

移動および複合硬化則の多段鍛造工程シミュレーションへの適用に関する研究

静岡大学 工学部 機械工学科
教授 早川 邦夫

(平成 27 年度 一般研究開発助成 AF-2015014)

キーワード：冷間鍛造，複合硬化モデル，移動硬化モデル，ステンレス鋼

1. 研究の目的と背景

近年、プレス成形シミュレーションにおけるスプリングバックの高精度な予測には、バウシinger効果を精密に予測できる複合硬化モデルを基礎とした塑性構成モデルの適用が本質的に重要であることは広く認識されている。中でも、吉田と上森^{1,2)}により提案された塑性構成モデル (YU モデル) の適用が非常に効果的であることが、多くの研究で明らかにされている。

一方、鍛造加工においては、例えば離型後にその寸法が弾性回復のため変化することは広く知られているが、その程度は、鍛造時に付与される変形に比べて微小であり、通常は無視される。そのため、鍛造工程シミュレーションでは塑性構成モデルには、冷間多段工程においても、単純な等方硬化モデルが多用されているのが現状である。

近年では、塑性加工のシミュレーションにおいては、その製造工程設計の適否や部品形状の予測だけでなく、製造された部品の特性の予測も求められることが多い。例えば、石川ら³⁾による熱間鍛造工程における部分的材質制御鍛造技術のように、部品の使用状況を考慮した材質の作り込みとその精密なシミュレーション研究成果はその一例である。

冷間鍛造における多段工程で製造される鍛造製品では、材質の変化よりも、製造後の部品の持つ強度の正確な見積もりが求められている。その際、部品の供用時の強度 (降伏応力や引張り強さ) を精度よく予測するためには、加工中の応力履歴を反映できる塑性構成モデルと、実際にその部品が受ける強度試験と同じ状況でのシミュレーションが必要となる。しかし、一般的には、このような複雑な解析は実施されていないのが現状である。

そこで、本研究では、複合硬化モデル塑性構成モデルの冷間多段鍛造工程への適用とその影響を調べる。対象として、熱処理を行わないステンレス鋼製ボルトを取り上げる。ボルトの強度評価基準は、軸方向引張方向降伏応力値である。この値の精密な予測には、材料が製造時に受ける応力履歴によるバウシinger効果の精密な予測が本質的に重要である。そこで、鍛造用シミュレーションソフトウェアに、複合硬化モデル塑性構成モデルを導入し、ボルトの冷間多段工程解析を行う。モデルとしては、Chaboche⁴⁾および YU モデルを用いる。また、鍛造におけるスプリングバ

ックの予測に及ぼす硬化則の影響を、ステンレス鋼の前方押し出しにより調査した。

2. 冷間多段鍛造による非調質ボルトの成形および強度解析に及ぼす硬化則の影響^{5,6)}

2・1 製造工程とその供用時強度に及ぼす影響

本論文では、非調質 SUS304製ボルト⁷⁾について検討した。このボルトは、船外機用としての耐食性と軸方向強度の熱処理なしで達成されなければならない。その手段としては、鍛造工程中に生ずる加工硬化が中心となる。

図 1 は、ボルトの 2 種類の多段鍛造工程 Process Type 1 (PT1) および Process Type 2 (PT2) を示す。いずれも Stage1 (St-1) ~ Stage3 (St-3) の工程で構成される。どちらもボルトの多段鍛造工程としては典型的な工程であるが、付与される塑性ひずみ量とその履歴が異なる。

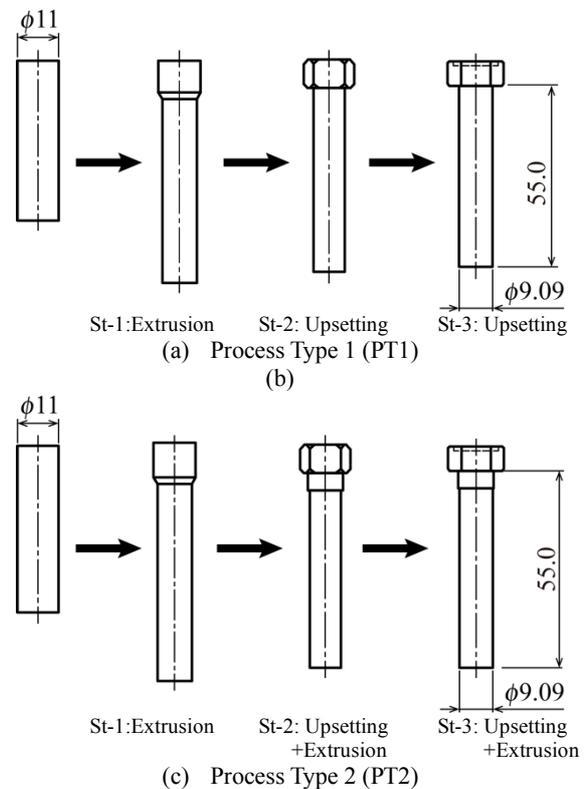


図 1 SUS304 製非調質ボルト製造プロセス

図2は、それぞれの行程で製造されたボルトの強度試験（軸方向引張り負荷時挙動）を示す。PT2によるボルトは、PT1によるそれに比べて強度の向上が見られる。これはPT1では、St-2およびSt-3で頭部成形の際、軸部に対して圧縮荷重が作用するためである。この圧縮荷重によって、St-1とは逆向きの軸方向応力が作用する。一方、PT2ではSt-2およびSt-3で軸の前方押し出しの際の抵抗を利用しながら頭部成形を行うことで、軸方向の圧縮の影響を減らしている。さらに、各工程後の軸径は除荷時には弾性回復により拡大するため、部品の抜き出し工程（KO）時に軸部は再び前方押し出し状態となる。その結果、軸方向に対する圧縮応力はさらに低減される。以上の考察から、Fig.2に見られる工程によるボルトの強度差は、多段鍛造工程中の応力の反転によるBauschinger効果に起因するものと考えられる。

現在鍛造シミュレーションで多用されている等方硬化(IH) 則では、鍛造工程中に生じる負荷応力の作用方向の反転によるBauschinger効果の影響を考慮することは本質的にできない。したがって、図1に示される工程による軸方向強度の差を表現することは困難である。そこで、本研究では、複合硬化則(Chabocheモデル)(文献)および移動硬化則(YUモデル)(文献)を適用し、鍛造プロセスならびに部品の供用時強度評価シミュレーションを試みた。なお、YUモデルについては、鍛造中に導入される大きな塑性ひずみに対応できるように、修正を行った。すなわち、当初提案されたモデルでは、加工硬化がある累積塑性ひずみに達すると一定値に収束するが、鍛造加工のような大ひずみ域でも加工硬化が継続するように修正した。

2・2 繰返し引張り-圧縮試験

材料パラメータを同定するため、SUS304の丸棒素材から板形状の試験片を採取し、繰返し引張り-圧縮試験を行った。図3は、試験の模式図を示す。圧縮時の座屈を防ぐように治具を設計した。

図4は、一例として、引張り-圧縮試験の結果と同定したYU modelのパラメータによる計算結果を示す。同様にChabocheモデルに対してもパラメータを同定した。初期降伏時において、試験結果と計算結果には差が見られる。これは素材である引抜き線材の製造過程で付与される予張力に依存していると考えられる。また、本論文では、St-2以降で起こる応力反転によるBauschinger効果に注目しているが、その部分において両者は良い一致を示している。なお、引張り-圧縮試験におけるひずみは、鍛造工程のそれに比べると1桁以上小さい。しかし、現在の試験方法で鍛造工程と同様なひずみを与えるだけの引張り-圧縮試験を行うことが困難であった。塑性変形誘起変態機構の見られるSUS304の場合、大ひずみ域まで大きな加工硬化が見られることがわかっているため、本論文では図4の範囲で同定したパラメータをそのまま使用した。

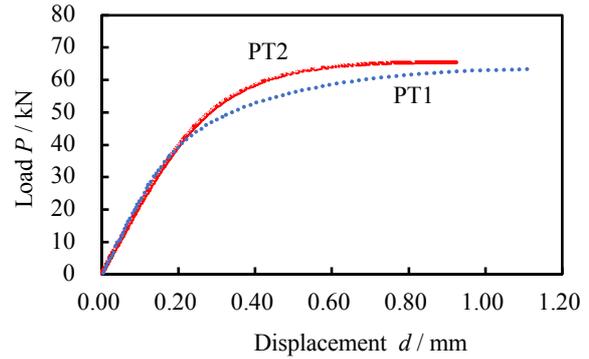


図2 SUS304製ボルトの強度試験結果

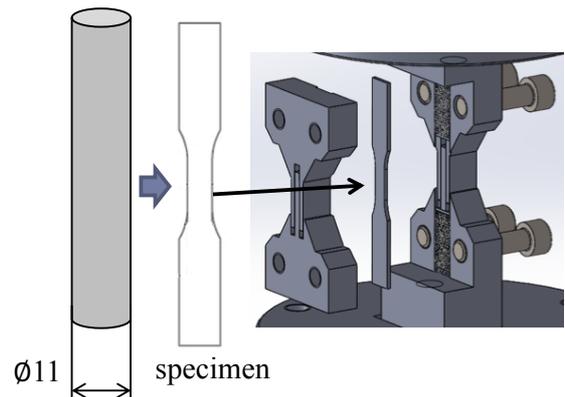


図3 SUS304の繰返し引張り-圧縮試験の模式図

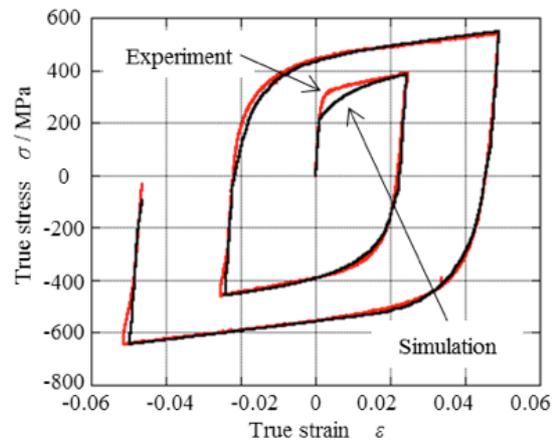


図4 繰返し引張り-圧縮実験およびYUモデルによる解析結果

2・3 成形解析

解析には、商用有限要素コード Simufact.forming を使用した。修正したYU modelについては、ユーザーサブルーチンにより組み込んだものを、Chabocheモデルについては、あらかじめ実装されているものを用いた。計算モデルは、図5に示すような1/4対称モデルとし、六面体一次要素を使用した。素材-工具間には、摩擦せん断係数 $m=0.15$ を与えた。また、加工および摩擦による発熱と、その材料挙動への影響は無視した。

鍛造工程と硬化則を組み合わせた以下の4通りの解析；

- (1) PT1 + IH: PT1 および等方硬化モデル

(2) PT1 + YU/Ch: PT1 および YU/Chaboche モデル

(3) PT2 + IH: PT2 および等方硬化モデル

(4) PT2 + YU/Ch: PT2 および YU/Chaboche モデル

を実施した。

さらに、KO 中の軸径の縮小の影響も評価するため、St-1 ~ St-3 において下死点 (BDC) 到達後の KO ピンによる押し上げ終了時までを解析した。成形時および KO 時の工具速度については、50.0 mm/s (一定) とした。

図 6 は、St-3 の KO 前後の軸中心部における IH と YU モデルによる軸方向垂直応力 σ_z の分布を示す。すべての組合せにおいて、KO 後の σ_z は、KO 中の再前方押し出しと弾性回復によって負 (圧縮) から正 (引張) の状態へ反転している。その大きさは、どの組合せでも同様である。

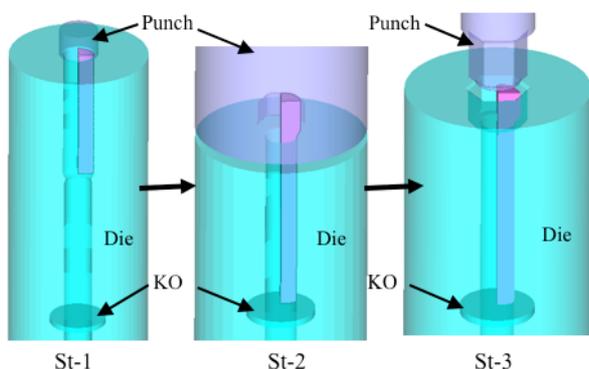


図 5 解析モデル

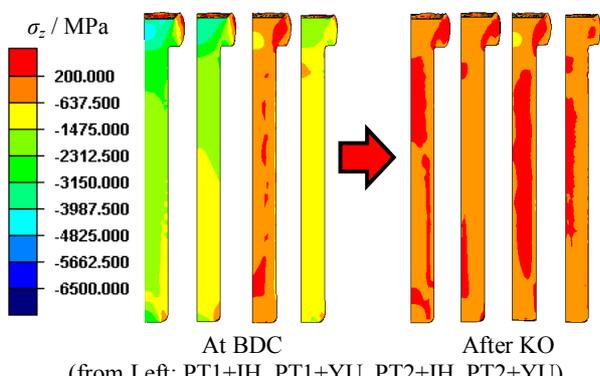


図 6 第 3 工程時の軸方向垂直応力分布

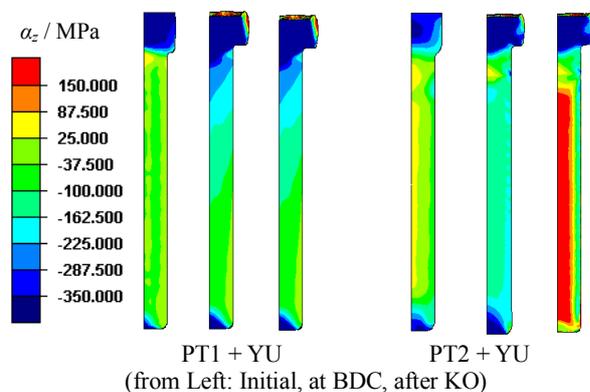


図 7 第 3 工程時の軸方向垂直背応力分布

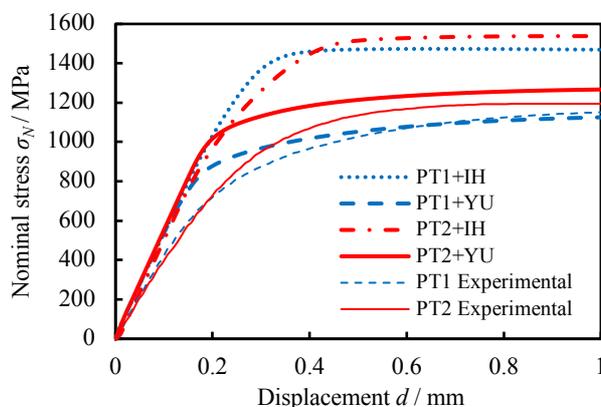
図 7 は、St-3 の KO 前後の軸中心部における YU モデルによる軸方向垂直背応力 α_z の分布を示す。PT2 の場合、 α_z は PT1 と比べて大きく正の側に移動している。

2・3 軸荷重負荷解析

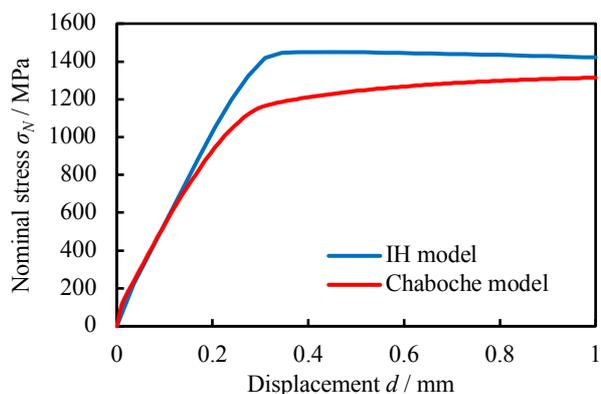
鍛造加工の解析結果を用いて、引続き軸荷重負荷解析を行った。実際の軸荷重負荷試験では、ボルト頭部とねじ部をクランプして試験を行うが、解析では、解析結果の軸部中央部から標点長さ 37.0mm 分を切り出し解析を実施した。

図 8 は、公称応力—変位関係の解析および実験結果を示す。(a)は YU モデル、(b)は Chaboche モデルによる PT2 のみの結果を示す。いずれも、等方硬化則による解析では、応力方向の反転の影響を表現できないため、強度を過大評価することがわかる。また、行程の違いもほとんど表現できていない。いっぽう、YU および Chaboche モデルでは、実験値と同様な応力値が得られた。ただし、Chaboche モデルでは、YU モデルより大きな値となった。特に、YU モデルにおいては、行程 PT1 および PT2 による違いも表現された。この差は、図 6 および 7 からわかるように、残留する σ_z および α_z に起因する。すなわち、 σ_z が同程度の場合、 α_z がより大きい方が、引き続き軸方向に引張負荷を受ける際、後続の降伏までの距離が長くなるため、供用時の強度としては、大きくなる。

以上より、移動あるいは複合硬化則により、鍛造部品の供用時強度のより高精度な予測が可能になる。



(a) 等方硬化と YU モデルの比較



(b) 等方硬化と Chaboche モデルの比較

図 8 軸荷重負荷解析結果

3. ステンレス鋼の冷間前方押し時の径方向弾性回復予測に及ぼす硬化則の影響⁸⁾

3・1 冷間前方押しにおける径方向変化の計測

図9は、冷間前方押しの際の概略を示す。押し出された軸部は、ダイスに接触しない限り弾性回復によって軸径が自由に拡大する。その後、素材がロックアウトされる時、軸部は再び押し出され、弾性回復によって拡大した軸径は設計値に近づくように減少する。すなわち、前方押しにおける弾性回復の挙動は、押し出された軸径の変化を測定することで評価することができる。

本実験では、下死点 (BDC) の軸径 d およびロックアウト (KO) 後の軸径 d' を測定した。また、有限要素解析では、材料の加工硬化則として等方硬化および非線形移動硬化モデルを使用して計算を行った。非線形移動硬化モデルに関しては、2章と同様に大ひずみ域での加工硬化を表現するための修正を施した YU モデルを使用した⁴⁾

実験にはアイダエンジニアリング製のダイレクトサーボフォーマ NS1-1500(D) を使用した。図10は、ダイスの断面図および押し出し部の寸法を示す。ダイスは、成形部の10mm下部で分離できる構造とした。成形後に素材がダイスに入っている状態のまま部品を取り外すことで、下死点での軸径の測定が可能となる。

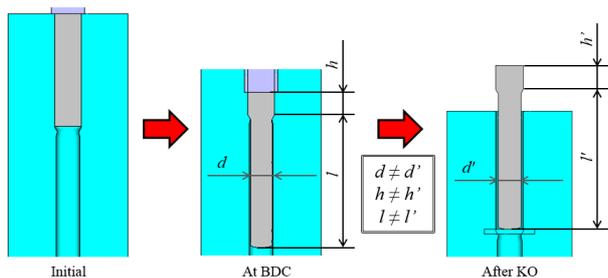


図9 前方押し時の模式図

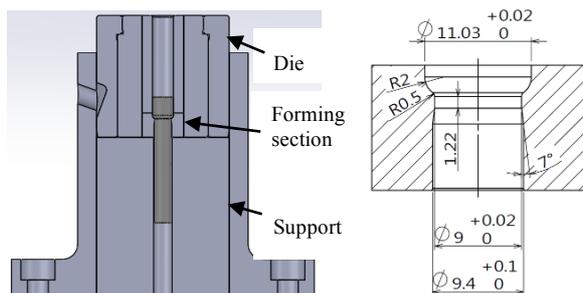


図10 実験用金型の詳細

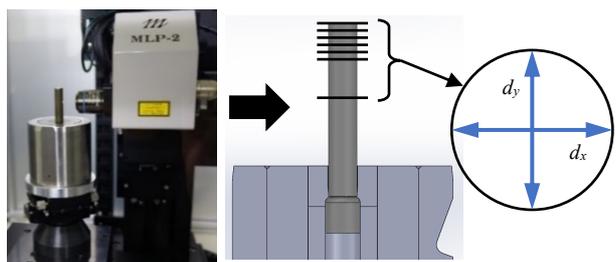


図11 下死点における直径の測定方法

図11は、下死点での軸径の測定の様子および評価方法を示す。軸径の測定には三鷹光器製 MLP-2 を用いた。断面の直径は軸の先端から20mmの位置まで2mmごと測定し、各断面のxおよびy方向の直径の平均値をその断面の直径とした。本実験では、材料として溶体化処理後に引抜を受けた伸線率5.8%のSUS304Sコイル線材を使用し、潤滑剤には中京化成工業製金属加工油 FZ-4101 を用いた。成形速度は1および30spmとした。

図12は、各成形速度における下死点およびKO後の軸径の測定結果を示す。下死点における軸径は、成形速度にかかわらず、ダイスの成形部の直径より大きくなっている。スプリングバックによって軸径の拡大が起きていることが確認できる。また、1spmの場合のほうが30spmの場合と比較して軸径の拡大が大きい。成形速度にかかわらず、軸部の先端側の直径が大きくなる傾向が見られる。KO後の直径は、どちらの成形速度においても下死点の直径より小さくなった。これは、押し出しによって拡大した軸部が、KO時にダイスの成形部分において再び押し出されているためである。KO後の直径に関しては、どちらの成形速度においても同様な値となっていることがわかる。KOはどちらも同じ速度で行い、軸径も変わらない結果となったが、押し出し成形後は成形速度が速いほうが軸径の拡大は小さくなっている。 d

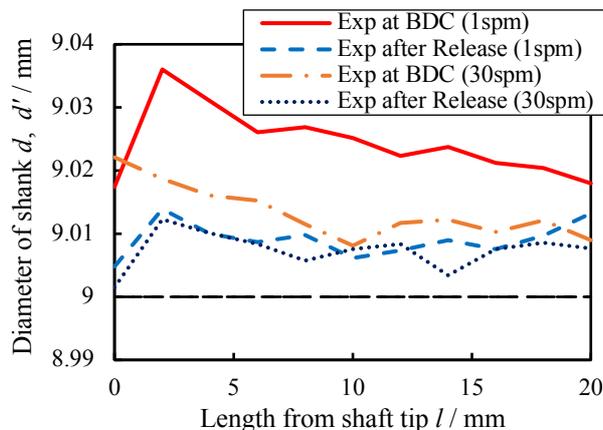


図12 直径の軸方向変化

3・2 有限要素解析

等方硬化モデルおよび YU モデルの材料パラメータは、引張試験と引張-圧縮試験の結果から同定した。引張試験および引張-圧縮試験の試験片は、冷間前方押しに使用したのと同じ材料を用いた。

図13は、前方押し時のシミュレーションの過程および解析モデルを示す。また、このシミュレーションを行う前に、材料の初期条件を実験と同じにするため、引抜き解析を行った。これらの計算には商用ソフトウェア Simufact.Forming を使用した。なお、この計算においては塑性変形および摩擦による温度効果は無視した。

図14は、成形速度30spmの場合の軸径の変化の実験結

果と、等方硬化および YU モデルによる計算結果を示す。硬化モデルによらず、下死点での軸径の拡大および KO 後に軸径が縮小する同様の傾向が得られた。YU モデルによる結果は、等方硬化によるそれに比べて、より均一であり、実験結果により近い結果となった。一方、等方硬化モデルの場合においては、KO 後には YU モデルのように直径分布が均一になったが、下死点と KO 後の両方において、直径は YU モデルによる結果より大きくなり、実験結果と

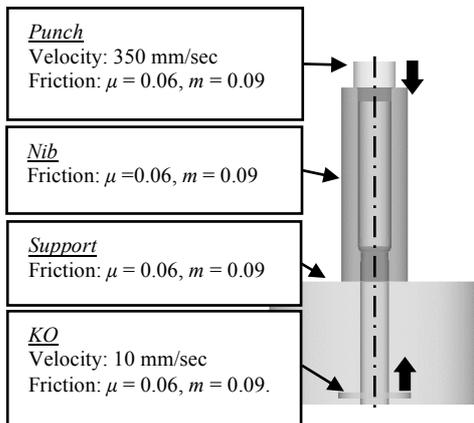
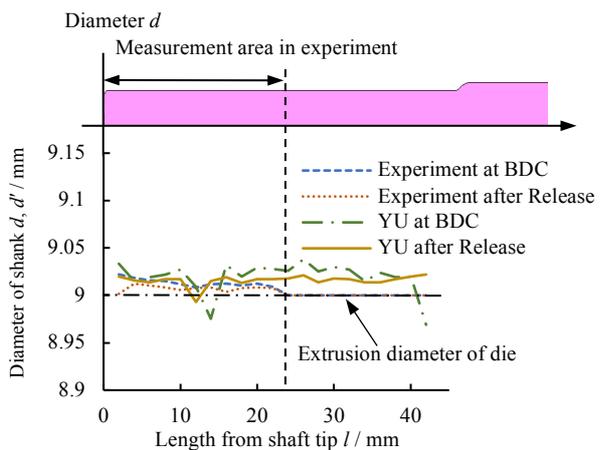
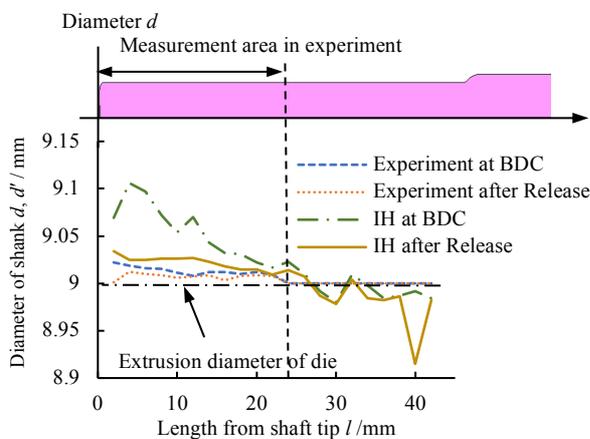


図 13 冷間押し出し有限要素解析プロセス



(a) YU モデル



(b) 等方硬化モデル

図 14 直径の軸方向変化 (加工速度: 30spm)

の差が大きくなった。したがって、YU モデルはスプリングバックの挙動をより正確に表現できるといえる。しかし、等方硬化モデルおよび YU モデルの両方の結果において、軸径は実験値より大きな値が得られた。すなわち、スプリングバックは有限要素解析において、過大に表現されることが示された。速度依存性の主な要因は、用いた SUS304 の変形抵抗の温度依存性⁹⁾によるところが大きいと考えられる。すなわち、変形速度が大きい場合、加工発熱により材料の変形抵抗が低くなり、弾性回復が小さくなると考えられる。

4. まとめ

本研究では、弾性回復の部品寸法への影響が無視できるほど小さく、材料の Bauschinger 効果は無視した等方硬化モデルによる解析が多用されている冷間鍛造において、その効果を考慮できる移動硬化あるいは複合硬化モデルを用いた解析を実施した。その結果、熱処理なしに用いられる部品の場合、その供用時強度の予測には加工中の Bauschinger 効果の考慮が本質的に必要であることが示された。

また、冷間押し出し加工により、鍛造部品の弾性回復の測定および移動硬化モデルによる解析を行った。その結果、弾性回復は部品寸法に比べると確かに小さいが、移動硬化モデルによる予測精度は、等方硬化モデルよりも高いことが示された。

謝辞

本研究は、公益財団法人天田財団からの一般研究開発助成 (AF-2015014) により実施したことを付記し、同財団に深甚なる謝意を表します。

参考文献

- 1) 吉田総仁・上森武: 日本機械学会論文集 A 編, **68**-667 (2002), 415-421.
- 2) Yoshida, F. & Uemori, T.: *International Journal of Mechanical Sciences*, **45**-10 (2003), 1687-1702.
- 3) 石川孝司: *FORM TECH REVIEW* 2009, **19**-1 (2009), 38-42.
- 4) Chaboche, J. L.: *International Journal of Plasticity*, **5** (1989), 247-302.
- 5) 成田忍・上森武・早川邦夫・久保田義弘: 塑性と加工, **57**-670 (2016), 1070-1076.
- 6) Narita, S., Hayakawa, K., Uemori, T. & Kubota Y.: *Proceedings of 49th ICFG*, (2016), 92-98.
- 7) 特開 2010-46704 (P2010-46704A): ボルトの製造方法, ボルト製造装置およびボルト製造用金型.
- 8) Narita, S., Hayakawa, K., Kubota, Y., Harada, T. & Uemori, T.: *Procedia Engineering*, **207** (2017), 167-172.
- 9) Tsuchida, N., Morimoto, Y., Tonan, T., Shibata, Y., Fukaura, K. & Ueji, R.: *ISIJ International*, **51**-1 (2011) 124-129.