



H. Kuramae

高成形能 Al 合金板材創製のための 多段圧延工程・微視結晶最適設計

倉前 宏行*

1. 緒言

自動車車体用高成形能アルミニウム板材の開発を目指し、板材の微視結晶集合組織を制御するための圧延プロセス開発が進められている。アルミニウム板材においては、上下ロールの周速度が異なる異周速圧延により板材にせん断集合組織 ($\{111\}\langle 110 \rangle$, $\{111\}\langle 112 \rangle$, $\{001\}\langle 110 \rangle$) を導入し、このうち結晶の $\{111\}$ 面が板面内に沿う結晶集合組織 $\langle 111 \rangle / \text{ND}$ を集積させることにより、ランクフォード値 (r 値) が向上する^{1),2)}。さらに、自動車車体用薄板材には、高曲げ加工性、および高スプリングバック特性を有する材料開発が求められる。

圧延プロセスを支配する条件には、圧下率、異周速比のほか、圧延温度、ロール摩擦、多段パス工程など多数あり、さらに圧延後の調質のための熱処理によっても板材の集合組織は大きく変化する。著者らはこれまで、動的陽解法・結晶均質化弾/結晶粘塑性有限要素法³⁾に基づくマルチスケール解析法を開発し、板材の微視結晶集合形態に起因する塑性異方性の再現、成形性の評価、さらに塑性変形誘起の微視結晶集合組織発展を解析してきた⁴⁾⁻⁶⁾。

そこで本研究においては、動的陽解法・結晶均質化弾/結晶粘塑性有限要素法に基づくマルチスケール異周速圧延解析と離散最適化手法とを組み合わせたプロセスメタラジー手法を開発することにより、アルミニウム合金板材の r 値向上、および曲げ特性向上のための板材創製プロセスパラメータを最適化する。

2. 結晶均質化マルチスケール有限要素法³⁾

巨視連続体としての板材は、**図 1** に示すように、微視的には結晶方位分布に関して周期性を満足する代表体積要素 (representative volume element; RVE) の規則的集合により構成されると仮定する。巨視連続体に対して仮想仕事率の原理式

$$\begin{aligned} & \int_{\Omega} \rho \dot{U}_i(\mathbf{x}) \delta \dot{U}_i(\mathbf{x}) d\Omega + \int_{\Omega} v \dot{U}_i(\mathbf{x}) \delta \dot{U}_i(\mathbf{x}) d\Omega \\ &= \int_{\Omega} \bar{f}_i \delta \dot{U}_i(\mathbf{x}) d\Omega + \int_{\Gamma_r} \bar{T}_i \delta \dot{U}_i(\mathbf{x}) d\Gamma \\ & - \int_{\Omega} \sigma_{ij}^H \frac{\partial \delta \dot{U}_i(\mathbf{x})}{\partial x_j} d\Omega \end{aligned} \quad (1)$$

より有限要素式を導出する。これを解いて得られる速度勾配 $\dot{U}_i(\mathbf{x})$ をスケールダウンすることで RVE の周期境界条件を規定し、RVE に対する仮想仕事率の原理式

$$\begin{aligned} & \int_Y \rho \ddot{u}_i(\mathbf{x}, \mathbf{y}) \delta \dot{u}_i(\mathbf{x}, \mathbf{y}) dY + \int_Y v \dot{u}_i(\mathbf{x}, \mathbf{y}) \delta \dot{u}_i(\mathbf{x}, \mathbf{y}) dY \\ &= - \int_Y \sigma_{ij} \frac{\partial \delta \dot{u}_i(\mathbf{x}, \mathbf{y})}{\partial y_j} dY \end{aligned} \quad (2)$$

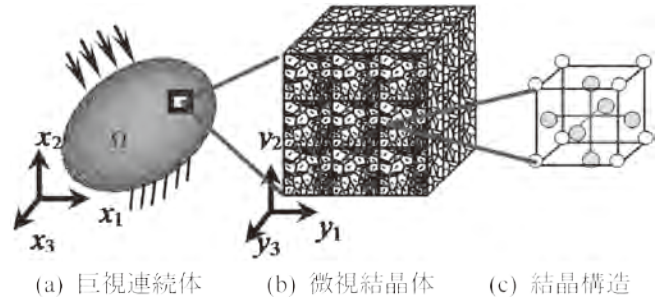


図 1 2 スケール有限要素法

より得られる有限要素式を解くことにより、巨視的な塑性変形にともなう多結晶 RVE における微視的な応力 σ_{ij} やひずみ分布を得る。均質化法の手続きに基づき、RVE の応力分布を体積平均し、均質化応力 σ_{ij}^H

$$\sigma_{ij}^H = \frac{\sum_{e=1}^{N_e} \left(\sum_{G=1}^{N_G} |J_G| \sigma_{ij}^G \right)}{\sum_{e=1}^{N_e} |J_e|} \quad (3)$$

として巨視連続体の仮想仕事率の原理式へフィードバックする。本研究では動的陽解法を採用し、巨視連続体の全ガウス数値積分点に対して RVE 有限要素モデルを用いた微視解析を時々刻々行う。これにより、板材の塑性変形において、非均質な多結晶体に起因する変形および応力分布を求めることができ、さらに微視結晶体における塑性変形誘起の集合組織発展 (結晶方位回転) を再現することができる。

本研究では、熱間等周速圧延された厚さ 6mm のアルミニウム合金 A6022 を圧延前の初期板材として採用した。巨視連続体に対しては、圧延温度 θ を考慮した Norton 則を採用し、**図 2** に示すように、初期板材の 250°C における単軸引張試験

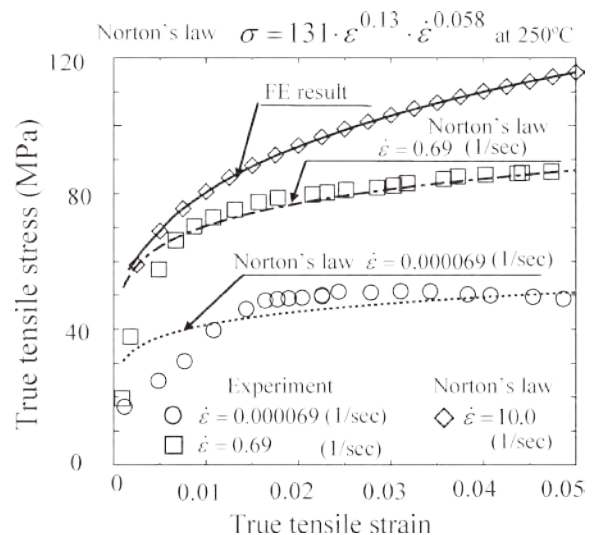


図 2 初期 A6022 板材の応力ひずみ関係および同定結果

*大阪工業大学工学部技術マネジメント学科 准教授

により得られた応力-ひずみ関係に基づいて、材料特性パラメータを同定した。

微視結晶体に対してはせん断ひずみ速度依存型の弾/結晶粘塑性構成式⁷⁻⁹⁾を採用した。

$$\dot{\gamma}^{(a)} = \dot{\gamma}_0^{(a)} \left[\frac{\tau^{(a)}}{g^{(a)}} \right] \left| \left| \frac{\tau^{(a)}}{g^{(a)}} \right| \right|^{m-1} \quad (4)$$

$$\dot{g}^{(a)} = \sum_{b=1}^{12} h_{ab} |\dot{\gamma}^{(b)}| \quad (5)$$

$$h_{ab} = q_{ab} \frac{d\tau(\gamma)}{d\gamma} + (1 - q_{ab}) \frac{d\tau(\gamma)}{d\gamma}(\gamma) \delta_{ab} \quad (6)$$

$$\tau(\gamma) = \tau_0 + h_0 [C(\gamma_0 + \gamma)]^n \quad (7)$$

$$h(\gamma) = \frac{d\tau(\gamma)}{d\gamma} = h_0 n C [C(\gamma_0 + \gamma)]^{n-1} \quad (8)$$

ここで、 $\dot{\gamma}^{(a)}$ はすべり系(a)における基準せん断ひずみ速度、 m はひずみ速度感受性指数、 h_{ab} はすべり系(b)が活動した際のすべり系(a)の硬化度合いを表す硬化係数、 q_{ab} は潜在硬化を示す係数、 τ_0 は臨界分解せん断応力、 h_0 は初期硬化係数、 C は硬化係数、 n は硬化指数である。 δ_{ab} はクロネッカーのデルタであり、すべり系aとbが等しい場合は1であり、他は0となる量である。なお本研究においては、アルミニウム合金のすべり系として{111}面をすべり面とする<110>すべり方向について、計12のすべり系を考慮した。

本研究においては、有限要素には8節点アイソパラメトリック選択低減積分要素を採用した。RVE有限要素モデルは、 $3 \times 3 \times 3$ の計9要素に規則分割し、要素内のガウス数値積分点(計216積分点)に初期板材の3次元層状SEM-EBSD (scanning electron microscope, electron backscatter diffraction) 計測に基づく結晶方位分布を導入した。

3. 高r値板材創製のための多段異周速圧延

プロセス最適化

図3に示すように2段圧延を想定し、いずれも圧延温度は250°C、圧下率を50%として、初期板材を1.5mmまで異周速圧延する。巨視連続体の有限要素モデルは、1段目圧延の終了後にリメッシングを行い、2段目の解析を引き続き行った。RVE有限要素モデルを用いたマイクロ解析は、1段目の圧延解析によって得られた板中心層における結晶方位分布を2段目の初期方位分布として与えて実施した。

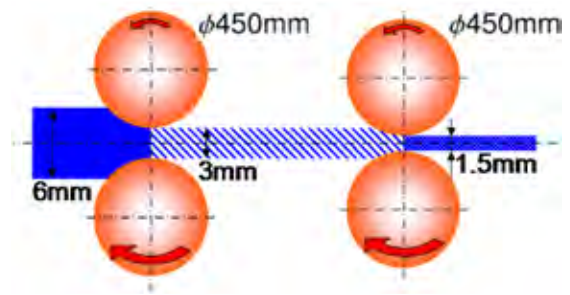


図3 2段圧延

1段目の圧延を異周速比 $v_1=1.00$ (等周速圧延)と $v_1=2.00$ (異周速圧延)で行った後のせん断ひずみ分布を比較して図4に示す。等周速圧延は、板厚中央部において圧縮変形支配であるのに対し、異周速圧延は板厚方向全体わたり強いせん断ひずみが導入されていることがわかる。

1段目、2段目の異周速比 v_1, v_2 をそれぞれ1.00~2.00まで変化させたときの2段圧延後の結晶方位分布を図5に示す。同図(b)には1段目圧延後の結晶方位分布、すなわち2段目圧延に対する初期方位分布も示した。 $v_1=v_2=1.00$ の場合は、2段とも等周速圧延に相当し、典型的な圧延集合組織(Copper方位{112}<111>, Brass方位{110}<112>, S方位{123}<634>)が確認される。1段目の異周速圧延において、異周速比 v_1 が大きくなると<111>/ND集合組織への集積が多くなるものの、2段目の異周速圧延によりその残存性は大きく変化している。

得られた結晶方位分布について、結晶方位分布関数

$$f(\varphi_1, \Phi, \varphi_2) = \sum_{l=0}^{\infty} \sum_{m=-l}^l \sum_{n=-l}^l C_l^{mn} T_l^{mn}(\varphi_1, \Phi, \varphi_2) \quad (9)$$

により{111}<110>および{111}<112>方位への集積密度を求め、5次の応答曲面をプロットした結果を図6に示す。ここで、 $f(\varphi_1, \Phi, \varphi_2)$ は結晶方位分布関数、 $T_l^{mn}(\varphi_1, \Phi, \varphi_2)$ は球面調和関数、 $\varphi_1, \Phi, \varphi_2$ はBunge¹⁰⁾によって定義されたEuler角であり、{111}<110>で $\varphi_1 = 60^\circ, \Phi = 54.7^\circ, \varphi_2 = 45^\circ$ 、{111}<112>では $\varphi_1 = 0^\circ, \Phi = 54.7^\circ, \varphi_2 = 45^\circ$ となる。これより、1段目の異周速比は小さく設定するほうが<111>/ND集合組織への集積が増加することがわかる。

2段圧延後の板材について、ランクフォード値(r値)に基づく成形性評価を行った。r値は、単軸引張り問題のマルチスケール解析を行い板幅ひずみ ε_w と板厚ひずみ ε_t との比

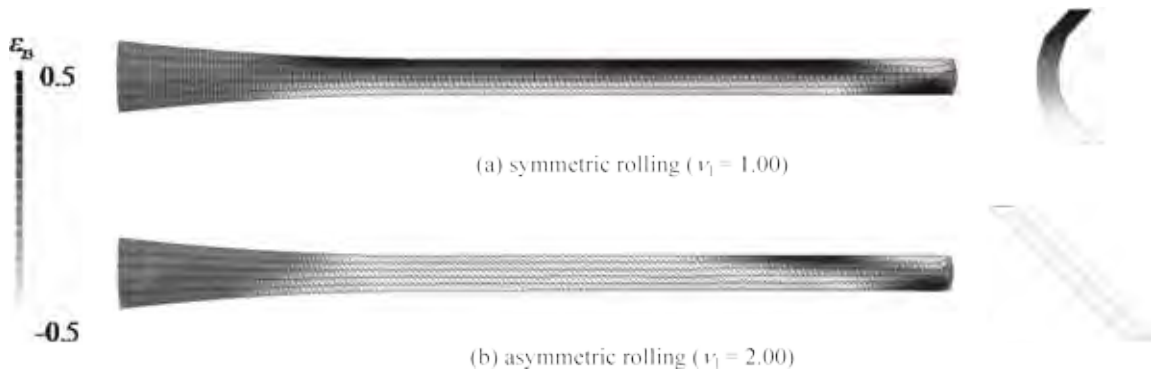


図4 せん断ひずみ分布の比較

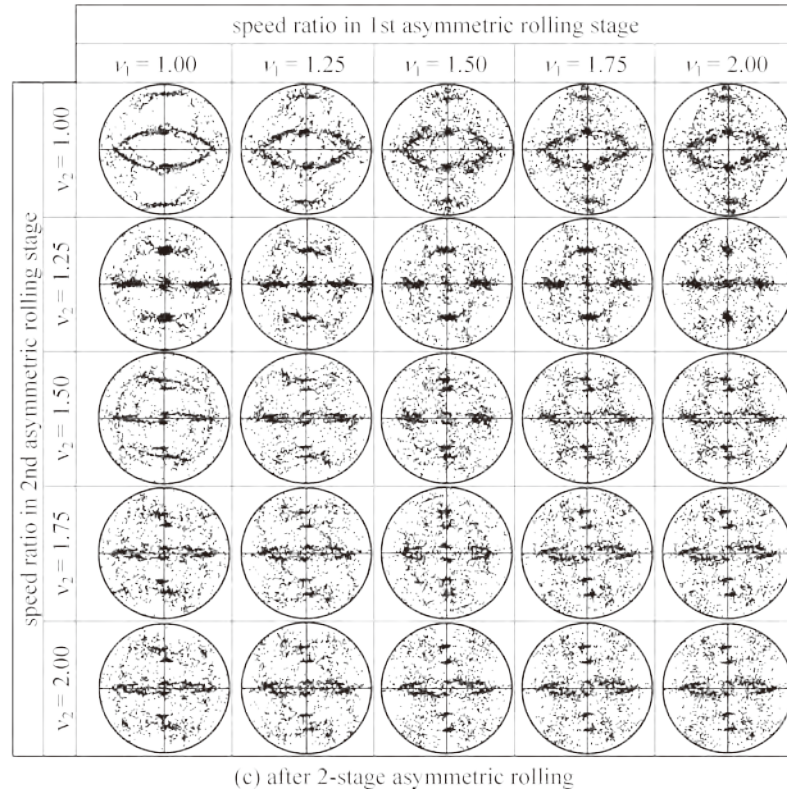
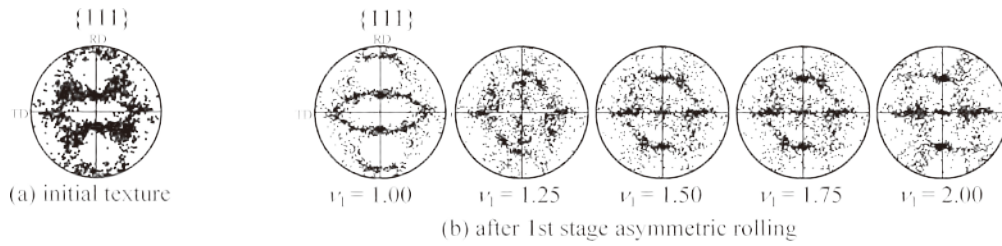


図5 2段異周速圧延における結晶集合組織の変化（{111}正極点図）

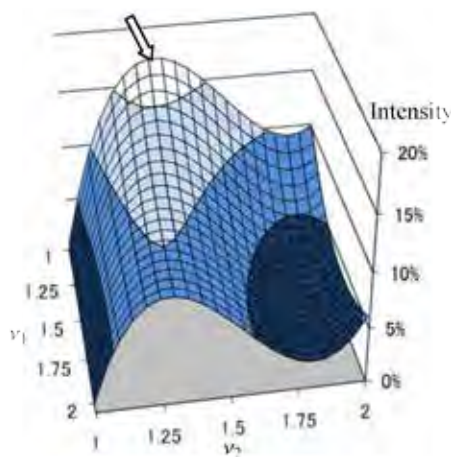


図6 異周速比 v_1, v_2 に対する $\langle 111 \rangle // ND$ 方位の集積度合い (5次の応答曲面)

により算出した。次式により、平均 r 値 \bar{r} とその偏差（面内異方性） Δr について評価した。

$$\bar{r} = \frac{r_0 + 2r_{45} + r_{90}}{4}, \quad (10)$$

$$\Delta r = \frac{r_0 + r_{90}}{2} - r_{45} \quad (11)$$

ここで、 r_0, r_{45}, r_{90} はそれぞれ圧延方向 (RD) から $0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$ 方向に板材を切り出したときの r 値である。

1 段目、2 段目の異周速比 v_1, v_2 を設計変数とし、圧延後の板材の平均 r 値 \bar{r} および偏差の絶対値 $|\Delta r|$ を目的関数とする応答曲面を図 7 (a) および (b) に示す。高成形能板材においては、平均 r 値 \bar{r} は高く、その偏差（面内異方性） $|\Delta r|$ は小さい板材が望ましいが、同図に示すように、最大 \bar{r} 、最小 $|\Delta r|$ となる異周速比は異なることがわかった。

そこで、次の関数を定義することにより、最大 \bar{r} 、最小 $|\Delta r|$ を同時に満足する多目的最適化（最小化）問題の定式化を行った。

$$g = C_1(2.0 - \bar{r}) + C_2|\Delta r|, \quad C_1 = 1.0, C_2 = 2.0 \quad (12)$$

その結果、多目的関数 g を最小にする条件として、図 7 (c) に示すように、異周速比 $v_1 = 1.25, v_2 = 1.65$ を見いだした。

多段圧延の最適パラメータの妥当性を確認するため、最適異周速比 $v_1 = 1.25, v_2 = 1.65$ によって得られる集合組織を用いて r 値を評価した結果、従来の通常圧延材 A6022-T43 の $\bar{r} = 0.68, |\Delta r| = 0.94$ に対して、最適材では $\bar{r} = 1.10, |\Delta r| = 0.38$ と平均 r 値は 1.6 倍向上し、面内異方性は 1.78 倍以上低下させることが確認された。

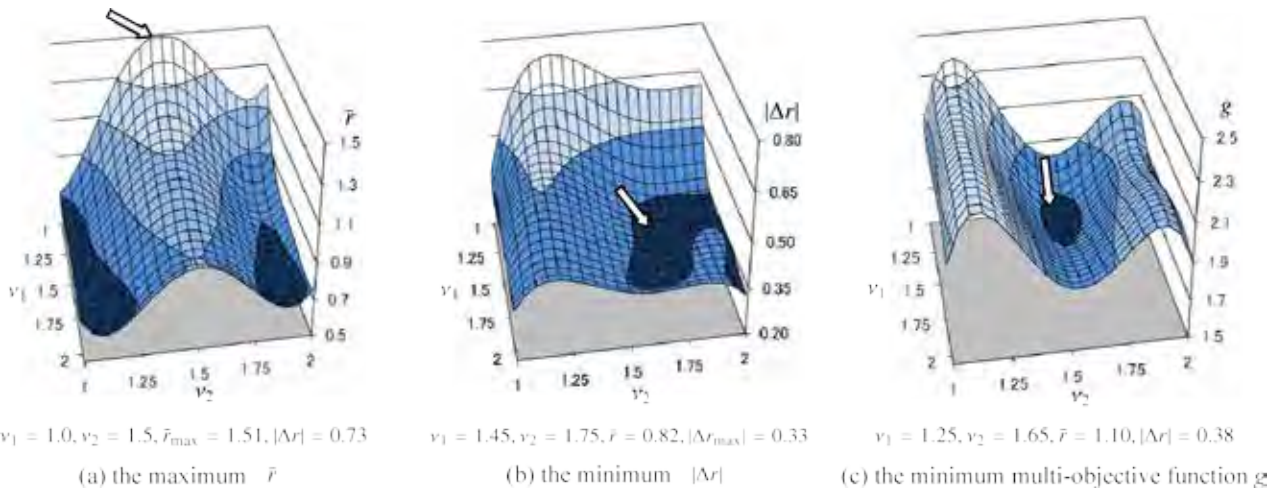


図7 応答曲面法による2段異周速圧延における異周速比 v_1 と v_2 の最適条件

4. 曲げ加工性・スプリングバック特性向上のための異周速圧延および熱処理プロセス最適化

V 曲げ加工シミュレーションのための有限要素モデルを図8に示す。パンチおよびダイは剛体とし、板材中央のひずみ集中部の有限要素分割を細分化した。

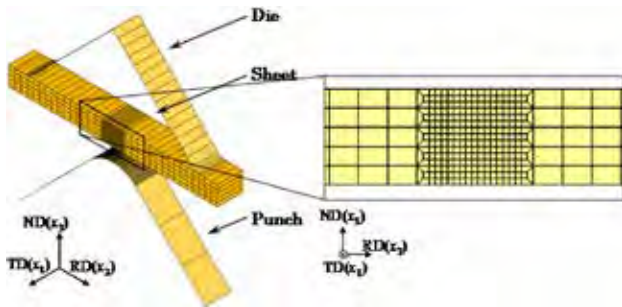


図8 V 曲げ問題の有限要素モデル

1 段目の異周速圧延後の A6022 板材（板厚 3mm）に対して焼鈍処理を行うことを想定し、Johnson-Mehl-Avrami の式¹¹⁾

$$V = 1 - \exp(-kT^b) \quad (13)$$

を用いて焼鈍により成長する Cube 方位 $\{001\}\langle 100 \rangle$ の体積分割を求める。ここで V は再結晶する体積分割、 T は熱処理時間、 k と b は定数である。本研究においては、異周速比 $v_1 = 1.75$ による 1 段目の異周速圧延終了後の板厚 3mm の板材について、焼鈍時間を 0, 45, 90, 180min. の 4 条件を設定してそれぞれ熱処理を施し、各試料に対して SEM-EBSD 計測を行うことにより、図9に示すように焼鈍時間に対する Cube 方位の体積分割割合を測定した。その結果、 $k = 13.6, b = 4.0$ を得た。

V 曲げによる板材の曲げ特性を定量的に評価するため、板材表面のひずみ集中率を評価指標として、せん断ひずみ集中係数 $K\varepsilon_{23}$ を次のように定義した。

$$K\varepsilon_{23} = \frac{\varepsilon_{23\max}}{\bar{\varepsilon}_{23}} \times 100\% \quad (14)$$

また、スプリングバック特性は、図10に示すように、除荷前後の板材の角度差 $\Delta\theta = \theta_1 - \theta_2$ をスプリングバック角として定義した。

1 段目の異周速圧延における異周速比 v を 1.00, 1.25, 1.50,

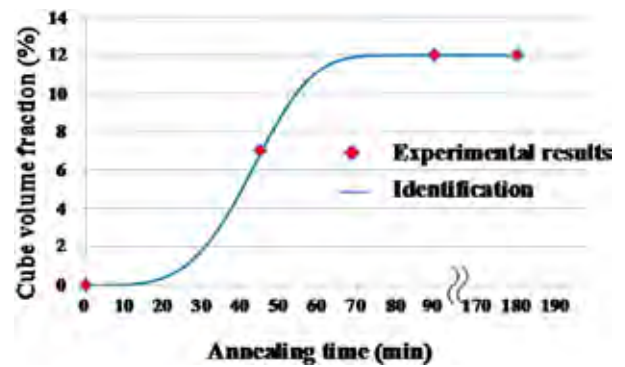


図9 焼鈍時間と Cube 方位生成割合

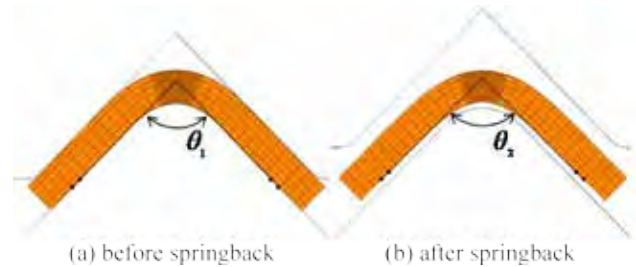


図10 スプリングバック角 ($\Delta\theta = \theta_1 - \theta_2$) の定義

1.75, 2.00 とし、さらにその後の焼鈍時間 T を 0.0, 22.5, 45.0, 67.5, 90.0min. と設定し、図11に示す計 25 種の微視結晶集合組織を得た。同図中、1 行目の $T=0.0$ min. に対応する集合組織は異周速圧延後のものに対応し、それ以外の $T>0$ min. については、Johnson-Mehl-Avrami の式 (13) による同定結果に基づき、圧延後の集合組織において Cube 方位に近いものから Cube 方位に方位回転したものとして集合組織を生成した。これら計 25 種の集合組織について V 曲げ解析を行い、曲げおよびスプリングバック特性を評価する。

Cube 方位と α -fiber ($\langle 110 \rangle // RD$) が支配的な $v = 1.25, T = 45$ min., および γ -fiber ($\langle 111 \rangle // ND$) が顕著に現れる $v = 1.75, T = 0$ min. の条件について、V 曲げ解析を行った際のせん断ひずみ分布を比較して図12に示す。 $v = 1.25, T = 45$ min. の板材においては、 $v = 1.75, T = 0$ min. に比べ様なせん断ひずみ分布が得られ、せん断ひずみ集中係数 $K\varepsilon_{23}$ も低い値を示した。しかし、スプリングバック角 $\Delta\theta$ については、 $v = 1.25, T = 45$

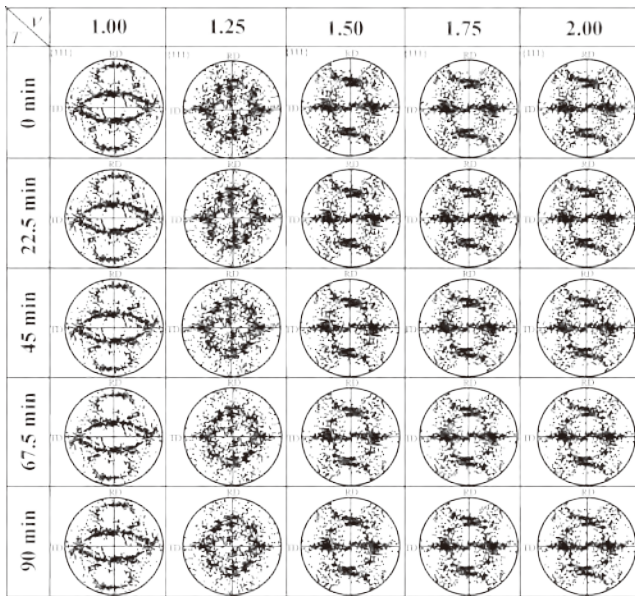


図 11 異周速比 ν と焼鈍時間 T による焼鈍による集合組織

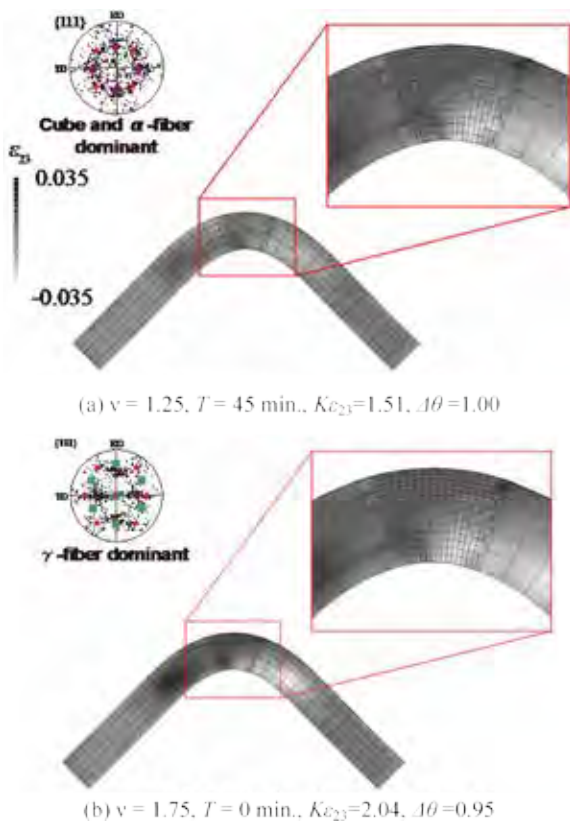


図 12 セン断ひずみ分布の比較

min. の板材が $\nu = 1.75, T = 0 \text{ min.}$ に比べ大きくなった。

そこで、せん断ひずみ集中係数 $K_{\varepsilon_{23}}$ およびスプリングバック角 $\Delta\theta$ の双方を最小化するため、多目的関数 g を以下のように定義した。

$$g = C_1 K_{\varepsilon_{23}} + C_2 \frac{\Delta\theta}{\theta}, \quad C_1 = 0.6, C_2 = 41 \quad (15)$$

ここで、 θ は V 曲げ角度 90° である。

図 13 に異周速比 ν と焼鈍時間 T による多目的関数 g の変化の様子を 5 次の応答曲面により示す。これより、せん断ひずみ集中係数 $K_{\varepsilon_{23}}$ とスプリングバック角 $\Delta\theta$ の両方が最小と

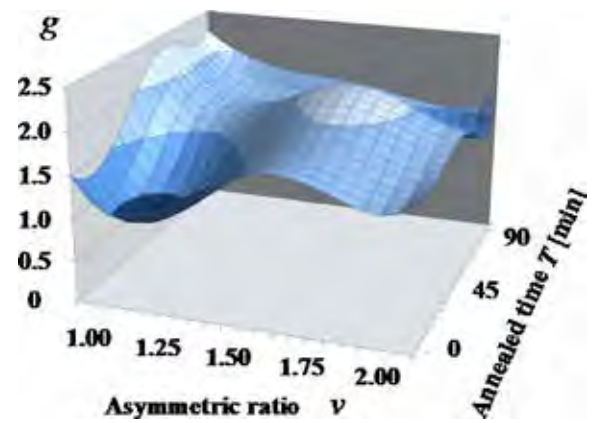


図 13 応答曲面法による異周速比 ν と焼鈍時間 T の最適化 (最適パラメータ $\nu=1.16, T=13.5 \text{ min.}$)

なる最適プロセス条件として、 $\nu=1.16, T=13.5 \text{ min.}$ を得た。

5. 結言

結晶均質化マルチスケール有限要素法と応答曲面法に基づく離散最適化手法を用い、アルミニウム合金 A6022 の成形性向上を目的としたプロセス最適化を行った。その結果、2 段異周速圧延を想定した解析において、最適な異周速比 $\nu_1=1.25, \nu_2=1.65$ を見いだした。これにより従来の通常圧延材と比較して、平均 r 値は 1.6 倍向上し、面内異方性を 1.78 倍以上低下させること可能であることを示した。さらに曲げ性、スプリングバック特性向上を目指した異周速圧延と熱処理パラメータ最適化においては、異周速比 $\nu=1.16$ 、焼鈍時間 $T=13.5 \text{ min.}$ を得た。以上により、本手法は高成形性材料の創製に利用可能なプロセスメタラジー手法として有用であると考える。

謝辞

本研究は、財団法人天田金属加工機械技術振興財団（現公益財団法人天田財団）平成 20 年度一般研究開発助成によるものである。ここに記して深甚なる謝意を表す。また本研究を遂行するにあたり、有益なご助言を賜った同志社大学生命医科学部・仲町英治教授、古河電気工業（株）研究開発本部横浜研究所・森本秀夫博士に感謝の意を表す。

参考文献

- 1) 左海哲夫, 宇都宮裕, 齋藤好弘: 軽金属, 52-11 (2002), 518.
- 2) 小山克己, 小松原俊雄: 塑性と加工, 50-578 (2009), 211.
- 3) E. Nakamachi, N.N. Tam and H. Morimoto: Int. J. Plasticity, 23 (2007), 450.
- 4) 倉前宏行, 高橋聖治, 仲町英治, N.N. Tam, 田中和人, 片山傳生, 森本秀夫: 塑性と加工, 50-578 (2009), 242.
- 5) H. Kuramae, Y. Ikeya, H. Sakamoto, H. Morimoto and E. Nakamachi: Int. J. Mech. Sci., 52-2 (2010), 183.
- 6) E. Nakamachi, H. Kuramae, H. Sakamoto and H. Morimoto: Int. J. Mech. Sci., 52-2 (2010), 146.
- 7) J. Pan and J.R. Rice: Int J Solids Struct, 19 (1983), 973.

- 8) D. Peirce, R.J. Asaro and A. Needleman: Acta Metall, 31 (1983), 1951.
- 9) Y. Zhou, K.W. Neale and L.S. Toth: Int J Plasticity, 9 (1993), 961.
- 10) H.J. Bunge and C. Esling: Deutsche Gesellschaft für Metallkunde, (1982), 73.
- 11) W.A. Johnson and R.F. Mehl, Trans. Am. Inst. Min. Engin., 135 (1939), 416.