論計算によって除去する手法を提案した．

（2）本手法により算出された単純圧縮の見かけの変形抵抗は，素材の初期温度の基での等温変形抵抗に対して，相当ひずみ$\bar{\varepsilon}$=0．6～0．7位までは低くなり，それ以上では高くなる．その範囲は0．75～2．0位である．

（3）本手法では，平滑圧縮，或いは端面拘束圧縮のどちらで単純圧縮実験を行っても，同様の等温変形抵抗が算出された．

（4）等温変形抵抗に対するひずみ速度依存指数（m値）を，実験から求めた．このm値を用いて，ひずみ速度の異なる等温変形抵抗の推定を行った結果，実験から得られる等温変形抵抗にほぼ一致することを確認した．

（5）この方法は，温度変化し易い小さな試験片，また一般の圧縮試験機，或いは実際の鍛造機を用いて容易に実験でき，簡単な計算により等温変形抵抗を算出できるものである．

なお，等温変形抵抗の有用性については，第5章における温，熱間鍛造実験での成形荷重測定結果と等温変形抵抗を用いた荷重推定比較において，その詳細を検討した．

参考文献

1)矢田浩・瀬沼武秀:塑性と加工, 27-300 (1986), 34-44

2)H.Yada,N.Matsuzu,K.Nakajima,K.Watanabe & H.Tokita:Trans.ISIJ, 23(1983), 100-109

3)Z.Marciniak & A.Konieczny:J.Mechanical Working Technology,15(1987),15-37

4)I.Schindler,J.Kliber & J.Boruta:Materials Science and Technology,4-4 (1988), 354-360

5)中西健治:昭和61年度塑加春講論, (1986),591-594

6)長崎千裕・木原諄二・岡村浩彰:昭和61年度塑加春講論, (1986),587-590

7)長崎千裕・木原諄二:第40回塑加連講論, (1989),611-614

8)坪内昌生・工藤英明:塑性と加工, 9-88 (1968),332-344

9)T.Nakamura & M.Ueki:Trans. ISIJ, 15 (1975), 185-193

10)五十川幸宏・森勇夫・戸澤康壽:塑性と加工, 38-436 (1997),480-485

11)金丸信夫・津田統:軽金属, 43-12 (1993),688-693

12)豊島史郎・金丸信夫・津田統・阿部聡:平成2年度塑加春講論, (1990),225-228

13)小坂田宏造・白石光信・村木重節・徳岡雅康:機論, C-55-516 (1989),2213-2218

14)濟木弘行・丸茂康男・坂本英俊・坂田豊:平成3年度塑加春講論, (1991),521-524

16)大中逸雄:コンピューター伝熱・凝固解析入門, (1985),330 丸善発行

17)森謙一郎・島　進・小坂田宏造:機論, A-45-396 (1979),955-963

18)森謙一郎・島　進・小坂田宏造:機論, A-45-396 (1979),965-974

19)小林史郎, C.H.Lee & S.N.Shah:塑性と加工, 14-153 (1973),770-778

20)J.M.Alexander & J.W.H.prince:Proc.4th North American Metal Working Research Conf., (1976),46

21)谷口建男:FEMための要素自動分割 (1992) 森北出版

22)N.Rebelo & S.Kobayashi:Int. J. Mech. Sci., 22 (1980),699-705

23)加藤隆・田中達夫・戸澤康壽:塑性と加工, 28-323 (1987),1239-1244

24)加藤隆・田中達夫:塑性と加工, 29-328 (1988),478-484

25)中西広吉・野々山史男・澤村政敏・団野敦:塑性と加工, 37-421 (1996),207-212

26)森謙一郎・小坂田宏造・福田正成:第37回塑加連講論, (1986),97-100

27)小坂田宏造・岡田達夫・塩見誠規:平成2年度塑加春講論, (1990),221-224

28)S.W.Farren & G.I.Taylor:Proc.of Royal Society,London,ser A, 107 (1925),422

29)小坂田宏造・品川一成・武岡努:平成3年度塑加春講論, (1991),39-42

30)鍛造ハンドブック:日刊工業新聞社, (1971), 403

31)加田修・三木武司・戸田正弘・小坂田宏造:機論, C-64-628 (1998),384-389

32)O.Kada, T.Miki, M.Toda & K.Osakada:Ann. CIRP, 47-1 (1998),185-188

第４章　冷間鍛造部品の成形荷重と工具寿命の予測

熱間鍛造で成形されている部品の中には，冷間鍛造化による生産コスト低減が強く指向されているものが多いが，成形荷重が高くなる問題点を有している．例えば，自動車の等速ジョイント用アウターに代表されるカップ形状を有するジョイント部品もその一例である．

本章では，その様な部品に対して，第２章で得られた実加工条件における鋼材変形抵抗を用いて剛塑性FEM解析による冷間鍛造成形荷重推定を行った．また，この工程に対する荷重低減案を検討するとともに，従来用いられていた鋼材変形抵抗を用いた荷重推定結果との比較を行った．

熱間鍛造から冷間鍛造への置換が要望されている部品に対応して，変形抵抗の低減が可能な鋼材が開発されている[1)~4)]が，鍛造時の工具寿命に対する効果が分からないと，鋼種変更，或いは加工法変更のどちらが有効かなどの判断が困難である．そこで，他工程での既存工具寿命結果を利用した工具寿命予測を行い，それら開発鋼の工具寿命を従来鋼と比較し，素材強度低減と工具寿命向上との関係を検討した．

４．１　冷間鍛造部品成形における鍛造荷重推定

４．１．１　加工条件

図４－１に，ジョイント部品の冷間鍛造工程を示す．熱間鍛造で成形されている部品であり冷間鍛造化が検討されたが，成形荷重が高く成形機の能力限界で成形されることになり，荷重低減が必要であった．そこで，3.4.3に示された剛塑性FEMを用いて各工程の変形挙動解析と荷重推定を行い，そこから荷重低減策を検討した．

用いられる鋼材の引張強さは492MPaであり，(2-2)式と表２－４から変形抵抗曲線を推定した．潤滑として燐酸亜鉛被膜処理が行われるとともに油も併用されており，FEM解析での素材－工具間の摩擦係数はμ=0.08とした．加工途中で焼鈍処理がないことから，相当ひずみ分布を，次工程の素材の各要素へ配分し直して解析を行った．

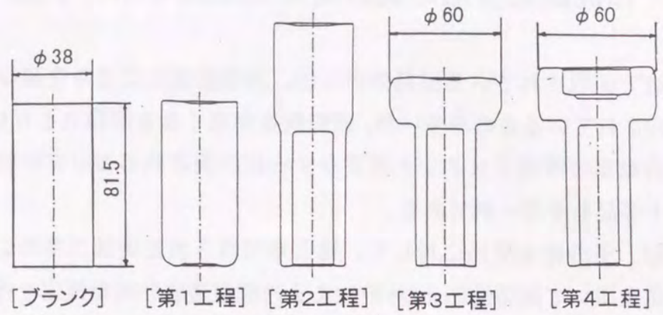


図4－1　カップ形状部品の冷間鍛造成形工程

4．1．2　FEM解析による現状工程の荷重推定

1）第1工程（予備据込み），及び第2工程（前方押出し）の荷重推定

図4－2に，第2工程の前方押出しにおける素材要素分割状態と，その変形途中の形状を示す．図4－3に，FEM解析で求められた荷重－ストローク線図を示す．図4－2において，Stroke:7mmは，素材下面がダイス面に接触した状態を示している．この状態は，剪断された丸棒素材が第1工程の予備据込み成形されたのと同じ変形状態である．そこで，この状態における成形荷重886kNを第1工程の成形荷重と想定した．

図4－3より，計算された前方押出し荷重は，1200～1800kNの間で振幅している．ここで用いられた剛塑性FEMは非定常変形を対象としており，前方押出し，或いは後方押出し等の定常変形の解析ではこの様な振動が生ずる．さらに，ダイスランド部での局部変形が主である前方押出しでは，リメッシュ時のひ

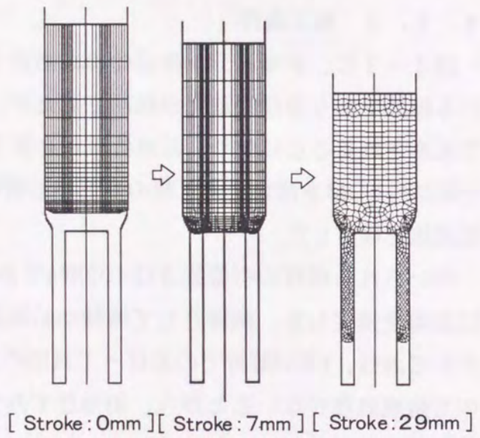


図4－2　第2工程での変形形状

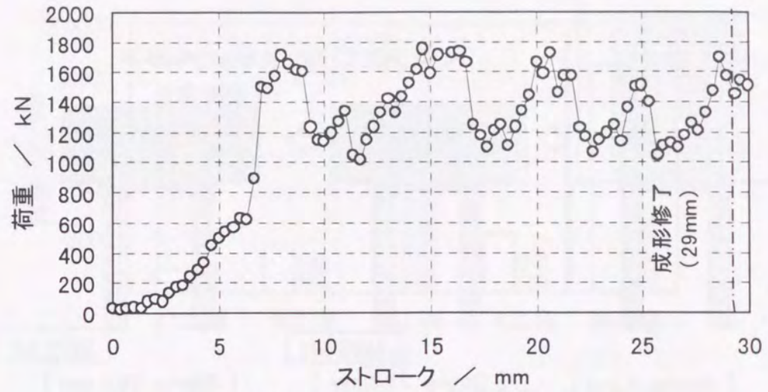


図4－3　第2工程での荷重－ストローク線図

ずみ再分配において荷重低下することも考えられる．いずれにしても，図4－3での上限値をその成形荷重と推定することで安全側の推定結果になることから，第2工程での成形荷重を1800kNとした．

2）第3工程（据込み）の荷重推定

図4－4に，FEM解析で得られた第3工程の荷重－ストローク線図を示す．

荷重は徐々に増加し，その後<A>点以降に急増して<B>点で変形修了となり，最大荷重は3500kN近くにも達する．変形初期，<A>点，及び<B>点での素材変形形状を，図4－5に示す．<A>点は素材自由側面が工具に接触する直前であ

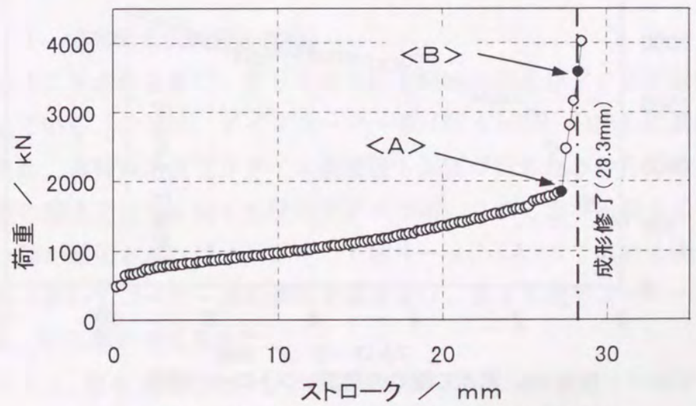


図4－4　第3工程での荷重－ストローク線図

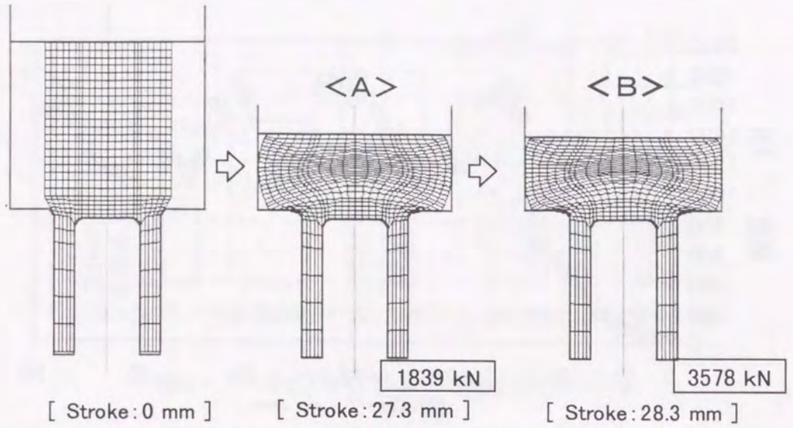


図4－5　第3工程(据込)における素材変形形状の変化

り，その後，素材自由側面が工具に接触することで荷重が急増することが分かる．また，<B>点において素材はほとんど型内に充満している．

3）第４工程（後押出し）の荷重推定と総荷重

第４工程の荷重－ストローク線図を図４－６に示すが，成形荷重約2200MPaである．

各工程の成形荷重推定値と，総荷重を図４－７に示す．本部品は一台の鍛造機内で第１工程からすべてを連続して成形しているので，総荷重が鍛造機の負

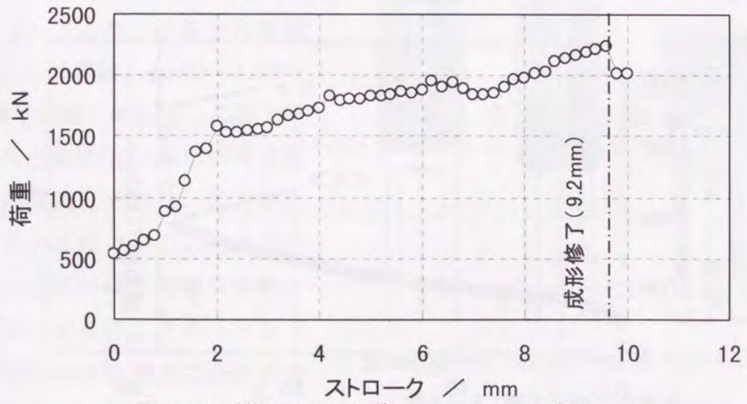


図4－6　第4工程での荷重－ストローク線図

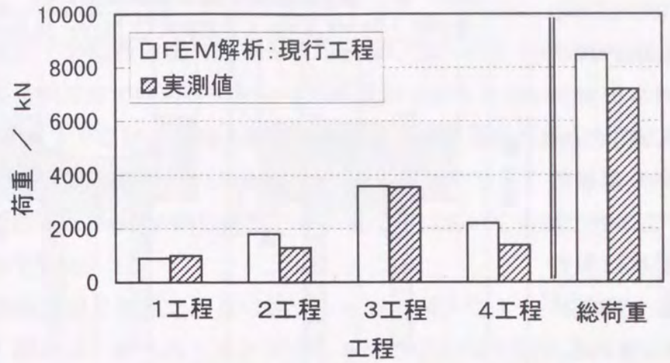


図4－7　FEM解析による荷重予測と実測値

荷能力以内であることはもちろんのこと，総荷重が低いほど鍛造機への負担が少なくなる．同図における実測値は，成形機の各工程でパンチに取り付けたひずみゲージを用いて荷重測定した結果ある．

FEM解析で推定された総荷重は8000kNを超えているが，実測値は7200kNである．実測値と解析値に差が生じた理由として，第２工程の前方押出し解析において荷重振幅が生じており，その上限値を成形荷重としていることが考えられる．

各工程での成形荷重を見ると，第３工程の荷重が他の工程の荷重より高いことがことが分かる．そこで，第３工程の荷重に着目して荷重低減策を検討した．

４．１．３　成形荷重低減策の検討

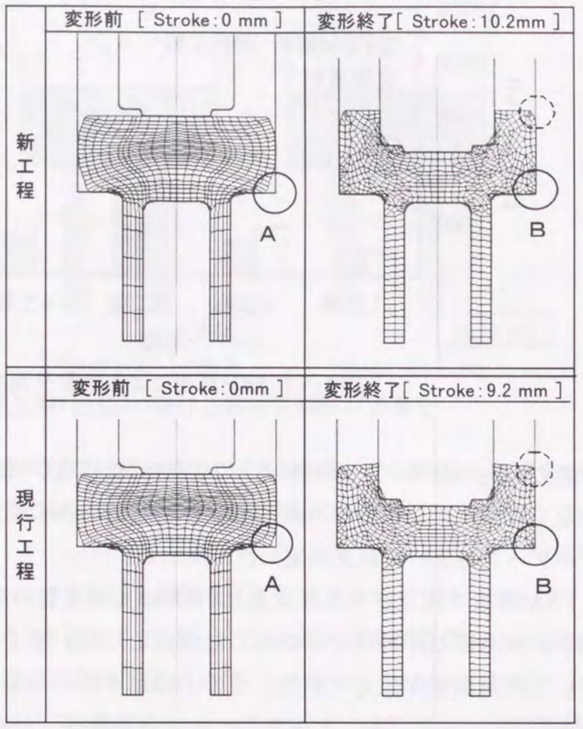
図４－４に示される様に，第３工程では素材自由側面がダイス接触後に荷重が急増している．これは，ダイスコーナー部（図４－５　○部）に素材を充満させるため，素材自由側面がダイス接触後も加圧が行われるからである．しかし次工程の第４工程でも同じ形状のダイスが用いられており，第４工程でこのコーナー部が成形されればよい．そこで図４－４の<A>点で成形を終了させて第３工程においてコーナー部の素材充満を避け，第４工程でコーナー部を充満させる新しい工程が考えられた．

図４－８に，第４工程における工程変更前後の形状比較を行った結果を示す．現行工程の方が新工程に比べて，変形前のダイスコーナー部と素材との間隙が

少ない（図４－８の実線○Ａ部）．しかし，どちらの場合も成形終了時にはダイスコーナー部に素材が充満している（図４－８の実線○Ｂ部）．従って，コーナー部の製品形状は現行工程も新工程も同じになることが推定される．新工程では素材上端部の素材径（図４－８の破線○部）は現行工程と比べて小さいが，上端部は切削代も大きく，鍛造形状として充分であることも確認された．

図４－９には，第４工程における新工程と

図4－8　第4工程成形後の製品形状比較



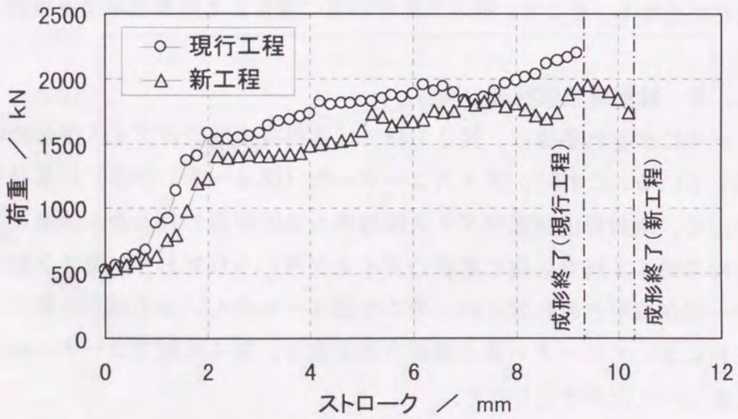


図4－9　第4工程での荷重－ストローク線図

現行工程の荷重－ストローク線図を示す．現行工程では約2200kNであった成形荷重が，新工程では約1950kNへ低減する．この差は，上端部における素材とダイス側面との接触面積（図４－８の破線○部）の差と考えられるが，いずれにしても，新工程では現行工程の成形荷重以上にならないと推定される．

図４－１０には，現行工程と新工程での総荷重の比較を示す．第３工程の成形荷重は，3500kNから1800kNへ約50％低減できる．さらに，8000kN以上あった総荷重も約6500kNに低減でき，実生産においても新工程により冷間鍛造成形されている．

自動車足廻り部品である等速ジョイント用アウター[5)]を初め，カップ状ジョイント部品は，据込みと後方押出しを組み合わせて成形されることが多く，ここで考えられた加工配分手法はそれら類似形状部品へ共通して用いることが可能と思われる．工具負荷低減においては，単一工程に主眼を置くのでなく，初期形状から最終形状まで鍛造過程全体の変形挙動を解析し，加工配分を適正化することが重要であり，そうした検討を迅速に行う上でも，解析精度の高い鍛造シミュレーションが必要と考えられる．

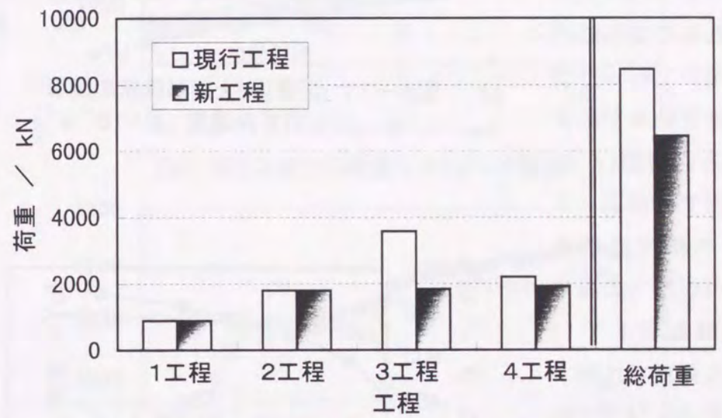


図4－10　荷重低減効果

4．1．4　成形荷重推定に及ぼす鋼材変形抵抗精度

前節の成形荷重推定では，第２章で得られたひずみ速度 $\dot{\bar{\varepsilon}}=10s^{-1}$ における変形抵抗推定結果が用いられている．本節では準静的なひずみ速度 $\dot{\bar{\varepsilon}}=10^{-2}s^{-1}$ の変形抵抗による荷重推定との比較を行い，実加工条件における鋼材変形抵抗の有用性を検討した．三木らによって，$\dot{\bar{\varepsilon}}=10^{-2}s^{-1}$ における相当応力と引張強さとの関係が各相当ひずみに対して図４－１１の様に求められ，その関係式が提案されている[6]．図４－１２は，その結果を用いて得られた引張強さ492MPaでの変形抵抗曲線を $\dot{\bar{\varepsilon}}=10s^{-1}$ の場合と比較して示す．相当ひずみ $\bar{\varepsilon}=1.5$ において，ひずみ速度 $\dot{\bar{\varepsilon}}=10s^{-1}$ の相当応力に比べて $\dot{\bar{\varepsilon}}=10^{-2}s^{-1}$ のそれが，約13％高くなっている．

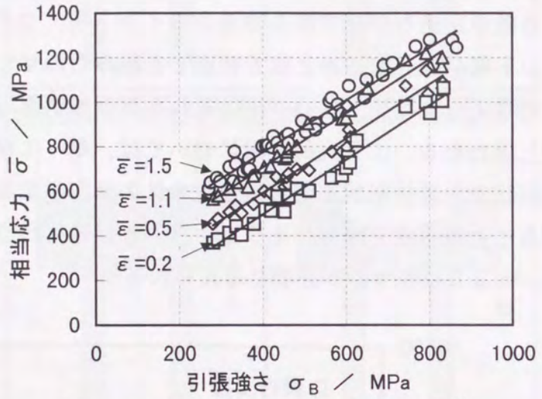


図4－11　引張強さと変形抵抗の関係[6]
（ひずみ速度　$\dot{\bar{\varepsilon}}=10^{-2}s^{-1}$）

図４－１３(a)～(c)に，これらの変形抵抗曲線を用いて行った成形荷重推定結果が示されている．同図(a)は第２工程での荷重－ストローク線図であるが，$\dot{\bar{\varepsilon}}=10^{-2}s^{-1}$ の場合も荷重は振動している．最大荷重で比較すると，$\dot{\bar{\varepsilon}}=10^{-2}s^{-1}$ で約2000kNであり，$\dot{\bar{\varepsilon}}=10s^{-1}$ の場合に比べて11％近く高い荷重推定結果となる．同図(b)の第３工程では，素材自

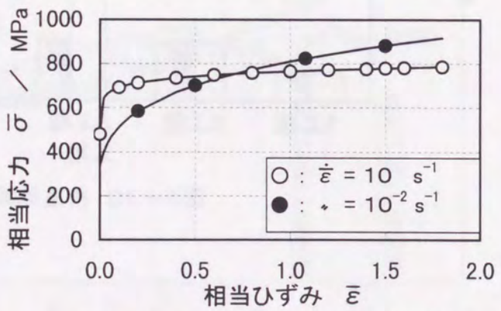
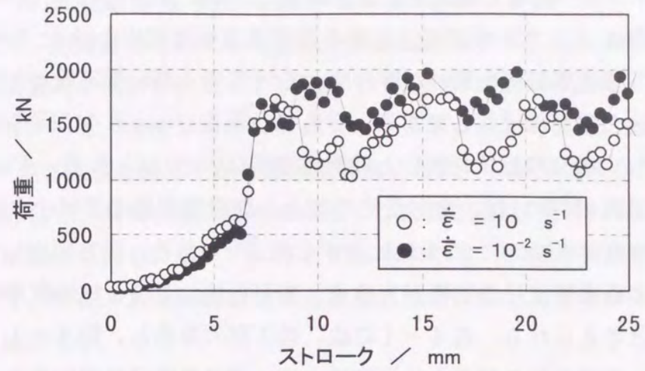
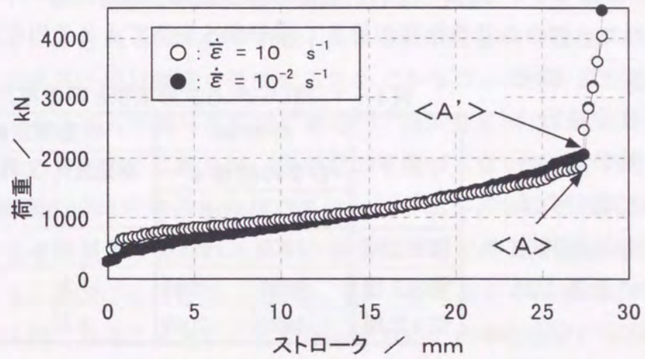


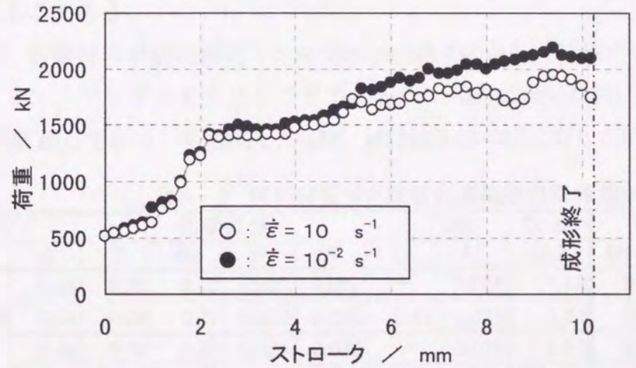
図4－12　想定した変形抵抗曲線



(a)　第2工程での荷重－ストローク線図



(b)　第3工程での荷重－ストローク線図



(c)　第4工程での荷重－ストローク線図

図4－13　ひずみ速度の異なる変形抵抗を用いた場合の荷重－ストローク線図の違い

由側面がダイス面へ接触する直前を成形終了とすると，$\dot{\bar{\varepsilon}}=10^{-2}s^{-1}$ の変形抵抗を用いた場合は〈A'〉点で成形終了となり荷重推定値は約2055kNとなる．従って，$\dot{\bar{\varepsilon}}=10s^{-1}$ の変形抵抗を用いた場合比べて12％近く高い推定値となり，その差は変形抵抗の差とほぼ同じである．さらに，同図(c)は第４工程の場合であり，$\dot{\bar{\varepsilon}}=10^{-2}s^{-1}$ の変形抵抗を用いと荷重推定値は2097kNとなる．$\dot{\bar{\varepsilon}}=10s^{-1}$ の場合と比べて約9％高いが，変形抵抗の差より荷重推定値の差は小さい．後方押出し荷重が素材強度の0．91乗に比例する報告[7]もあり，後方押出しでは成形荷重に及ぼす静水圧成分の影響が大きく，変形抵抗の差ほど成形荷重に差が生じなかったと考えられる．表４－１には，各工程の荷重と，図４－１９に後述されるのパンチ面圧と工具寿命との関係を用いて荷重推定結果の差を工具寿命の差へ換算した結果を示す．9～12％の荷重推定差でも工具寿命にすると61～72％の差となり，僅かな荷重推定の差も工具寿命へ変換するとその違いは大きくなる．従って，精度の高い荷重推定を行うためにも，第２章に示された実加工条件における鋼材変形抵抗推定手法は有用であると思われる．

表4－1 用いられる変形抵抗と荷重推定差

	荷重 kN		荷重推定差	
	ひずみ速度 s^{-1}		荷重差	工具寿命
	10	10^{-2}	%	低減率 %
第2工程	1800	2000	11.1	70
第3工程	1839	2055	11.7	72
第4工程	1927	2097	8.7	61

４．２　冷間鍛造部品成形における工具寿命の予測

前節では，熱間鍛造されていた部品を冷間鍛造化するにあたって，加工配分からの荷重低減が検討された．これに対して，鋼材成分からの荷重低減の検討も進められている．等速ジョイント用アウターのカップ内面等，鍛造品の摺動部では，所定の強度を得るために高周波を用いた焼入れが行われることが多い．これに対応して，高周波焼入性を確保しつつ冷間鍛造時の変形抵抗の低減が可能な鋼材が開発されている[1)～4)]．そこで，本節では工具寿命予測手法の検討を目的として，開発された鋼材における変形抵抗の低減と工具寿命に対する効果について検討した．

４．２．１　変形抵抗低減鋼における後方押出し荷重

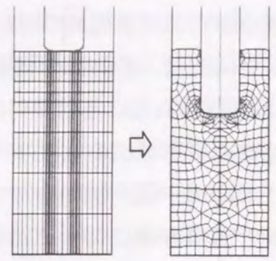
表４－２に示されるS45C-M材は，JIS S45C材と同等の焼入性を確保しつつ，同じ炭素量で素材強度を低減するためにシリコン，マンガンを下げ，焼入性の不足分をクロムで補った鋼材である[1)]．炭素量を同じにしているのは，高周波焼入時の表面硬さに対して，炭素量の影響が大きいからである．表中のDi cal値は鋼材の焼入性を示す指標であり，この値が高いほど焼入れ層を深く確保でき，表中の式で求められる．この値が高いほど焼入れ層を深く確保できることになる．S45C-M材のDi cal値は，JIS S45C材のそれとほぼ同じであり，同等の焼入性であることを示している．さらに，表中のS35C-M材，S55C-M材は，それぞれJIS S35C材，JIS S55C材の焼入性を確保しつつ素材強度を低減させたものである．

表中に，各鋼材の球状化焼鈍（ SA:Shperoidal Annealing ）後の引張強さを示す．シリコン，マンガンを下げることで，S55C-M材はS55C材に対して引張強さが19％低減している．同様に，S45C-M材はS45C材に対して17％，S35C-

表4－2 供試材成分と球状化焼鈍後の引張強さ

	化学成分						wt%	Di cal	引張強さ	
	C	Si	Mn	P	S	Cr	AL	inch	MPa	低減率 %
S55C	0.55	0.25	0.75	0.021	0.018	—	0.024	1.18	639	—
S55C-M	0.54	0.06	0.37	0.022	0.020	0.41	0.025	1.24	519	19
S45C	0.46	0.24	0.77	0.021	0.020	—	0.026	1.10	579	—
S45C-M	0.45	0.06	0.36	0.020	0.012	0.37	0.025	1.06	481	17
S38C	0.37	0.28	0.72	0.020	0.016	—	0.028	0.96	500	—
S35C-M	0.34	0.06	0.36	0.020	0.012	0.37	0.025	0.92	436	13

$$\text{Di cal} = 0.367\sqrt{C}(1+0.75Si)(1+3.33Mn)(1+2.16Cr)(1+1.77Al)$$



［初期状態］　［Stroke：20mm］

図4－14　後方押出し変形形状

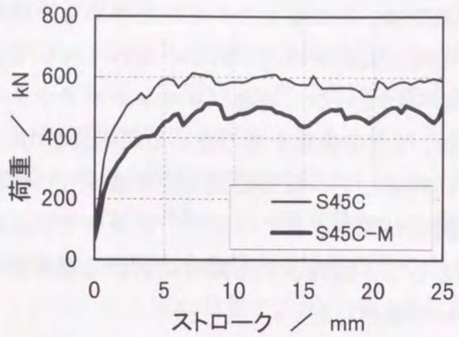


図4－15　後方押出し時の荷重－ストローク線図

M材はS38C材に対して13％，それぞれ引張強さが低減している．図２－１３より引張強さと変形抵抗は比例関係にあることから，これら鋼種の変形抵抗も引張強さに比例して低減していると考えられる．

これら鋼材の直径40$^{\phi}$mm，高さ70mmの素材が，減面率16％で後方押出しされる場合の成形荷重を剛塑性FEM解析を用いて推定した．FEM解析は軸対称で行い，潤滑は燐酸亜鉛被膜処理を想定して摩擦係数をμ=0．08とした．

図４－１４に変形前，及びストローク20mmでの変形形状を示す．パンチ径は16$^{\phi}$mmであり，先端に8$^{\phi}$mmの平坦部が設けてある．パンチコーナー部はR2の曲面があり，ランド長さは２mmである．図４－１５にはS45C材，S45C-

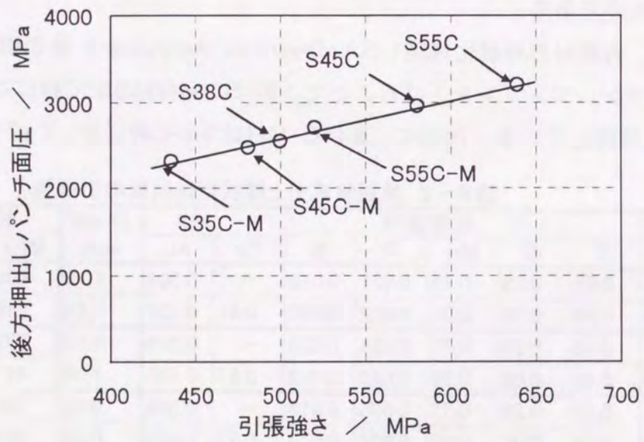


図4－16　引張強さと後方押出しパンチ面圧

M材での荷重－ストローク線図を示すが．荷重はS45C材で約600kN，S45C-M材で約500kNである．同様にして，他の鋼種についても後方押出し時の荷重を求め，荷重をパンチ断面積で除したパンチ面圧と素材引張強さとの関係を図４－１６に示す．

後方押出しパンチ面圧はS55C材に対してS55C-M材で16％，S45C材に対してS45C-M材で15％，S38C材材に対してS35C-M材で11％，それぞれ低減している．しかし，表４－２に示された引張強さの低下率より面圧低下割合は小さく，4．1．4の後方押出しの場合と同様である．

４．２．２　アプセットボルト成形における工具寿命

工具損傷に関する系統的データーはほとんど見当たらない．冷間鍛造分科会で実施された工具疲労の実験[8)]などあるが，実際の工具寿命との対応は検討されていない．ここでは，実ラインにおいてボルトを生産する際に得られた工具の疲労実績から，工具寿命を予測する方法を検討した．

図４－１７は，ボルトの六角頭部をダイス内で据込み成形するアプセットボルトにおける工具寿命（一つの工具で成形される部品数）を，素材引張強さに対して示した図である．同図にはダイス寿命が○印で，パンチ寿命が△印で示

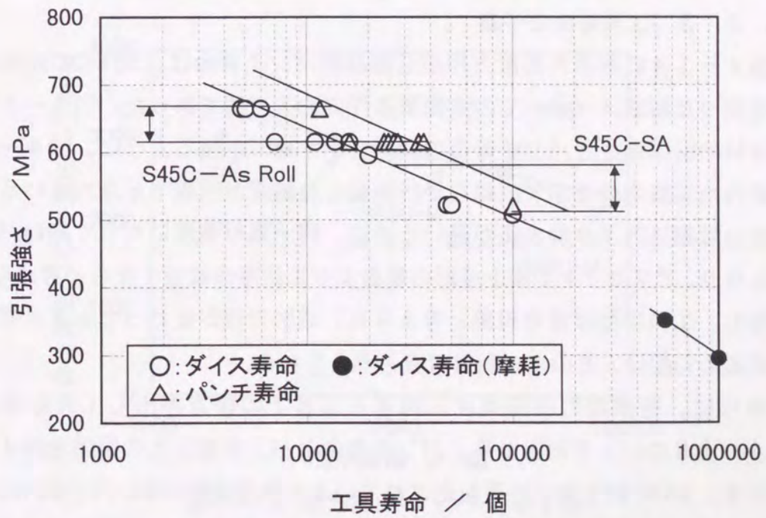


図4－17　アプセットボルト冷間鍛造における工具寿命

されている．同図より，ダイス寿命及びパンチ寿命とも類似の勾配を有していることが分かる．横軸の工具寿命は対数で整理されているが，素材強度と良い相関が見られることから，工具の割れ，かけと言った破壊損傷は一種の疲労現象によるものと考えられる．また，工具が摩耗することによって製品精度が確保できなくなり工具寿命と判断される場合もある．同図●印で示されるダイス寿命が，この摩耗によって寿命と判断された結果である．摩耗による寿命は疲労寿命より一桁高い寿命であることから，問題となることは少ない．

同図より，ダイス寿命は，S45Cの圧延材(S45C－As Rolled)で0.5×10^4 ～ 1.5×10^4，球状化焼鈍材（S45C-SA)で2.5×10^4 ～ 10×10^4となり，パンチ寿命は圧延材で1×10^4 ～ 3×10^4，球状化焼鈍材で5×10^4 ～ 20×10^4となる．工具の割れ，かけと言った破損が疲労現象によるものと考えれば，これらの結果は，これと同種の成形にはほぼそのまま適用できる．また，他の成形の場合においても，図４－１７で示された直線の勾配を利用して，実操業において，一点でも変形抵抗と工具寿命データーが得られれば，そこから他の条件のときの寿命を推定することができると考えられる．そこで，図４－１７の結果を用いて，4.2.1に記載された鋼材変形抵抗低減効果を工具寿命で評価することを行った．

４．２．３　工具寿命の予測

図４－１４に示された後方押出し部品のパンチ寿命は，S38Cの球状化焼鈍材を使った鍛造メーカーでの実操業条件で約３万個であった．図４－１８は，S38材の引張強さとパンチ寿命の関係を示す■印を通るように，図４－１７に示された工具寿命を示す直線を平行移動した結果が実線で示されている．後方押出しは据込みより静水圧が高いために，同一素材強度に対して高いパンチ面圧となり，アプセットボルト成形の場合より工具寿命は短くなると考えられる．しかし，工具損傷は疲労現象と考えられ，成形方法が変わっても工具寿命を示す実線の勾配は，そのまま利用可能と考えられる．

さらに，各素材の引張強さ，図４－１８での後方押出し工具寿命，及び図４－１６のパンチ面圧から，パンチ寿命とパンチ面圧との関係を図４－１９に示す．S38C材を用いて実製造されている本部品成形において，S38C材より高周波焼入性の高いS45C-M材も，S38C材と同等以上の工具寿命で成形が可能なことが分かる．さらに，冷間鍛造成形が困難とされて熱間鍛造されている

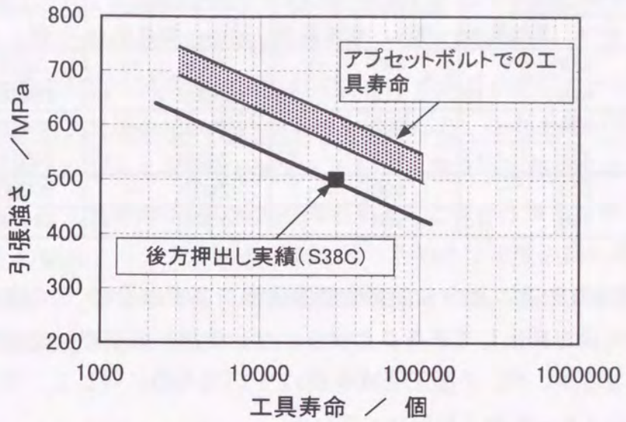


図4－18　後方押出し成形での工具寿命推定(Rd=16%)

S55C材等の高炭素含有材も，S55C-M材によってS45C材より高い工具寿命で成形できることが分かる．

表４－３には，各炭素含有レベルにおいて引張強さ，変形抵抗，及び後方押出し時パンチ面圧の低減率と，工具寿命の向上率が示されている．後方押出し

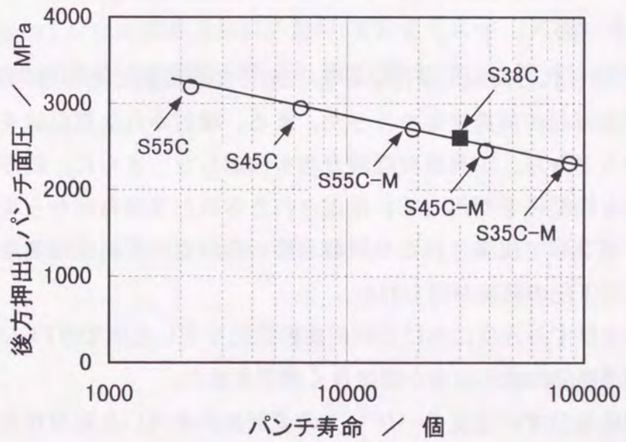


図4－19　後方押出しパンチ寿命予測

表4－3 供試材成分と変低抵抗低減率と工具寿命向上率

	引張強さ		変形抵抗 $\bar{\varepsilon}$=0.2		パンチ面圧		工具寿命	
	MPa	低減率 %	MPa	低減率 %	MPa	低減率 %	個	向上率 %
S55C	639	—	889	—	3189	—	2212	—
S55C-M	519	19	717	19	2698	15	18938	756
S45C	579	—	803	—	2944	—	6415	—
S45C-M	481	17	663	17	2453	17	38516	500
S38C	500	—	690	—	2600	—	30000	—
S35C-M	436	13	598	13	2306	11	87136	190

減面率は16%であることから，変形抵抗は相当ひずみ$\bar{\varepsilon}$=0.2で検討した．静水圧が大きい後方押出しであることから，パンチ面圧低減率は変形抵抗低減率より小さくなるが，パンチ面圧低減率が11～17%なのに対して，工具寿命向上率は190%以上と一桁違う程異なっている．

この様に，工具寿命をひとつの評価基準とすることにより，鋼種変更，或いは加工法変更の適用が可能か否かの判断資料として利用することができる．そのためにも，工具面圧を精度良く推定することが必須であり，また，今後，多くの実操業での工具寿命データーを蓄積することで，より精度の高い寿命推定が可能になると考えられる．

4．3 小括

第2章で得られた実加工条件に即した鋼材変形抵抗と剛塑性FEMとを用いて，冷間鍛造部品の荷重推定を行った．また，検討された部品はその類似形状部品が多いことから，工具負荷低減方法も検討した．さらに，既存の素材強度と工具寿命との関係を利用して，推定されたされた工具負荷から工具寿命を予測を行い，第2章で提案された冷間鍛造時の鋼材変形抵抗曲線推定手法の有用性を検討して下記の結論が得られた．

（1）実加工ひずみ速度における鋼材変形抵抗を用いた剛塑性FEMにより，冷間鍛造部品の成形荷重が精度良く推定された．

（2）準静的なひずみ速度$\dot{\bar{\varepsilon}}=10^{-2}s^{-1}$の変形抵抗を用いた荷重推定では，実加工ひずみ速度に対応したひずみ速度$\dot{\bar{\varepsilon}}=10s^{-1}$のそれを用いた場合比べて，9～12%高い荷重推定値となった．

（3）据込みと後方押出しが組み合わされて成形されるカップ状ジョイント部品では，加工配分を適正化することにより，後方押出し後の製品形状は変わらずに据込み荷重を半減できることが推定された．

（4）冷間鍛造時の工具寿命予測として，実ラインでのアプセットボルト成形における工具寿命結果用いた手法を検討した．これを用いて，後方押出し成形における工具寿命を推定した結果，素材の引張強さが13～19%低くなると工具寿命は190%以上向上することが分推測された．

（5）以上の結果より，工具寿命予測を行うためには精度の高い荷重推定が重要であり，第2章で得られた変形抵抗推定式は，実加工条件における変形抵抗推定法として有用であると考えられる．

参考文献

1)戸田正弘・三木武司・井上尚志;昭和62年度塑加春講論，(1987),301-302
2)瓜田龍実・並木邦夫:材料とプロセス，4 (1991),816
3)星野俊幸・天野一虔・中野昭三郎・田畑綽久:材料とプロセス，4 (1991),817
4)長谷川豊文・中村守文:塑性と加工，33-382 (1992)，1292-1297
5)桜井久之，寺内裕;プレス技術，32-11 (1994),56-62
6)三木武司・戸田正弘・柳本左門:塑性と加工，29-331 (1988)，807-813
7)日本塑性加工学会冷間鍛造分科会資料:資料番号51-6 (1976)
8)日本塑性加工学会冷間鍛造分科会工具班:塑性と加工，22-241 (1981),139-144

第５章　温，熱間等温変形抵抗を用いた鍛造荷重推定

第３章で算出された温，熱間等温変形抵抗曲線と，熱解析を連成した剛塑性FEM解析を用いて温，熱間鍛造時の荷重推定を行うとともに，実験結果との比較を行い，温，熱間等温変形抵抗の有用性について検討した．

５．１　リング圧縮における荷重推定

５．１．１　実験方法と解析条件

温，熱間等温変形を算出する中で，素材と工具との間の摩擦係数を測定するためにリング圧縮試験が行われる．その時の荷重測定と，FEM解析による荷重推定を行った．リング圧縮実験は3．4．2に記載される条件と同じであり，外径21$^{\phi}$mm，内径10．5$^{\phi}$mm，高さ7mmに機械加工されたリング試験片を用い，素材の圧縮開始温度は1423K，ダイス予加熱温度は573K，ひずみ速度２s^{-1}の定速加圧で行った．

熱連成剛塑性FEM解析における熱解析条件は，表５－１に示される通りである．用いられた等温変形抵抗$\bar{\sigma}_{iso,1}$は，図３－１０に示されたひずみ速度２s^{-1}の結果であり，これをSwiftの形（$\bar{\sigma}=a(\bar{\varepsilon}+b)^n$）に近似してFEM解析を行った．摩擦係数はリング圧縮後の形状測定からμ=0．35とした．

表５－１　熱解析条件

素材温度	1423 K
ダイス温度	573 K
パンチ温度	283 K
熱伝導率*	29.7 W/mK
比熱*	653 J/kgK
密度*	7.85×10^{-6} kg/mm^3
熱伝達係数	40 kW/m^2 K

*文献[1]における中炭素鋼より

５．１．２　解析結果と検討

図５－１に，FEM解析によって計算された荷重と(3-1)式で求められる圧縮率との関係を太実線で示す．実験の荷重測定結果を○印で示すが，実験値と解析結果は良く一致している．また，図中の細実線は等温変形抵抗を算出するために仮定された等温変形抵抗の第一近似$\bar{\sigma}_{iso,0}$を用いてFEM解析された荷重推定結果である．図５－２に用いられた等温変形抵抗$\bar{\sigma}_{iso,1}$と$\bar{\sigma}_{iso,0}$とを実線と破線で比較して示す．$\bar{\sigma}_{iso,0}$は，単純圧縮実験において圧縮率20％前後に生ず

るピーク値をその変形抵抗とし，ひずみ硬化しないと仮定されたものである．第３章で等温変形抵抗の算出方法が提案されるまでは，実加工条件における温，熱間鍛造時の鋼材加工硬化特性を正確に評価できなかったことから，この$\bar{\sigma}_{iso,0}$が従来尺度とも言える．

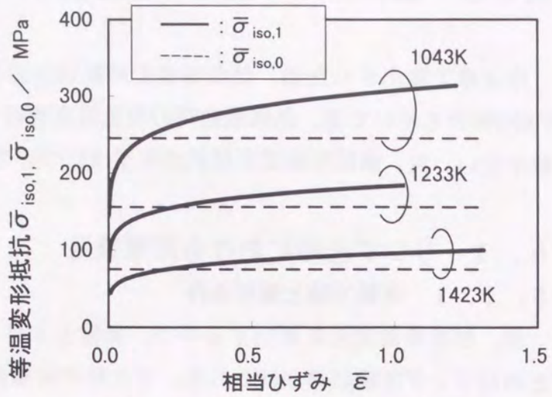


図5－2　等温変形抵抗$\bar{\sigma}_{iso1}$と$\bar{\sigma}_{iso0}$
（S45C $\dot{\bar{\varepsilon}}$=2 s^{-1}）

図５－１より，$\bar{\sigma}_{iso,0}$を用いたFEM解析では，荷重が低く推定されることが分かる．本リング圧縮での最大圧縮率である54％において実験値と解析結果を比較すると，$\bar{\sigma}_{iso,1}$を用いた場合には実験値との差は４％であるが，$\bar{\sigma}_{iso,0}$を用いた場合は24％の差となる．$\bar{\sigma}_{iso,0}$も，ひずみ

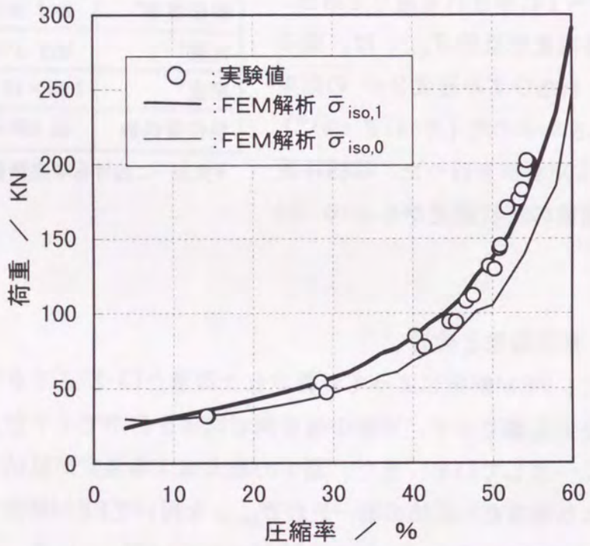


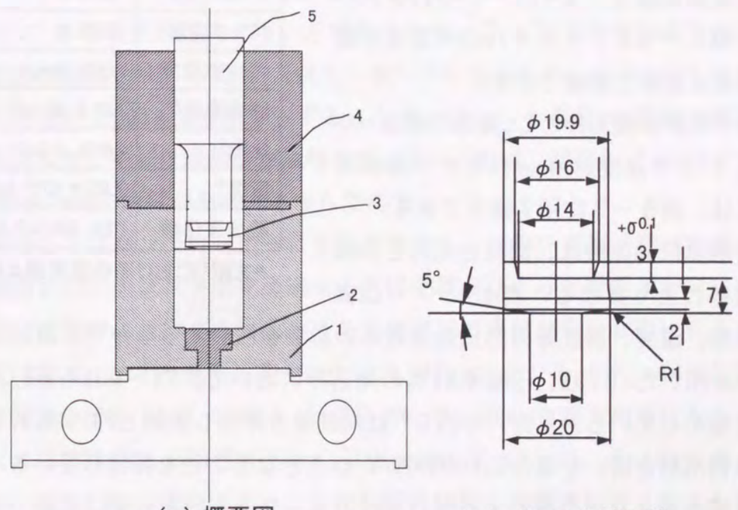
図5－1 リング圧縮試験での荷重と圧縮率との関係
（ S45C 1423K ）

速度２s^{-1}の実験結果を基にしており，この荷重推定の差は，ひずみ硬化が考慮されているか，考慮されていないかの違いと考えられる．しかし，前章の工具寿命評価で示された様に，約17％の荷重差で５倍近くの工具寿命差となることを考えると，$\bar{\sigma}_{iso,0}$を用いた場合ではそれ以上の工具寿命差となる．実際より小さい荷重推定値は金型設計等に対して危険側の値となることを考慮すると，鋼材加工硬化を正確に評価された等温変形抵抗が温，熱間鍛造時の荷重推定に有用と思われる．

５．２　温間後方押出しでの荷重推定

５．２．１　後方押出し実験方法

温間後方押出し実験に用いた治具の概要を図５－３(a)に示し，そのパンチ先端形状を同図(b)に示す．パンチランド部の最大径は20$^{\phi}$mm，ランド長さは2mmである．また，ダイス直径は30$^{\phi}$mmであり，押出し減面率はR_d = 44％である．供試材は表３－１に示される引張強さ765MPaのJIS S55C圧延材を用いている．試験片は加熱した後にダイス内へ挿入することを考慮し，直径30$^{\phi}$mm



(a) 概要図　　(b) パンチ先端形状

図5－3 後方押出し治具

て，高さ30mmに機械加工にした．

高周波加熱炉を用い，アルゴンガス雰囲気中で試験片を所定の温度に加熱し，保持した．試験片を加熱炉から取り出して治具内に挿入し，さらに加圧開始するまでに，試験片温度は約50K温度低下する．そこで，1093Kに加熱保持し，押出し温度を1043Kとした．治具の予加熱として図５－３(a)の１，２，４部を組み合わせたまま，573Kの炉内で均熱加熱を行い，加圧直前に炉内から取り出して治具を組み合わせた．その後，工具が予加熱されている炉とは別の高周波炉内で加熱保持された試験片を，予加熱された治具内に挿入した後に後方押出しを行った．離型剤としてニッケル金属粒子を含んだペースト（Bostik社製Never-Seez)を加熱前の試験片に塗布した．この離型剤を塗布した試験片と工具との摩擦係数は，1400Kにおけるリング圧縮試験で測定した結果μ=0.15であった．後方押出しは負荷能力1900KNの油圧サーボ機構を有する試験機を用い，パンチ速度200mm/s一定で行った．

５．２．２　FEM解析条件

熱連成剛塑性FEM解析には，S55C圧延材におけるひずみ速度$\dot{\bar{\varepsilon}}$=10s^{-1}の等温変形抵抗曲線と，$\dot{\bar{\varepsilon}}$=1s^{-1}のそれを用いた．図５－４に，それぞれの等温変形抵抗曲線を実線と破線で示す．

変形解析は軸対称とし，摩擦係数μ=0.15，パンチ速度200mm/sとた．熱解析条件は，表５－３に示す通りである．

表５－３　熱解析条件

素材温度	1043 K
ダイス温度	573 K
パンチ温度	293 K
パンチ速度	200 mm/s
熱伝導率*	24.6 W/mK
比熱*	619 J/kgK
密度*	7.85×10^{-6} kg/mm^3
熱伝達係数	80 kW/m^2 K

*文献[1]における中炭素鋼より

接触熱伝達係数は，素材と工具との接触状態により異なる．濟木ら[2),3)]は表面状態，温度，面圧等の熱伝達係数への影響を検討するなかで，油溶性黒鉛潤滑剤を用いた1373K，圧縮率81％の据込みにおいて，71～93kW/m^{2}K となることを報告している．また，中西ら[4)]は熱間後方押出し実験とFEM解析から，黒鉛系潤滑材を用いた場合に100kW/m^{2}K 以上となることを報告している．本実験では離型剤として金属粒子を含む油性のペーストを塗布しているが，その状態での熱伝達係数は不明である．そこで，熱伝達係数80kW/m^{2}K 一定として解析を行った．

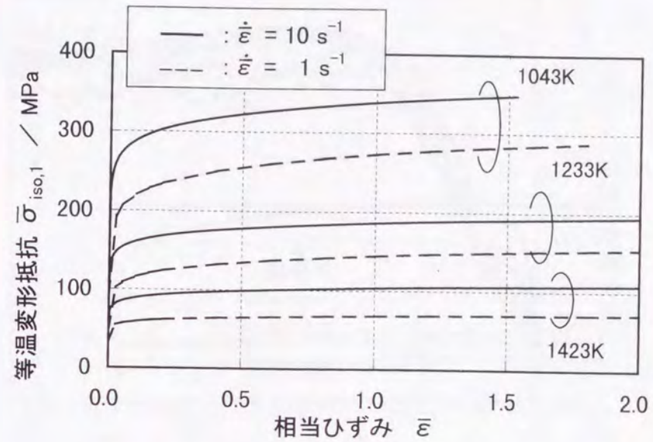


図５－４　解析に用いられた等温変形抵抗曲線（S55C）

５．２．３　実験結果と解析結果の比較

１）ひずみ速度一定等温変形抵抗を用いた荷重推定

図５－５に荷重－ストローク線図を示し，実験での荷重測定値を○印で示す．赤線がひずみ速度$\dot{\bar{\varepsilon}}$=10s^{-1}の等温変形抵抗を用いたFEM解析結果であり，青線が$\dot{\bar{\varepsilon}}$=1s^{-1}の等温変形抵抗を用いた場合である．$\dot{\bar{\varepsilon}}$=10s^{-1}の等温変形抵抗を用いたFEM解析結果は，実験値と良く一致している．しかし，$\bar{\varepsilon}$=1s^{-1}の等温変形抵抗を用いと約11％の差を生ずる．なお，ストローク２mm前後で解析結果が段状になり，それ以降荷重が急増している．これは，直径30$^{\phi}$mmのダイス内に直径29$^{\phi}$mmの素材が充満するからである．

後方押出しではパンチコーナーに変形が集中し，平均ひずみ速度が定義しにくい．素材がパンチランド部を通過する際に受けるひずみで荷重が決定されると仮定し，減面率に対応する対数ひずみを無変形の素材が定常変形に至るまでの時間で除すと，ひずみ速度は約18(=0.58/0.033) s^{-1}となる（ R_d=44％に対する対数ひずみ0.58=｜ln(1-0.44)｜，ストローク6.5mmで最大荷重になるとするとそれまでの時間0.033秒=6.5(mm)/200(mm/s) ）．従って，$\bar{\varepsilon}$=10s^{-1}の方が$\bar{\varepsilon}$=1s^{-1}に比べて加工条件に近いことから解析結果も実験値に近くなると考えられる．

さらに，従来尺度となる等温変形抵抗の第一近似$\bar{\sigma}_{iso,0}$（図３－１５破線）

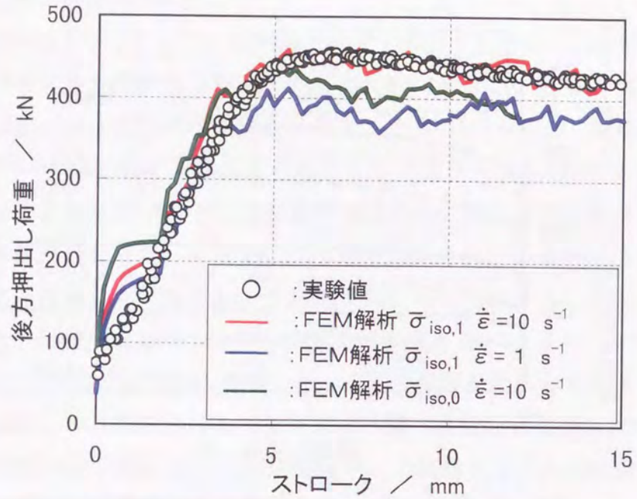


図5－5 温間後方押出し成形荷重とFEM解析による推定値
（ S55C 等温変形抵抗:ひずみ速度一定 1043K ）

を用いた解析結果が図５－５の緑線で示されている．$\bar{\sigma}_{iso,0}$を用いた荷重予測では，変形初期は荷重を高く見積もり，ストローク５㎜以上では，$\dot{\bar{\varepsilon}}$=1 s^{-1} の$\bar{\sigma}_{iso,1}$を用いた荷重推定値に近づいていく．

図５－６に，S55C圧延材における$\dot{\bar{\varepsilon}}$=1，10s^{-1} での等温変形抵抗$\bar{\sigma}_{iso,1}$ と，$\dot{\bar{\varepsilon}}$=10s^{-1} での$\bar{\sigma}_{iso,0}$ を示す．温度1043Kでの$\bar{\sigma}_{iso,0}$ は，$\dot{\bar{\varepsilon}}$=1s^{-1} の$\bar{\sigma}_{iso,1}$ と$\dot{\bar{\varepsilon}}$=10s^{-1} の$\bar{\sigma}_{iso,1}$ との間にある．押出し減面率に対応する相当ひずみ$\bar{\varepsilon}$=0.58では，$\bar{\sigma}_{iso,0}$ は$\dot{\bar{\varepsilon}}$=1s^{-1} の$\bar{\sigma}_{iso,1}$ とほぼ同じとなり，その傾向は後方押出し荷重推定結果と一致する．また，図５－６の1423Kにおける$\bar{\sigma}_{iso,1}$ と$\bar{\sigma}_{iso,0}$ との相関を見ると，$\dot{\bar{\varepsilon}}$=10s^{-1} での$\bar{\sigma}_{iso,1}$と$\bar{\sigma}_{iso,0}$の差は1043Kの場合に比べて小さく，1423Kではそれらを用いたFEM解析による荷重推定値の差は小さくなると思われる．さらに，$\dot{\bar{\varepsilon}}$=1s^{-1} での$\bar{\sigma}_{iso,1}$ より$\dot{\bar{\varepsilon}}$=10s^{-1} での$\bar{\sigma}_{iso,0}$ を用いた方が後方押出し荷重推定値の精度が高くなることも予測される．従って，荷重推定に対しては，実加工条件におけるひずみ速度の等温変形抵抗が用いられることが必要である.また，熱間鍛造に比べて強度に対する温度依存の高い温間鍛造では，よりその必要性が高いことが考えられる．

以上，実加工条件に見合ったひずみ速度での等温変形抵抗が重要であること

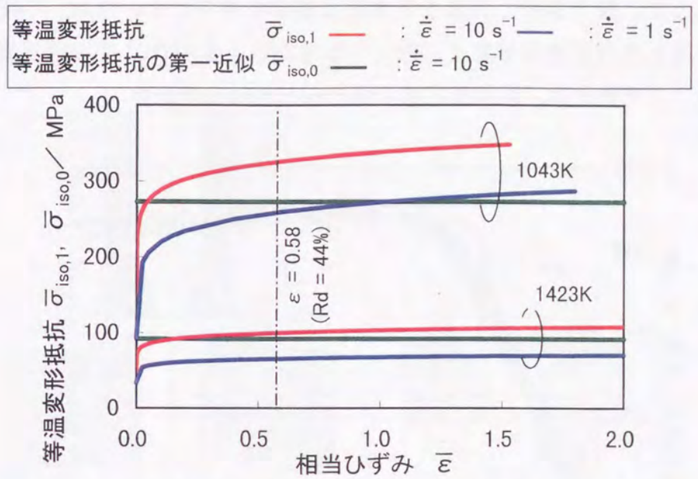


図5－6 解析に用いられた等温変形抵抗曲線(S55C)

が確認されたが，各温度下において種々のひずみ速度における等温変形抵抗を測定するのは労力と時間が必要である．そこで，3．7．2で検討されたひずみ速度依存指数を用いて荷重推定を行うことを検討した．

2）ひずみ速度依存指数を用いた荷重推定

ひずみ速度依存指数m値を用いるため，$\dot{\bar{\varepsilon}}$=1s^{-1} での等温変形抵抗曲線（図５－４ ）をSwiftの形に回帰して$\bar{\sigma}=a(\bar{\varepsilon}+b)^n$ におけるａ，ｂ，ｎを求めた．そして，図３－１９に示されたS45C圧延材のひずみ速度依存指数m値を用いてFEM解析を行った．求められた係数ａ，ｂ，ｎ，ｍを，表５－４に示す．

図５－７に，FEM解析で得られた荷重－ストローク線図を示す．m値そのも

表5－4 ひずみ速度依存指数と変形抵抗回帰式の係数($\bar{\sigma}=a(\bar{\varepsilon}+b)^n\varepsilon^m$)

温度	ひずみ速度 $\dot{\bar{\varepsilon}}$＝1 s^{-1}				ひずみ速度依存			
K	a	b	n	m	a	b	n	m
1043	273	0.00001	0.093	—	273	0.00001	0.093	0.099
1233	144	0.00001	0.095	—	144	0.00001	0.095	0.150
1423	68	0.00001	0.060	—	68	0.00001	0.060	0.201

のはS45C圧延材のそれを用いているが，ひずみ速度依存を考慮した等温変形抵抗によって，後方押出し荷重を精度良く推定できている．なお，ひずみ速度依存を考慮した荷重推定結果と，図５－５における$\dot{\bar{\varepsilon}}=10s^{-1}$での等温変形抵抗曲線を用いたそれとは，荷重推定値にほとんど差は無かった．

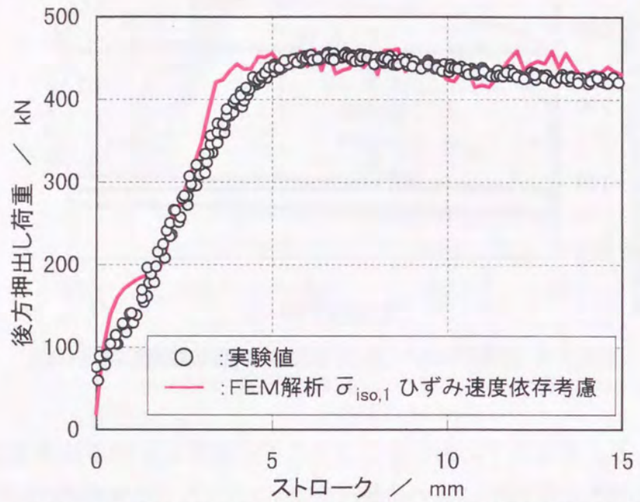


図5－6 温間後方押出し成形荷重とFEM解析による推定値
（ S55C 等温変形抵抗:ひずみ速度依存 ）

5．3 熱間前方押出しでの荷重推定

5．3．1 前方押出し実験方法

熱間前方押出し実験に用いた治具の概要を図５－８(a)に示す．また，ダイス部の詳細を同図(b)に示す．ダイス内径は20$^{\phi}$mm，成形ランド部の最小径は10$^{\phi}$mm，ランド長さ2mm，ダイス半角35°である．

供試材はJIS S55C圧延材を用い，直径19．5$^{\phi}$mm，高さ30mmに機械加工した．押出し減面率は，74％である．後方押出しと同様に，高周波加熱炉を用て，アルゴンガス雰囲気中で試験片を所定の温度に加熱保持した．試験片を加熱炉から取り出して加圧するまでの時間を考慮し，加熱温度は1473Kとし，押出し直前温度が1423Kになるようにした．図５－８(a)の２，３，４部を組み合わせたまま573Kの炉内で予加熱を行い，加圧前に試験機にセットした．その後，高周波炉内の試験片を予加された治具内に挿入して，前方押出しを行った．押出し時の潤滑状態，用いた油圧プレスは後方押出しの場合と同じであり，パンチ速度は200mm/s一定とした．

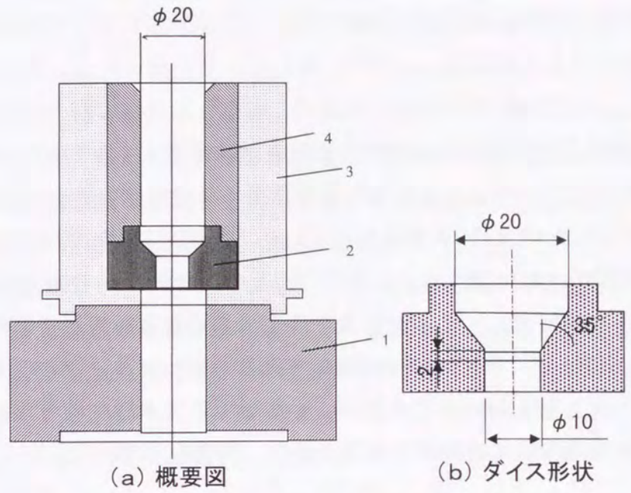


図5－8 前方押出し治具

5．3．2 FEM解析条件

FEM解析は軸対称とし，表５－４に示されるひずみ速度依存を考慮した1423Kにおける等温変形抵抗曲線を用いて行った．また，熱解析における各種条件は表５－５に示される通りであり，熱伝達係数は８0kW/m^{2}K 一定とし，摩擦係数はμ=0．15とした．

表5－5 熱解析条件

素材温度	1423 K
ダイス温度	573 K
パンチ温度	293 K
パンチ速度	200 mm/s
熱伝導率*	29.7 W/mK
比熱*	653 J/kgK
密度*	7.85×10^{-6} kg/mm^3
熱伝達係数	80 kW/m^2 K

*文献[1]における中炭素鋼より

5．3．3　実験結果と解析結果の比較

図5－9に荷重－ストローク線図を示す．○印が実験値であり，赤線がひずみ速度依存を考慮した等温変形抵抗曲線を用いたFEM解析によって推定された結果である．解析結果と実験値とは良く一致している．同図には，図5－6の破線で示された，ひずみ速度$\dot{\bar{\varepsilon}}=10s^{-1}$における等温変形抵抗の第一近似$\bar{\sigma}_{iso,0}$を用いたFEM解析よって求められた押出し荷重が緑線で示されている．温間後方押出し時の検討から，$\bar{\sigma}_{iso,0}$を用いても精度良く荷重推定できることも考えられたが，実験値と比べて約10％の差がある．前方押出し減面率は74％であり，対数ひずみに換算すると1．3になる．後方押出しの場合に比べて加工時のひずみが大きいことにより，$\bar{\sigma}_{iso,1}$と$\bar{\sigma}_{iso,0}$との差も大きくなるためと考えられる．なお，図5－6において，相当ひずみ$\bar{\varepsilon}=1.3$での$\bar{\sigma}_{iso,1}$と$\bar{\sigma}_{iso,0}$との差は約16％である．従って，加工時のひずみが小さい範囲では従来尺度に当たる$\bar{\sigma}_{iso,0}$を用いても荷重推定の精度は確保されるものの，熱間鍛造では加工ひずみが大きいことから，実加工速度に対応した，或いはひずみ速度依存指数を考慮した等温変形抵抗による荷重推定が必要であると思われる．

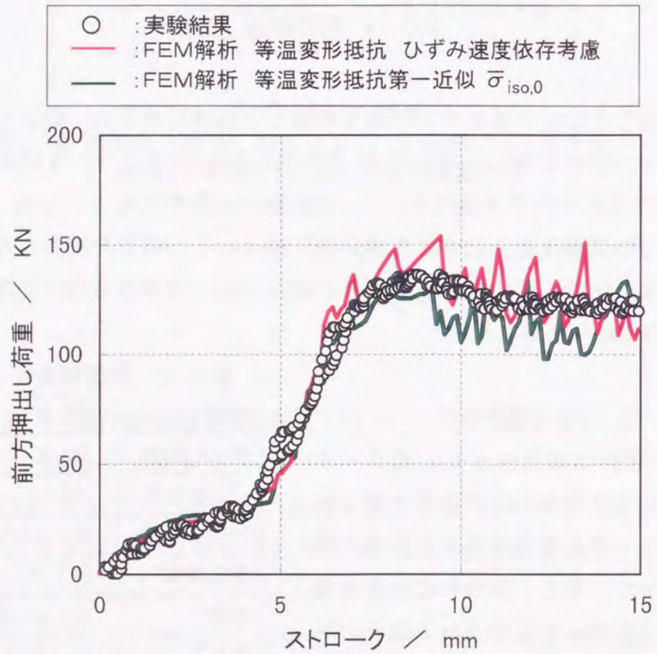


図5－9　熱間前方押出し荷重(S55C　1423K)

5．4　小括

第3章においてその算出手法が提案された等温変形抵抗の有用性を検討すべく，熱連成剛塑性FEM解析を用いて温，熱間でのリング圧縮，後方押出し，前方押出し時の荷重推定を行い，下記の結論を得た．

（1）1423Kのリング圧縮時において，等温変形抵抗$\bar{\sigma}_{iso,1}$を用いた解析による荷重推定値と実験値とは良く一致する．これに対して，等温変形抵抗を算出するために用いられる等温変形抵抗の第一近似$\bar{\sigma}_{iso,0}$（単純圧縮実験での圧縮率20％前後のピーク値で，鋼材の加工硬化等が考慮されていない）を用いた場合，荷重推定値と実験値との間で20％を越える差を生ずる．

（2）1043K，減面率16％の温間後方押出しにおいて，ひずみ速度$\dot{\bar{\varepsilon}}=10s^{-1}$の等温変形抵抗$\bar{\sigma}_{iso,1}$を用いた解析による荷重推定値は実験値と良く一致するが，ひずみ速度$\dot{\bar{\varepsilon}}=1s^{-1}$の等温変形抵抗を用いた場合は約11％の差を生ずる．これは，ひずみ速度$\dot{\bar{\varepsilon}}=10s^{-1}$の方が実験条件に近いと考えられ，ひずみ速度依存指数を考慮することによりひずみ速度$\dot{\bar{\varepsilon}}=1s^{-1}$の等温変形抵抗から精度良く荷重が推定できることが確認された．

（3）1423K，減面率74％の熱間前方押出しにおいて，ひずみ速度依存指数を考慮した等温変形抵抗を用いた解析結果は実験値と良く一致する．これに対して，等温変形抵抗の第一近似$\bar{\sigma}_{iso,0}$を用いた場合は約10％の差を生ずる．

（4）以上から，算出手法が提案された実加工条件に見合った温，熱間等温変形抵抗を用いることにより，精度の高い荷重推定が可能であると考えられる．

参考文献

1)大中逸雄:コンピューター伝熱・凝固解析入門，(1985),330　丸善発行

2)濟木弘行・丸茂康男・坂本英俊・坂田豊：平成3年度塑加春講論，(1991),521-524
3)濟木弘行・南明宏・御秡如英也：塑性と加工，30-336 (1989),51-56
4)中西広吉・野々山史男・澤村政敏・団野敦：平成5年度塑加春講論，(1993),
689-692

第6章　結 論

鍛造加工における生産コスト削減のための工程省略，或いは熱処理省略などに対応して，従来加工困難とされているような高強度材の加工，或いは強化加工が指向されている．そのため，鋼材，及び工具は従来に増して厳しい使用条件となり，鋼材の加工割れ，工具の早期損傷或いは寿命低下が課題となっている．鍛造に用いられる鋼材は多数あり，その工程も複雑であることから，これらの課題に対して実験的に対処するのでは膨大な時間と労力が必要になる．これに対して，近年の計算機能力の向上とともにCAEの利用が広まり，FEM解析を用いた鍛造シミュレーションと，それによる最適工程設計が普及しつつある．しかし，数値解析の解析精度を決めるのは，解析手法とともに，用いられる鋼材の加工特性データーである．特に高強度材の加工，或いは強加工が指向されると工具寿命が著しく低下するため，工具負荷を精度良く推定することが重要である．

そこで，本研究では鍛造時の実加工条件におけるひずみ，ひずみ速度条件で鋼材加工硬化特性を精度良く評価することを目的とした．そして，得られた鋼材加工硬化特性を用いて，工具負荷推定，さらには工具寿命予測を行い，その有用性を検討した．

まず，冷間鍛造における鋼材の加工硬化特性を明らかにするべく，各種冷間鍛造用鋼に対して実加工条件に見合ったひずみ，及びひずみ速度における加工硬化特性評価を行った．ひずみ速度の変形抵抗に及ぼす影響，及び実加工ひずみ速度下での引抜予ひずみの変形抵抗への影響を明らかにした．そして，理論解析に用いる鋼材変形抵抗曲線を鋼材引張強さから算出できるようにした．

次に，温，熱間鍛造での鋼材加工硬化特性を明らかにする目的で，圧縮加工中に生ずる鋼材の加工発熱，工具への熱移動，摩擦力の変形抵抗へ及ぼす影響を定量化するとともに，この結果を基にひずみと温度で一義的に変形抵抗が決定される等温変形抵抗について，簡単な実験と理論計算を援用した算出方法を提案した．得られた等温変形抵抗を用いることにより，精度良く鍛造荷重予測が可能であることを確認した．

そして，これらの鋼材変形抵抗と剛塑性FEM解析を用いて鍛造時の工具負荷推定を行い，提案された等温変形抵抗の有用性検討した．また，推定された荷

重値を用いた鍛造時の工具寿命予測手法について検討を行った．

本研究の各章における概要，及び主要な成果は以下の通りである．

第１章では，鍛造加工の歴史的背景とともに，近年盛んにその利用が広まっている鍛造シミュレーションにおいて．その解析精度を左右する鋼材加工硬化特性ににおける実加工条件に即した評価の必要性が示されている．本研究では，実加工ひずみ，及び実加工ひずみ速度での鋼材加工硬化特性を評価するとともに，それを基に提案された，簡易変形抵抗算出手法の有用性を検討することを目的としていることが述べられている．

第２章では，冷間鍛造実加工条件における鋼材変形抵抗を明らかにするべく，大ひずみ域での圧縮変形抵抗に及ぼすひずみ速度の影響，及び実加工ひずみ速度（$\dot{\bar{\varepsilon}}$=1～10s^{-1}）下での引抜予加工の影響が明らかにされ，その概要は下記の通りである．

（１）相当ひずみ$\bar{\varepsilon}$＜0．5において，ひずみ速度$\dot{\bar{\varepsilon}}$=10s^{-1} の圧縮時変形抵抗は$\dot{\bar{\varepsilon}}$=10^{-2}s^{-1} のそれに比べて大きいが，$\bar{\varepsilon}$≧0．5では$\dot{\bar{\varepsilon}}$=10s^{-1} の変形抵抗が小さくなる．これは，圧縮中の加工発熱が蓄熱されることによる軟化現象に起因するものと思われる．

（２）相当ひずみ$\bar{\varepsilon}$＞1．0の実加工ひずみ域では，ひずみ速度$\dot{\bar{\varepsilon}}$=1～10s^{-1} において変形抵抗の差はほとんど無い．

（３）ひずみ速度$\dot{\bar{\varepsilon}}$=10s^{-1} においても，引抜予加工材の圧縮変形抵抗は$\bar{\varepsilon}$≧0．5で引抜予加工を受けていない素材と同じ変形抵抗となり，あたかも引抜予ひずみが付与されなかったかの加工硬化特性を示す．

（４）広範な冷間鍛造用炭素鋼に対する引張強さと相当応力との相関を基に，引抜予加工材も含めて，ひずみ速度$\dot{\bar{\varepsilon}}$=10s^{-1} における変形抵抗曲線を引張試験結果から算出できるような近似式とその係数が求められた．

（５）（２）の結果を考慮すれば，提案された算出方法によって，実加工ひずみ速度域での変形抵抗曲線の推定が可能と考えられる．

第３章では，温間，熱間鍛造鍛造における数値解析に有用な，温度とひずみから一義的に変形抵抗が定まる等温変形抵抗に関して，特殊な試験装置を用いること無く，簡単な実験から実加工条件に見合った鋼材等温変形抵抗を算出する手法を提案し，その概要は以下の通りである．

（１）あるひずみ速度で変形する鍛造材の大ひずみ温，熱間等温変形抵抗を変形中に刻々変化するひずみ，温度に対応して求めるために，単純圧縮実験から摩擦力，加工発熱，熱移動の影響を理論計算によって除去する手法を提案した．

（２）本手法により算出された単純圧縮の見かけの変形抵抗は，素材の初期温度の基での等温変形抵抗に対して，相当ひずみ$\bar{\varepsilon}$=0．6～0．7位までは低くなり，それ以上では高くなる．その範囲は0．75～2．0位である．

（３）本手法では，平滑圧縮，或いは端面拘束圧縮のどちらで単純圧縮実験を行っても，同様の等温変形抵抗が算出された．

（４）等温変形抵抗に対するひずみ速度依存指数（m値）を，実験から求めた．このm値を用いて，ひずみ速度の異なる等温変形抵抗の予測を行った結果，実験から得られる等温変形抵抗にほぼ一致することを確認した．

（５）この方法は，温度変化し易い小さな試験片，また一般の圧縮試験機，或いは実際の鍛造機を用いて容易に実験でき，簡単な計算により等温変形抵抗を算出できるものである．

第４章では，第２章で得られた実加工条件における鋼材変形抵抗と剛塑性FEMとを用いて，冷間鍛造部品の荷重推定を行った．さらに，既存の素材強度と工具寿命との関係を利用して，推定されたされた工具負荷から工具寿命を予測し，第２章で提案された冷間鍛造時の鋼材変形抵抗曲線推定手法の有用性を検討した，その概要は，下記の通りである．

（１）実加工ひずみ速度における鋼材変形抵抗を用いた剛塑性FEMにより，冷間鍛造部品の成形荷重が精度良く推定された．

（２）準静的なひずみ速度$\dot{\bar{\varepsilon}}$=10^{-2}s^{-1} の変形抵抗を用いた荷重推定では，実加工ひずみ速度に対応したひずみ速度$\dot{\bar{\varepsilon}}$=10s^{-1} のそれを用いた場合比べて，9～12％高い荷重推定値となる．

（３）据込みと後方押出しが組み合わされて成形されるカップ状ジョイント部品では，加工配分を適正化することにより，後方押出し後の製品形状は変わらずに据込み荷重を半減できることが推定された．

（４）冷間鍛造時の工具寿命予測手法として，実ラインでのアプセットボルト成形における工具寿命結果を用いた手法を検討した．これを用いて，後

方押出し成形における工具寿命を推定した結果，素材の引張強さが13～19%低くなると工具寿命は190%以上向上することが推測された．

（5）以上の結果より，工具寿命予測を行うためには精度の高い荷重推定が重要であり，第2章で得られた変形抵抗推定式は，実加工条件おける変形抵抗推定法として有用であると考えられる．

第5章では，第3章においてその算出手法が提案された等温変形抵抗の有用性を検討するべく，熱連成剛塑性FEM解析を用いて温，熱間でのリング圧縮，後方押出し，前方押出し時の荷重推定を行い，下記の結論を得た．

（1）1423Kのリング圧縮時において，等温変形抵抗$\bar{\sigma}_{iso,1}$を用いた解析による荷重推定値と実験値とは良く一致する．これに対して，等温変形抵抗を算出するために用いられる等温変形抵抗の第一近似$\bar{\sigma}_{iso,0}$（単純圧縮実験での圧縮率20%前後のピーク値で，鋼材の加工硬化等が考慮されていない）を用いた場合，荷重推定値と実験値との間で20%を越える差を生ずる．

（2）1043K，減面率16%の温間後方押出しにおいて，ひずみ速度$\dot{\bar{\varepsilon}}=10s^{-1}$の等温変形抵抗$\bar{\sigma}_{iso,1}$を用いた解析による荷重推定値は実験値と良く一致するが，ひずみ速度$\dot{\bar{\varepsilon}}=1s^{-1}$の等温変形抵抗を用いた場合は約11%の差を生ずる．これは，ひずみ速度$\dot{\bar{\varepsilon}}=10s^{-1}$の方が実験条件に近いと考えられ，ひずみ速度依存指数を考慮することによりひずみ速度$\dot{\bar{\varepsilon}}=1s^{-1}$の等温変形抵抗から精度良く荷重が推定できることが確認された．

（3）1423K，減面率74%の熱間前方押出しにおいて，ひずみ速度依存指数を考慮した等温変形抵抗を用いた解析結果は実験値と良く一致する．これに対して，等温変形抵抗の第一近似$\bar{\sigma}_{iso,0}$を用いた場合は約10%の差を生ずる．

（4）以上から，算出手法が提案された温，熱間等温変形抵抗を用いることにより，精度の高い荷重推定が可能であると考えられる．

以上，本研究により冷間鍛造，及び温，熱間鍛造の実加工条件に見合った鋼材変形抵抗を簡易に算出することができるようになった．また工具寿命予測手法も提案され，実加工条件における鋼材変形抵抗を用いた剛塑性FEM解析により，高精度な工具負荷推定，しいては工具寿命予測が行えるようになった．

謝　辞

本論文をまとめるにあたり，多大の御指導ならびに御鞭撻を賜りました大阪大学基礎工学部小坂田宏造教授に深く感謝致します．

本研究を進めるに当たり格別の御指導とともに，常に励まして下さいました新日本製鐵㈱鉄鋼研究所鋼材第二研究部条鋼総括三木武司博士に心から感謝致します．厚く御礼申しあげます．

そして研究遂行に当たって有益な御指導，御援助を頂いた元新日本製鐵㈱中央研究本部厚板条鋼研究センター長伊藤亀太郎氏（現㈱巴技研社長），元新日本製鐵㈱中央研究本部厚板条鋼研究センター主幹研究員鈴木信一博士，元新日本製鐵㈱鉄鋼研究所鋼材第二研究部部長高橋稔彦博士（現科学技術庁金属材料技術研究所フロンティア構造材料研究センター総合研究官），元新日本製鐵㈱鉄鋼研究所鋼材第二研究部主任研究員館山道昭氏（現㈱浅川製作所技術部次長），新日本製鐵㈱鉄鋼研究所鋼材第二研究部部長萩原行人博士，同研究部加田修氏に厚く御礼申しあげます．

最後に，いろいろと御助言を頂きました大阪大学基礎工学部助手塩見誠規博士，ならびに小坂田研究室の方々に謹んで感謝の意を表します．