論文

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

成田 忍* 上森 武**

早川 邦夫*** 久保田 義弘***

Effect of Hardening Rule on Analysis of Forming and Strength of Multistage
Cold Forged Bolt without Heat Treatment

Shinobu NARITA*, Takeshi UEMORI **,

Kunio HAYAKAWA *** and Yoshihiro KUBOTA ***

(Received on March 1, 2016)

The isotropic hardening model for an elastic-plastic material have often been used for simulation of cold forging processes, by which, however, it is difficult to represent the Bauschinger effect properly. On the other hand, considering the Bauschinger effect is essential for more precise simulation of the forming process as well as the strength of the forged part without heat treatment. One example is a cold-forged bolt of stainless steel. In the present paper, for two multistage cold forming processes of non-heat-treated stainless steel bolts, the simulations of the forming process and the strength were performed by FE analysis using the YU model that is one of the kinematic hardening models being able to express the Bauschinger effect. As a result, the Bauschinger effect during the forming process can be expressed properly. Moreover, by carrying out the analysis on the tensile test of the forged bolt, the difference in strength by between the isotropic and the kinematic hardening models can be estimated clearly. Furthermore, the effect of the forming process on the strength of the forged bolt can also be evaluated appropriately.

Key words: cold forging, bolt, stainless steel, Bauschinger effect, kinematic hardening model, FEM.

1. 緒言

近年、塑性加工シミュレーションにおいては、成形工程設計の適否や部品形状寸法の予測だけではなく、製造された部品の強度の正確な予測も求められている。その一例として、順送プレス工程で成形されるコネクタが挙げられる。コネクタには、成形後の寸法精度とともにばね特性が製品の特性として要求されるが、成形後に熱処理を施さないため、製造工程中に材料が受ける応力の履歴によってこれらの特性が支配される。そのため、より精密なシミュレーションが重要となる。

本論文では、そのような部品のうち、多段冷間鍛造工程によって製造される非調質ボルトを採り上げる。非調質ボルトは熱処理を行わないため、鍛造工程によって材料に与えられる加工硬化によって供用時の軸方向強度が決定される。しかし、鍛造工程中に負荷応力方向の反転が生じる場合、Bauschinger 効果により供用時の軸方向負荷時の強度不足が生じる恐れがある。

鍛造分野で多用される等方硬化則 (IH model) によるシミュレーションでは、Bauschinger 効果が関わるような場合の供用時の強度予測は困難である。Bauschinger 効果を考慮したシミュレーションは、板成形分野を中心に多く行われている。しかし、その多くはスプリングバック後の形状予測に関するものであり、成形された部品の強度予測まで行った例はほとんど見られない。一方、鍛造に代表されるバルク成形の場合、塑性ひずみが大きくない場合において、複合 (等方+移動) 硬化則である Chaboche model を適用して Bauschinger 効果を考慮したシミュレーション¹⁾が行わ

* simufact engineering 〒160-0023 東京都新宿区西新宿 1-23-7
simufact engineering,
1-23-7, Nishishinjuku, Shinjuku-ku, Tokyo 160-0023, Japan.

** 岡山大学大学院自然科学研究科 〒700-8530 岡山市北区津島中 3-1-1
Graduate School of Natural Science and Technology, Okayama University,
3-1-1 Tsushima-naka, Kita-ku, Okayama 700-8530, Japan.

*** 静岡大学工学部機械工学科 〒432-8561 浜松市中区城北 3-5-1
Department of Mechanical Engineering, Shizuoka University,
3-5-1 Johoku, Naka-ku, Hamamatsu 432-8561, Japan.

れている。一方、大きな塑性ひずみがかかる場合における Bauschinger 効果の考慮については、その特性を生かした工具負荷の低減^{2), 3)}手法の提案や Bauschinger 効果自体の実験的評価⁴⁾にとどまっている。すなわち、Bauschinger 効果を考慮した鍛造工程シミュレーションの研究はほとんど見られない。

そこで、本論文では、非調質ボルトの2種類の多段鍛造工程に対して、Bauschinger 効果の表現が可能な移動硬化則の一つである YU model を適用した鍛造工程および強度評価シミュレーションを行い、その有用性および限界について検討した。

2. 非調質ボルトの製造工程とその強度

本論文では、第一工業社製の非調質 SUS304 製ボルト⁵⁾について検討した。このボルトの寸法は、軸径 $\phi 9.09\text{mm}$ 、軸長さ $l=55.0\text{mm}$ である。このボルトは、船外機用としての耐食性と軸方向強度の両立が求められている。その一方で、環境負荷の低減のため熱処理工程が省略されている。したがって、このボルトの強度を向上させる手段としては、鍛造工程中の加工硬化が中心となる。

Fig. 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。

PT1 および PT2 によって成形されたボルトに対して、直接軸荷重を負荷した試験を行った。Fig. 2 は、試験用治工具 (JIS B 1054 準拠) と試験結果の荷重-変位曲線を示す。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

Fig. 1 Multi-stage cold forging processes of SUS304 bolt (unit: mm)

(a) Tensile test equipment

(b) Result of tensile test

Fig. 2 Tensile test of SUS304 bolt

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。

さて、IH model を用いた数値シミュレーションにより見積もられた累積塑性ひずみを基にボルトの軸方向強度を評価する場合、鍛造工程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。従って、Fig. 1 のような工程による軸方向強度の差を高精度に表現することは困難である。

3. 非調質ボルトの多段鍛造解析

3.1 塑性加工シミュレーションにおける Bauschinger 効果の表現

塑性加工シミュレーションにおける Bauschinger 効果の表現方法として、構成式に移動硬化則または複合硬化則を用いることが多い。その中でも、Yoshida & Uemori によって提案された Yoshida-Uemori (YU) model^{6)~8)}を用いることで、板成形シミュレーションにおけるスプリングバック後の形状予測精度が向上することが報告されている^{9), 10)}。

しかし、鍛造加工の場合、相当塑性ひずみ $\bar{\epsilon}_p$ は概ね 1.0 以上であることが通常であるため、従来提案されている YU model を上記加工に対して安易に適用できない。その理由を以下に示す。Fig. 3 は、YU model の限界曲面 (点線)

の模式図である。従来では、(a)に示すように用いられた数式の特徴により、図中で塗りつぶした加工硬化領域の発展はある一定値に収束する。そのため、 $\bar{\varepsilon}^p$ が大きい場合の加工硬化挙動、ひいては鍛造荷重を正しく計算することが困難となる。そこで本論文では、(b)のように YU model における限界曲面の発展に Ludwick 則を追加し、大ひずみ域における加工硬化挙動を改良した移動硬化則を用いた。すなわち、限界曲面 F を次式のようにおく。

$$F = \phi(\sigma - \beta) - (B + R) = 0 \quad (1)$$

ここで、 $\phi(\sigma - \beta)$ は応力テンソル σ と限界曲面の移動硬化変数テンソル β で表される限界曲面関数、 B は限界曲面初期半径 ($B = A_0 + Y$)、 R は限界曲面の等方硬化量である。従来の YU model では、上記限界曲面の等方硬化量の発展式 dR に Voce 型発展方程式 dR_{Voce} のみを適用していたが、本論文では、次式のように dR_{Voce} と Ludwick 型発展方程式 $dR_{Ludwick}$ に係数 ω ($0 \leq \omega \leq 1$) を乗じた線形和を使用した。

Fig. 3 Evolution of bounding surface for YU model

$$dR = \omega dR_{Ludwick} + (1 - \omega) dR_{Voce} \quad (2)$$

$$dR_{Voce} = k(R_{sat} - R_{Voce}) d\bar{\varepsilon}^p \quad (3)$$

$$dR_{Ludwick} = n F \bar{\varepsilon}^{p^{n-1}} d\bar{\varepsilon}^p \quad (4)$$

ここで、 $d\bar{\varepsilon}^p$ は相当塑性ひずみ増分である。また、 n および F は Ludwick 則の材料パラメーターである。

式(2)に従って限界曲面が発展する YU model では、Fig. 3 (a)の従来型とは異なり、限界曲面の発展、すなわち、加工硬化量が一定値に収束するという限界を解消できる。本論文では、対象である SUS304 製ボルトは、加工硬化が非常に大きいことと、全工程終了後には $\bar{\varepsilon}^p = 1.0$ を超えることから、 R_{Voce} の影響は小さいものとし、 $\omega = 1.0$ とした。

3.2 成形解析条件

IH model および YU model の材料パラメーターを同定するため、Fig. 1 に示した丸棒素材から板形状の試験片を採取し引張-圧縮試験を行った。

Fig. 4 は、引張-圧縮試験の結果と同定した YU model のパラメーターによる計算結果を示す。また、Table 1 および Table 2 は、同定した IH model および YU model それぞれのパラメータを示す。Table 2 における F および n が、式(4)で示した限界曲面の発展に対するパラメーターを示す。

Fig. 4 の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、その部分においては両者は良い一致を示している。引張-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-圧縮試験を行うことが困難であった。従って、本論文では Table 2 のパラメーターをそのまま使用することとした。

Fig. 4 Cyclic test of SUS304

Table 1 Material property and material parameter for IH model

Young's modulus E / GPa	193
Poisson's ratio ν	0.28
Yield criterion	von Mises type
Flow curve σ / MPa	$\sigma = 1727 \bar{\varepsilon}^{0.6} + 200$

Table 2 Material parameter for YU model

A_0 / MPa	C_1 / MPa	b / MPa	m	R_{sat} / MPa	h	F / MPa	n
155	200	200	1.4	1300	0.15	720	0.6

塑性変形後に応力が反転する場合、再降伏が除荷中に開始することにより、除荷時の応力-ひずみの関係が線形でなくなる場合がある。YU model では、この現象を見かけのヤング率の塑性ひずみ依存性を考慮することで表現することが可能である⁹⁾。しかし、本論文では Bauschinger 効果の供用時強度の影響に注目するためこの依存性は考慮しない。

本解析には、商用鍛造用有限要素コード simufact.forming を使用し、改良した YU model をユーザーサブルーチンにより組み込んだ。計算モデルは、Fig. 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 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 IH model の組合せ
 - (2) PT1 + YU: PT1 および YU model の組合せ
 - (3) PT2 + IH: PT2 および IH model の組合せ
 - (4) PT2 + YU: PT2 および YU model の組合せ
- を実施した。

Fig. 5 Die/tool model of each stage for simulation

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。

3.3 解析結果

Fig. 6 は、St-1 の BDC および KO 後の $\bar{\epsilon}_p$ の分布を示す。いずれの工程でも、BDC では硬化則によらず軸表面部の $\bar{\epsilon}_p$ が中心部のそれより大きい。また、YU model の場合、KO 後に軸表面部の $\bar{\epsilon}_p$ がさらに増加している。Fig. 7 は、BDC の軸径を軸の先端から等間隔で軸方向にサンプリン

Fig. 6 Distribution of equivalent plastic strain at St-1

Fig. 7 Change in radius of extruded shaft at BDC of St-1

グした結果を示す。PT1 および PT2 とともに、YU model による軸径の方がより大きいことがわかる。すなわち、YU model の方がより大きな軸径方向の弾性回復を表現する。その結果、YU model による KO 後の軸表面部の $\bar{\epsilon}_p$ が、IH model によるそれより大きくなったものと考えられる。

Fig. 8 は、St-1 の鍛造荷重 F —パンチストローク S の関係を示す。PT1 および PT2 において、IH model および YU model とともに同様な成形荷重曲線が得られた。これは、Fig. 6 に示されるように IH model および YU model とともに同程度の $\bar{\epsilon}_p$ 、すなわち加工硬化が生じているためと考えられる。すなわち、式(2)~(4)による限界曲面の大きな $\bar{\epsilon}_p$ に対する表現がおおむね適切であることがわかる。

さて、ボルトの供用時の軸方向強度は、工程中に付与される応力の履歴とその方向に依存する。通常、シミュレーションにおける応力の評価には正值のスカラー量である相当応力 σ_{eq} が用いられるが、2 章で述べたように σ_{eq} では応力の反転を表現することができず、本論文における応力状態の評価には適さない。そこで、本論文では応力の評価指標として、 σ の軸方向成分 σ_z を使用した。また、PT1+YU および PT2+YU については、YU model における降伏曲面の中心を表現する移動硬化テンソル $\alpha^{(6) \sim 8)}$ の軸方向成分 α_z も評価した。

Fig. 9 は、St-1 の BDC および KO 後の σ_z の分布を示す。KO 前後における σ_z は、軸中心部においてその変化が大きく、応力の方向が変化していることが判断できる。そこで Fig. 10 に、St-2 および St-3 の KO 前後の軸中心部における σ_z を Fig. 7 と同様に軸の先端から等間隔で軸方向にサ

Fig. 8 Load-stroke relation at St-1

Fig. 9 Distribution of longitudinal stress at St-1

ンプリングした結果を示す. 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. また, St-3 の KO 後ではいずれも正となっている. さらに, すべての工程において YU model による σ_z がより正の側にある.

Fig. 10 Change in longitudinal stress at center of extruded shaft

Fig. 11 Change in longitudinal stress at center of extruded shaft after KO of St-3

Fig. 11 は, PT1+YU および PT2+YU の St-3 の KO 後の軸中心部における σ_z の分布を示す. PT2+YU では, σ_z は軸先端部を除き PT1+YU のそれより正の側にある. この結果より, σ_z は Fig. 2 で示されるボルトの軸方向強度に及ぼす工程の影響を評価する一つの尺度と考えることができる.

さらに, Bauschinger 効果に関するより詳細な検討を行うため, 移動硬化量の軸方向成分 α_z の挙動を評価した.

Fig. 12 は, PT1+YU および PT2+YU の St-2 および St-3 における成形初期 (Initial), BDC および KO 後の軸中心部における α_z を, Fig. 10 と同様に軸の先端から等間隔で軸方向にサンプリングした結果を示す. St-2 を見ると, PT1 における α_z は全て負であるのに対し, PT2 では BDC および KO 後において正である. また St-3 の α_z を見ると, PT1 では St-2 よりも更に負の側へ移動していることにに対し, PT2 の BDC ではいったん負の側へ移動するが, KO 後には正の側へ移動している. これは, 2 章で示したように PT1 の St-2 以降は, 頭部および軸部の据込みが主な成形形態であり, 成形中の軸先端部の圧縮を積極的に利用していることによる. 一方, PT2 では St-2 以降頭部の据込みに加えて常に軸部が前方押出し状態になっているため, St-3 の BDC において KO ピンに接触することで軸方向に圧縮が加えられても, Fig. 7 で示したような BDC に至るまでの軸径の拡大の影響のため, KO 中の軸部は再度前方押出し状態となる. その結果, St-2 の KO 後よりも更に正の側へ移動する.

このような α_z の挙動から, PT2 の方が応力の反転の影響をより大きく受けていると考えられる. したがって, Fig. 11 で示される KO 後の σ_z の差は, 工程の違いによって付与される応力の履歴の違いによって得られたと考えられる.

4. SUS304 ボルトの供用時強度の予測

4.1 軸方向強度評価における Bauschinger 効果の影響

3 章で, SUS304 非調質ボルトの成形時の σ と α の軸方向成分 σ_z と α_z を評価することで, 工程による応力の履歴が強度に及ぼす影響が説明できることを示した. しかし, ボルトの鍛造工程時の Bauschinger 効果が供用時の軸方向強度に及ぼす影響については, 応力分布や加工荷重等からの評価は明確とは言い難い. 通常, Bauschinger 効果の有無は, 単軸繰返し負荷試験のような強度評価試験を行うことで定量化される. そこで, 鍛造解析後のボルトに対する軸荷重負荷試験の解析を行い, 鍛造解析における Bauschinger 効果の

考慮がボルトの軸方向強度に及ぼす効果を調査した。

前工程の加工履歴を保持した St-2 および St-3 の KO 後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、Fig. 2 で示すように直接ボルト頭

Fig. 12 Change in longitudinal back stress at center of extruded shaft by PT1+YU and PT2+YU

Fig. 13 Tensile test piece from result of forming simulation and tensile test

部とねじ部をクランプして行っている。しかし、これと同じ条件での解析は困難である。そこで、Fig. 13 に示すように St-2 および St-3 の KO 後の解析結果の軸部中央部から標点長さ 37.0mm 分を切り出し、軸荷重負荷解析を実施した。解析は 3.2 節で示した 4 種類の鍛造加工解析の組合せに対して行い、Bauschinger 効果の考慮の有無の軸方向強度差に及ぼす影響を評価した。

4.2 軸荷重負荷解析結果

Fig. 14 は、St-2 および St-3 の KO 後の解析結果を用いた軸荷重負荷試験解析の結果を示す。なお、(b)には比較のため Fig. 2 の実験値を併記した。工程と硬化則の組合せによって KO 後の軸径に差が生じるため、軸方向強度の尺度は

Fig. 14 Tensile test of SUS304 bolt for each process

KO 後の軸平均直径での断面積で除した公称応力 σ_N とし、変位 d については軸方向変位で評価した。これは、実試験ではねじ部を直接クランプしており、ねじ谷部に変形が集中するため、ねじ部のひずみは軸部のそれよりも大きくなる。そのため、ひずみを用いた評価が困難なことが理由である。

St-2 および St-3 の KO 後のいずれも、YU model では降伏が早期に生じており、Bauschinger 効果による降伏応力の低下が明確に表現されている。一方、IH model の場合、YU model の場合と比較すると、いずれの場合でも強度が過大に評価されており、非調質で使用される部品・製品に対して IH model を使用した供用時強度の解析結果は危険側の予測となることを示唆している。また、Fig. 14(a)の結果を見ると、St-2 までは工程の違いによる強度の差はほとんど見られない。

一方、Fig. 14(b)の St-3 の KO 後の軸荷重負荷試験の解析結果を見ると、工程の違いにより軸方向強度に差が生じた。この差は、主に a_z に起因すると考えられる。すなわち、工程の違いにより付与される Bauschinger 効果の差により供用時の軸方向強度に差が生じることが、移動硬化則を用いた解析により表現できた。

さらに、YU model による σ_N の解析結果は、実部品と比較的良好一致を示しているが、引張初期における曲線の傾きは実部品の方が小さい。この差の原因の一つとして、本論文では考慮しなかった見かけのヤング率の塑性ひずみ依存性の影響が考えられる⁹⁾。特に、SUS304 におけるその依存性は、異方性の存在とともに、無視できない大きさであることが早川らの報告⁹⁾でも示されている。今後は、より精密な強度評価のため、見かけのヤング率の塑性ひずみ依存性も考慮した解析が必要であると考えられる。

5. 結 言

移動硬化則である YU model の多段鍛造工程への適用について、まず、大ひずみ域の場合にも適用可能なようにモデルを改良した。次に、それを用いて非調質 SUS304 ボルトの多段鍛造工程および強度評価の有限要素解析を実施し、それらに及ぼす Bauschinger 効果の考慮について検討した。その結果、以下のことが明らかになった。

- (1) 移動硬化則の場合、拔出し工程中のボルトの軸方向の応力は、等方硬化則の場合のそれより正の側に大きく

反転し、移動硬化則の適用の効果が明確に表現された。

- (2) 移動硬化則の場合、下死点における軸径方向の拡大は等方硬化則の場合よりも大きく見積もられた。その結果、後続の拔出し工程中の軸部の再押出しにより付与される塑性ひずみおよび軸方向応力は、移動硬化則の方が大きくなった。
- (3) 多段鍛造解析後の素材に対する軸荷重負荷解析の結果から、移動硬化則による降伏は等方硬化則によるそれより早期に起こり、鍛造工程中の Bauschinger 効果が軸方向強度に及ぼす影響が表現できた。
- (4) 工程により付与される塑性ひずみおよび応力の違いにより発生する軸方向強度の差について、Bauschinger 効果を適切に表現できる移動硬化則を用いた数値シミュレーションにより、その差を明確に表現できることが確認された。

謝 辞

本研究の一部は、公益財団法人 天田財団 一般研究助成 (AF-2015014) により実施されたことを付記し、深甚なる謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) Barbachano, H., Alegre, J. M. & Cuesta, I. I.: *Anales de Mecánica de la Fractura* 28, **2** (2011), 481-486.
- 2) 三木武司・戸田正弘・加田修・蟹沢秀雄：材料, **49-2** (2000), 164-169.
- 3) 蟹沢秀雄・森俊道・三木武司：日本金属学会会報, **30-6** (1991), 557-559.
- 4) 三木武司・戸田正弘：材料, **38-427** (1989), 398-403.
- 5) 久保田義弘：特許, 5062760, (2012).
- 6) Yoshida, F. & Uemori, T.: *Int. J. Plast.*, **18-5/6** (2002), 661-686.
- 7) 吉田総仁・上森武：日本機械学会論文集 A 編, **68-667** (2002), 415-421.
- 8) Yoshida, F. & Uemori, T.: *Int. J. Mech. Sci.*, **45-10** (2003), 1687-1702.
- 9) 早川邦夫・澤野賢太郎・今井保介・久保田義弘・難波保夫・中村保：塑性と加工, **52-610** (2011), 1187-1192.
- 10) Ma, N., Umez, Y., Watanabe, Y. & Ogawa, T.: *Proc. Numisheet 2008*, (2008), 473-478.