曲げ・曲げ戻し変形シミュレーションの高精度化に関する研究

岐阜大学　機械工学科
准教授　箱山　智之
（2022 年度 一般研究開発助成 AF-2022023-B3）

キーワード：しぼり加工，引張曲げ・曲げ戻し試験，結晶塑性有限要素法

１．研究の目的と背景

低炭素社会実現に向け，自動車構造部材への軽量化材料の適用が進められている．しかし，軽量化材料は割れやスプリングバックといった成形不良が生じやすい．成形不良を金型設計時に事前予測するため，プレス成形シミュレーションが活用されており，その高精度化が強く望まれている．

しぼり加工中のフランジ部の材料は，ダイとホルダーで挟まれた後，パンチによって引き込まれ，張力がかかった状態で，ダイ肩で曲げと曲げ戻し変形（引張曲げ・曲げ戻し変形）を受ける．曲げ戻し変形後の割れ予測高精度化を目的に，温度の影響を考慮した有限要素シミュレーション [1]やひずみ経路に非依存な成形限界応力を用いた割れ予測 [2]などが報告されている．しかし，鉄鋼材料では概ね予測できることが報告されている一方で，アルミニウム合金板の研究は少なく，成形限界応力を用いた割れ予測精度は不十分であり [3]，特にアルミニウム合金板の引張曲げ・曲げ戻し変形予測の高精度化が望まれる．

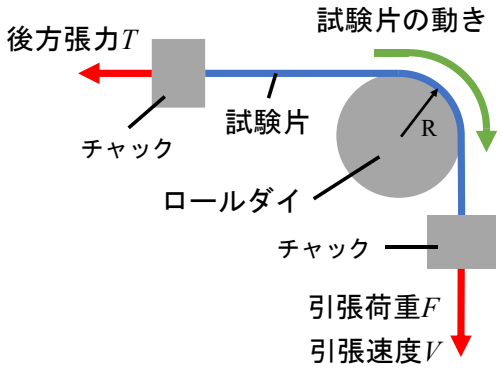
本研究では、アルミニウム合金板の引張曲げ・曲げ戻し変形シミュレーションの高精度化を目指し，サーボ制御型引張曲げ・曲げ戻し試験装置を開発し，5052-O アルミニウム合金板の実験を行うとともに，結晶塑性有限要素シミュレーションを行い、その予測精度を明らかにする．

２．サーボ制御引張曲げ・曲げ戻し試験装置の開発

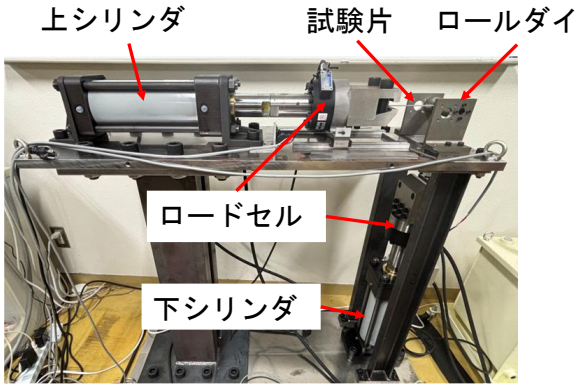
試験装置の概略図および外観図を図 1 に示す．あらかじめ 90 °に曲げられた板状の試験片を円柱状の曲げ型に設置する．試験片の両端をチャックに固定し，上部のチャックで後方張力をかけながら，もう一方の下部のチャックで試験片を引き抜くことで，試験片に曲げ変形と曲げ戻し変形を付与する．

チャックにはそれぞれ油圧シリンダーが取り付けられており，油圧シリンダーとチャックの間には，ロードセル（定格容量 50 kN）が取り付けられ，荷重を計測する．チャックの移動量を計測するため，ワイヤー式ポテンショメータ（変位計）が取り付けられている．

チャックの変位速度は，サーボ弁による流量制御に基づき，制御される．図 2 に制御回路図を示す．上部シリンダーは，PC において指令荷重と測定荷重の差に基づき指令変位を生成し，サーボアンプを用いて指令変位と測定変位の差に基づき制御される．下部シリンダーは，サーボアンプを用いて指令変位と測定変位の差に基づき制御される．



(a) 概略図



(b) 外観図

図 1　試験装置

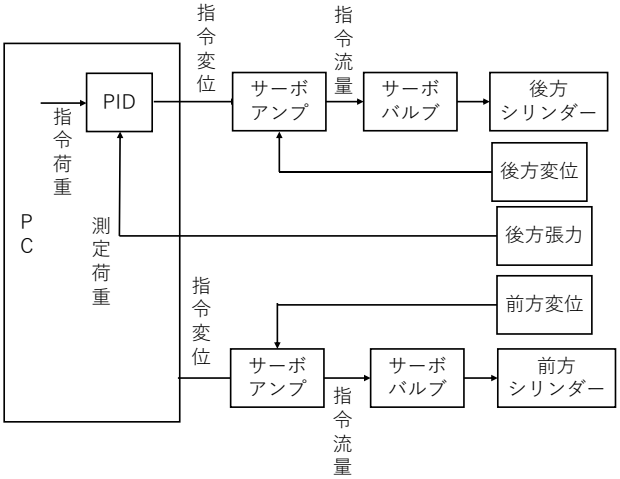


図 2　制御回路図

PC 上の制御ソフトウェアは LabVIEW 2018 ver. 18.0(NI)を用い開発した．

曲げダイは交換式であり，任意のダイ R で試験を行うことが可能であるとともに，ベアリングで両端を支持した回転式ダイを用いることも可能である．

３．結晶塑性モデルのユーザーサブルーチンの開発

引張曲げ･曲げ戻し試験の結晶塑性有限要素シミュレーションを実現するため，汎用有限要素解析ソルバーAnsys LS-DYNA にユーザーサブルーチンを介して結晶塑性モデルを導入した．本研究では，アルミニウム合金板を対象とすることとし，すべり変形のみによって塑性変形が進展すると考える．

速度勾配テンソルの塑性成分$\mathbf{L}^{\mathrm{p}}$は，次式で表せる．

$$\mathbf{L}^{\mathrm{p}} = \sum_{\alpha} \dot{\gamma}^{(\alpha)} \mathbf{s}^{(\alpha)} \otimes \mathbf{m}^{(\alpha)} \tag{1}$$

ここで，$\dot{\gamma}$はすべり速度，$\mathbf{s}$はすべり方向ベクトル，$\mathbf{m}$はすべり面ベクトル，αはすべり系を表す．

$\dot{\gamma}$は，粘塑性モデル [4]を適用した．

$$\dot{\gamma}^{(\alpha)} = \dot{\gamma}_0 \, sign(\tau^{(\alpha)}) \left| \frac{\tau^{(\alpha)}}{g^{(\alpha)}} \right|^{1/m} \tag{2}$$

ここで，γ_0 は基準すべり速度，$\tau^{(\alpha)}$は分解せん断応力，$g^{(\alpha)}$はすべり抵抗，m はすべり速度感受性指数である．

すべり抵抗の発展$\dot{g}^{(\alpha)}$はすべりの累積によって硬化すると考える．

$$\dot{g}^{(\alpha)} = \sum_{\beta} h^{(\alpha\beta)} \left| \dot{\gamma}^{(\beta)}_{(n+1)} \right| \tag{3}$$

ここで，$h^{(\alpha\beta)}$は加工係数行列であり，次式を用いた．

$$h^{(\alpha\beta)} = \begin{bmatrix} A & qA & qA & qA \\ qA & A & qA & qA \\ qA & qA & A & qA \\ qA & qA & qA & A \end{bmatrix} h^{(\beta)}, \quad A = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & 1 & 1 \\ 1 & 1 & 1 \end{bmatrix} \tag{4}$$

$h^{(\beta)}$は自己硬化率，q は自己硬化と潜在硬化の比率を表す係数である．$h^{(\beta)}$は n 乗硬化型の式によって定義した．

$$h^{(\beta)} = h_0 \left(\frac{h_0 \gamma^{(\alpha)}}{\tau_0 n} + 1 \right)^{n-1} \tag{4}$$

ここで，h_0 は初期硬化係数，n は加工硬化係数である．

ひずみ速度依存型の結晶塑性構成式 [5]を採用する．Kirchhoff 応力の Jaumann 速度τ^{∇}は次式で表される．

$$\tau^{\nabla} = C : D - \sum_{\alpha} R^{(\alpha)} \dot{\gamma}^{(\alpha)} \tag{5a}$$

$$R^{(\alpha)} = C : P + W^{(\alpha)} \tau - \tau W^{(\alpha)} \tag{5b}$$

ここで，τは Kirchhoff 応力，C は弾性マトリクスである．

Ansys LS-DYANA の材料定義ユーザーサブルーチンでは，変形勾配テンソルを引数として参照できることから，変形勾配テンソルに基づいて，$\mathbf{s}$および$\mathbf{m}$を変化させ，各諸量を計算した．一方，出力する応力は材料座標系における Cauchy 応力 σ の必要があることから，式(5)で求まる Kirchhoff 応力を Cauchy 応力に変換した．

４．結晶塑性有限要素法を用いた引張曲げ・曲げ戻しシミュレーション

４・１　単軸引張試験および単軸圧縮試験

結晶塑性モデルの材料パラメータを同定するため，5052-O アルミニウム合金板を供試材として，単軸引張試験および単軸圧縮試験を行った．単軸引張試験では，13B 試験片(JIS Z 2241)を用いた．単軸圧縮試験では，図 3 の形状の試験片をワイヤー放電加工機により製作した．

単軸引張試験では島津製作所製オートグラフ AG-X plus を単軸圧縮試験ではオートグラフ AGX-V を用いた．圧縮試験においては，面内座屈抑制のため，図 4 に示すように櫛歯型のしわ抑え治具 [6]を用いた．

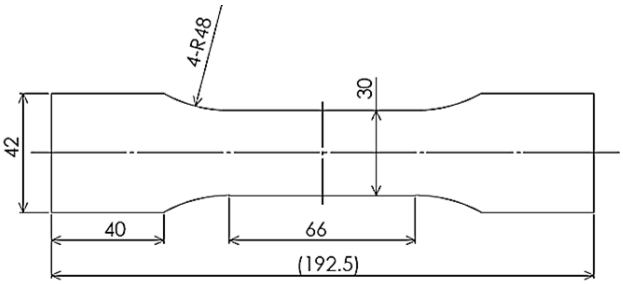


図 3　単軸圧縮試験片形状

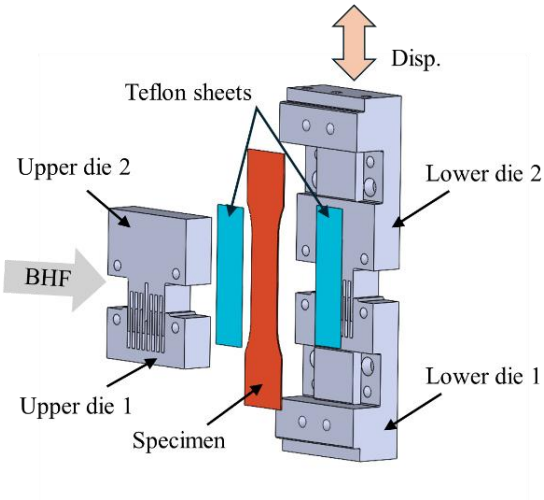


図 4　しわ抑え治具

４・２　引張曲げ・曲げ戻し試験

図 5 の試験片をワイヤー放電加工機により加工した．材料の圧延方向と試験片の長手方向を一致させた．試験前後の試験片の板厚および板幅をマイクロメータを用いて計測した．

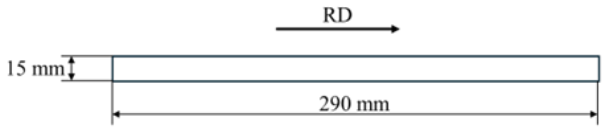


図 5　引張曲げ・曲げ戻し試験片形状

引張曲げ･曲げ戻し変形に及ぼす後方張力の影響を調査するため，後方張力は供試材の降伏応力の 0.45 倍および 0.30 倍とした．引抜き速度は 1.72 mm/s とし，ひずみ速度を 10^{-2} s^{-1} 程度とした．ダイの半径は 4 とし，摩擦の影響を除去するため，回転式ダイとした．

本実験で得られた荷重－時間曲線の一例を図 6 に示す．引抜き側および後方張力側の油圧シリンダーをサーボ制御とすることで，試験中概ね一定の負荷荷重を実現した．

4・3　集合組織観察

供試材および単軸引張試験後，単軸圧縮試験後，引張曲げ･曲げ戻し試験後の試験片の集合組織観察を SEM-EBSD を用いて行った．電子顕微鏡には，集束イオン／電子ビーム複合ビーム加工観察装置 JIB-4600F（日本電子）を用いた．取得した結晶方位データを MATLAB R2025a(MathWorks)および MTEX 6.1.beta[7]を用いて分析および可視化した．

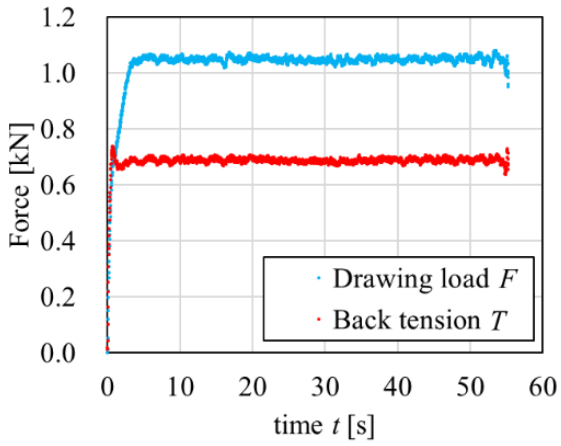
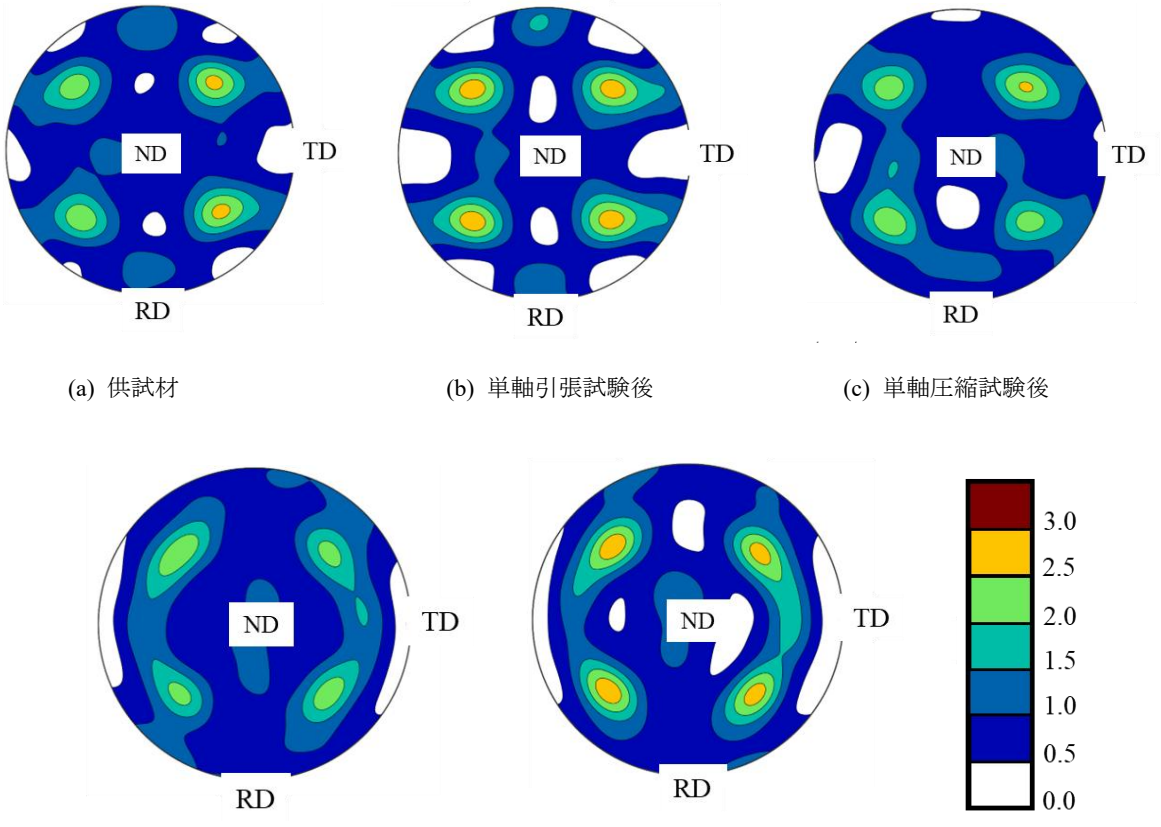


図 6　荷重－時間曲線の例

測定された結晶方位データから ODF(Orientation distribution function)を計算し，極点図に表した結果を図 7 に示す．一般的なアルミニウム合金板の集合組織である Cube 方位密度が高い材料であった．また，単軸引張試験および単軸圧縮試験での集合組織変化はわずかであった．一方，曲げ変形および曲げ戻し変形を受けた材料の集合組織に(111)面が RD 方向に傾く変化が生じた．



(a) 供試材　(b) 単軸引張試験後　(c) 単軸圧縮試験後

(d) 曲げ変形後　(e) 曲げ戻し変形後

図 7　測定値に基づく(111)極点図

4・4　結晶塑性有限要素シミュレーション

汎用有限要素解析ソルバーAnsys LS-DYNA R12 および 3 章に示したユーザーサブルーチンを用いて，結晶塑性有限要素シミュレーションを実施した．

結晶塑性モデルの材料パラメータを同定するため，数値単軸引張試験を行い，実験により測定された応力－ひずみ曲線と比較した．数値単軸引張試験では，図 8 に示す一辺 10 mm の立方体モデルを作成し，六面体ソリッド要素で 9×9×9 要素（合計 729 要素）に分割した．4.3 節に示した初期結晶方位から，MTEX の Random Sampling 機能を使用し，ODF の強度分布による重みを考慮しつつ，729 方位を生成し，1 要素 1 方位となるように設定した．抽出した 729 個の結晶方位を用いて 4.3 節と同様に描いた極点図を図 9 に示す．Cube 方位密度は低下しているものの，実測された集合組織の傾向を概ね表現した．

最適化した結晶塑性パラメータを用い RD 方向の単軸引張試験および単軸圧縮試験の真応力－対数塑性ひずみ曲線を予測した．ただし，弾性テンソル C_{11}，C_{12}，C_{44} は文献値 8)を用いた．解析結果と実験結果の比較を図 10 に示す．真応力－対数塑性ひずみ曲線は引張および圧縮ともに概ね一致した．単軸圧縮試験の初期降伏応力の再現精度が低下しているが，実験において圧延予ひずみに起因した応力低下によると考える．

公称ひずみ 10%の変形を付与した後の極点図を図 11 に示す．実験と比較し，集合組織変化はほとんど再現できなかった．

引張曲げ・曲げ戻しシミュレーションのモデルを図 12 に示す．試験片は対称性を考慮し幅方向に 1/2 とし，六面体ソリッド要素でメッシュ分割した．メッシュ分割には，3 次元メッシュ生成ソフトウェア Gmsh [9]を用いた．本解析モデルでは，計算コスト低減のため，曲げ変形と曲げ戻し変形の両方が加わる領域（領域 B）のみに結晶塑性モデルを割り当て，その両端の領域（領域 A および C）には，等方塑性材料モデルを適用した．領域 B は 3840 個の要素に分割されており，各要素には引張試験シミュレーションに用いた 729 個の初期結晶方位からランダムに割り当てた．ダイは剛体とし，ダイと試験片の間の摩擦係数は 0 とみなした．試験片の引抜き側端面には強制変位（速度 V= 40 mm/s）を設定した．後方張力は実験条件と同程度に設定した．

引張曲げ・曲げ戻しシミュレーションにおける後方張力および引抜き荷重の推移および実験結果との比較を図 13 に示す．後方張力は設定値のため概ね再現できている．引抜き側の荷重については，シミュレーション結果が実験結果より約 10 %大きくなった．

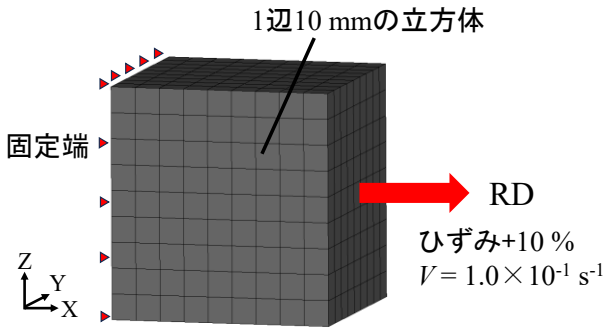


図 8　立方体モデル

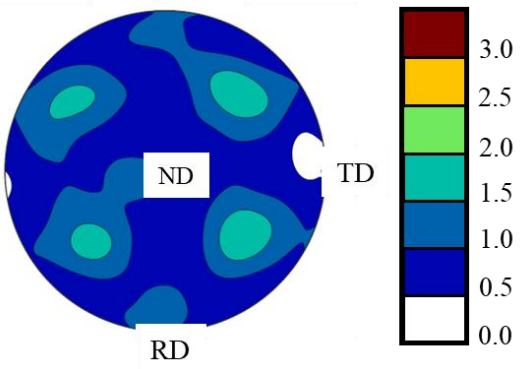
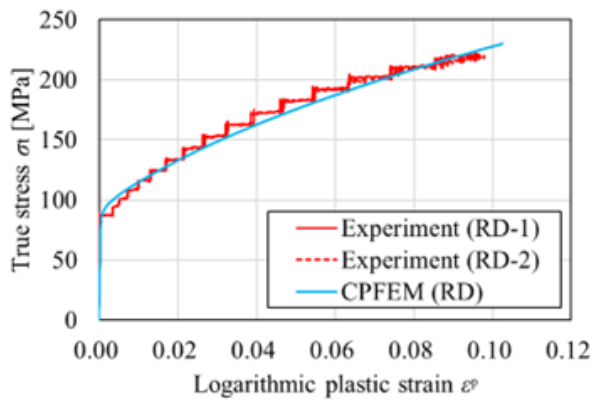
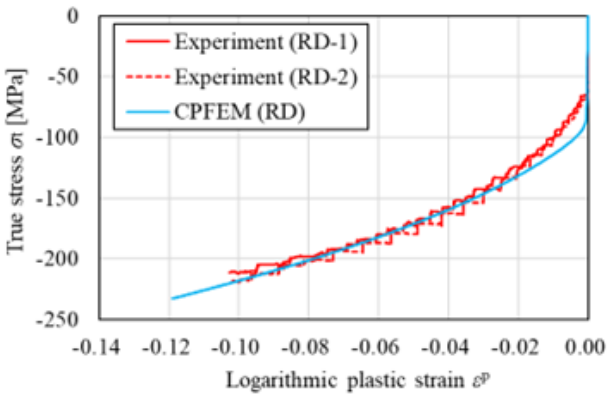


図 9　抽出した 729 方位に基づく極点図

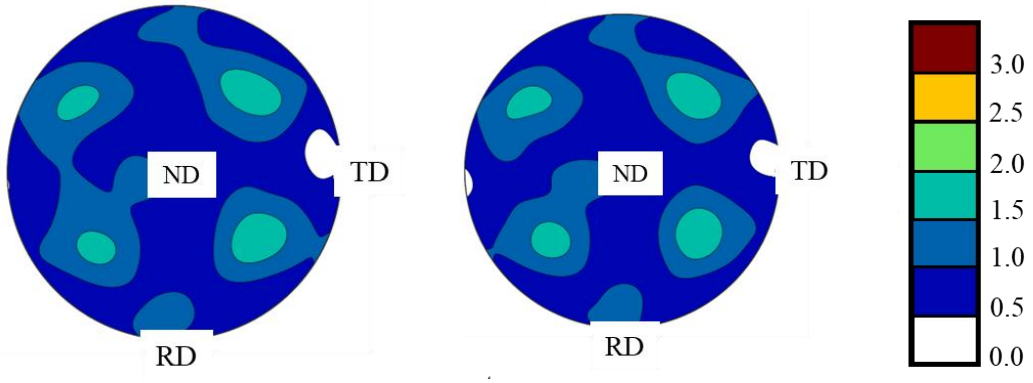


(a)　単軸引張



(b)　単軸圧縮

図 10　真応力－対数塑性ひずみ曲線



(a) 単軸引張後　　(b) 単軸圧縮後

図 11　単軸結晶塑性シミュレーションで得られた(111)極点図

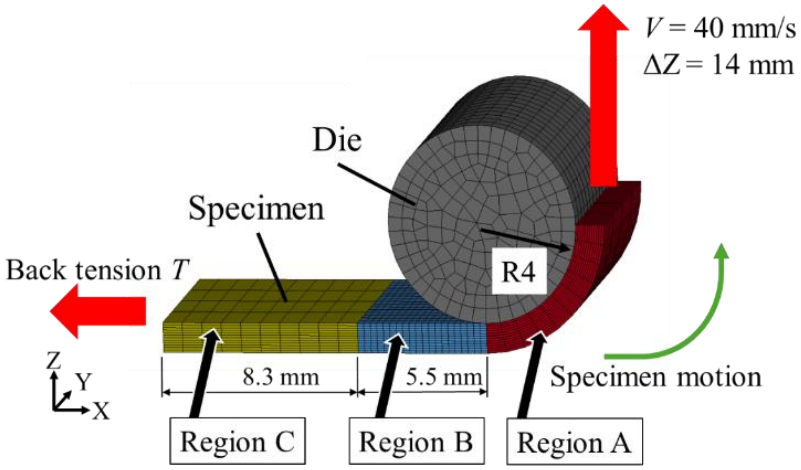


図 12　引張曲げ・曲げ戻しシミュレーションモデル

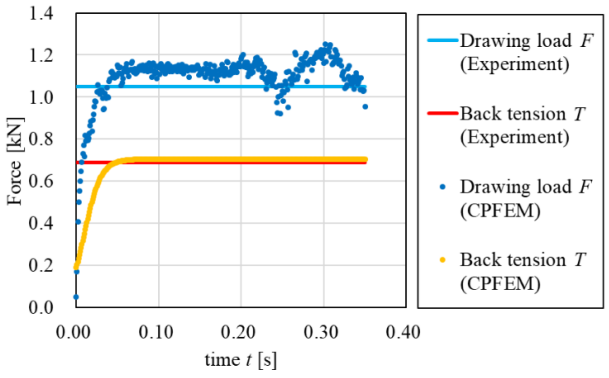


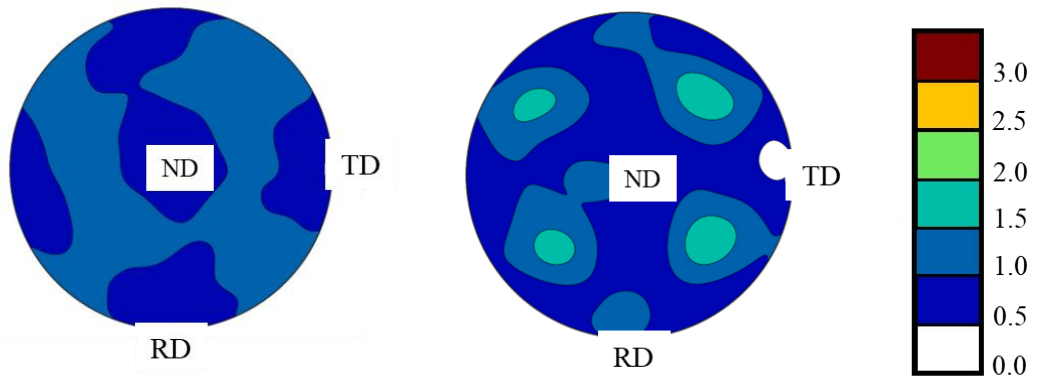
図 13　引張曲げ・曲げ戻し荷重の比較

曲げ変形後および曲げ戻し変形後の極点図を図 14 に示す．曲げ変形後においては，実験結果の極点図（図 7）と比較すると Cube 方位密度の低下は再現されているものの全体的に予測精度は低い．曲げ戻し変形後は初期極点図と概ね等しい結果となっており，実験結果と比較すると，変形に伴う変化が予測できていない．

EBSD による結晶方位分布に基づいて計算可能な KAM 値は転位密度と相関関係を有することが知られている．そこで，KAM 値に基づき中立面の位置を推定し，シミュレーション結果と比較した．図 15 は曲げ部の KAM 値分布と最大主ひずみ分布である．中立面の移動は実験およびシミュレーションともに曲げ内側方向に生じているが，実験の方がより内側に移動した．

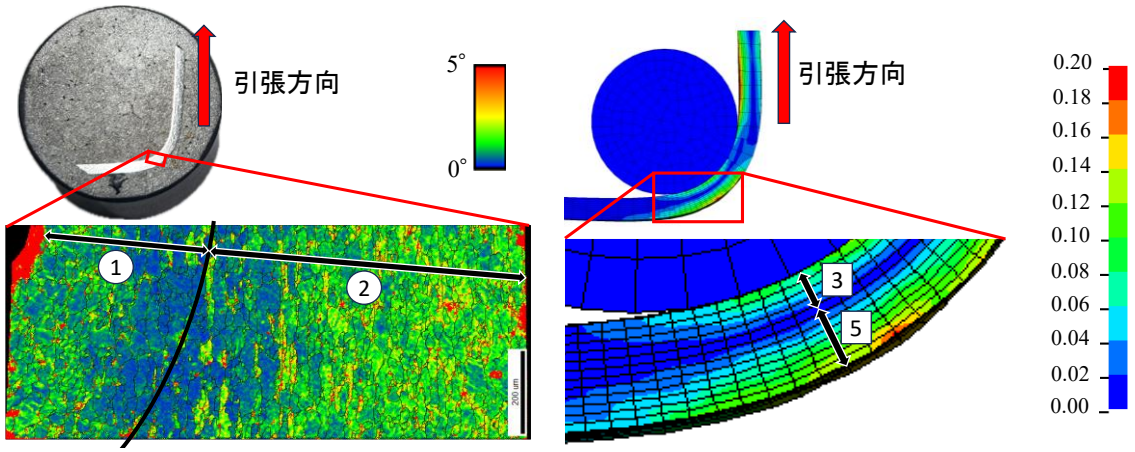
５．結　言

1. サーボ制御型引張曲げ・曲げ戻し試験装置を開発し，負荷の安定化を実現した．
2. 結晶塑性モデルをユーザーサブルーチンを介して有限要素解析ソルバに導入し，単軸引張試験および単軸圧縮試験シミュレーションを行ったところ，応力－ひずみ曲線は実験結果を高精度に予測可能であった．一方で集合組織発展の予測精度は乏しかった．
3. 引張曲げ・曲げ戻し試験の結晶塑性シミュレーションを行い，加工荷重および中立面の位置は概ね再現できたものの集合組織発展の予測精度は乏しかった．さらなる精度向上のためには，結晶塑性モデルの変更や考慮する結晶方位データを増やすことが必要と考える．



(a) 曲げ変形後　　(b) 曲げ戻し変形後

図 14　引張曲げ・曲げ戻しシミュレーションで得られた(111)極点図



(a) KAM 値分布の実測値　　(b) 最大主ひずみ分布

図 15　中立面位置の比較

謝　辞

本研究は公益財団法人天田財団 2022 年度一般研究開発助成(AF-2022023-B3)により実施した．同財団および関係各位に深甚なる謝意を表する．

参考文献

1) J.H. Kim, J.H. Sung, K. Piao, R.H. Wagoner: The shear fracture of dual-phase steel, Int. J. Plast., 27 (2011) , 1658–1676.
2) 関口・箱山・吹春・桑原：成形限界応力を用いた軟鋼板および高強度鋼板の曲げ曲げ戻し割れ予測，塑性と加工，57-670(2016-11)，35-41.
3) 関口・桑原：6000 系アルミニウム合金板の曲げ曲げ戻し破断応力の測定，第 69 回塑性加工連合講演会講演論文集，(2018)，263-264.
4) J. Pan, J. R. Rice: Rate sensitivity of plastic flow and implications for yield-surface vertices, Int. J. Solid. Struct., 19(1983), 973-987.
5) D. Peirce, C. F. Shih, A. Needleman: A tangent modulus method for rate dependent solids, Comp. Struct., 18-5(1984), 875-887.
6) T. Kuwabara, Y. Kumano, J. Ziegelheim, I. Kurosaki: Tension–compression asymmetry of phosphor bronze for electronic parts and its effect on bending behavior, Int. J. Plast., 25-9 (2009), 1759-1776.
7) https://mtex-toolbox.github.io/index
8) G. N. Kamm, G. A. Alers: Low-temperature elastic moduli of alminaum，J. Appl. Phis., 35(1964), 327-330
9) https://gmsh.info/