3104 アルミニウム合金硬質材のしごき加工性に及ぼす 塑性異方性の影響

井上 祐志*・山口 正浩

Journal of The Japan Institute of Light Metals, Vol. 70, No. 9 (2020), 422-428
© 2020 The Japan Institute of Light Metals

Effect of plastic anisotropy on ironing formability of 3104 aluminum alloy hard sheets

Yuji INOUE* and Masahiro YAMAGUCHI

3104 aluminum alloy hard sheet is used for aluminum beverage can body, and it is having high ironing formability. This alloy has large anisotropy of r and n -value, but the effect of such anisotropy on ironing formability is not clear. In this study, cup forming and DI forming were performed using 3104 aluminum alloy cold rolled hard sheets having different anisotropy of r and n -values. Magnitude of the anisotropy changes by drawing and ironing. Ironing fracture tests revealed that fracture occurs at angles between 10 and 20 ° in the can circumferential direction. From the strain distribution measurement of the can wall, it was found that the axial strain of can wall at fracture angle is larger. Theoretical analysis method of ironing stress considering r and n -value anisotropy, based on Hill's anisotropic plasticity theory (quadratic yield function) was devised. From this analysis, it was found that when the anisotropy of r -value in the can wall are small, (1) the fracture occurs less, (2) margin of stress (calculated from ratio of can axial tensile stress to fracture stress) is larger.

(Received May 12, 2020 Accepted July 13, 2020)

Keywords: AA3104 alloy hard sheet; ironing; r -value; n -value; plastic anisotropy

1. 緒 言

AA3104(あるいは3004) アルミニウム合金硬質材は、飲料用アルミニウム缶の缶胴材として広く用いられている。缶胴はアルミニウム圧延コイルを素材として、絞り、再絞りおよび3回のしごき加工(1伸、2伸、3伸)、いわゆるDI加工(Drawing & Ironing)を経て作製される。しごき加工後の缶の側壁厚は最薄肉部で約0.1 mmであり素材からの加工率が非常に大きいことから、しごき加工性の確保(加工時の破断の抑制)は缶胴の安定生産に対して非常に重要である。アルミニウム合金板材のしごき加工性に関する過去の報告として、碓井ら¹⁾はAA1100、3004、5052合金の各種調質(H18、H24、O)で限界しごき加工率(破断を生じない加工限界)を評価しており、3004合金のH18調質、すなわち硬質材が最も限界しごき加工率が大きいと結論付けている。

ところで、こうした3104、3004合金硬質材というのは、 r 値(ランクフォード値)および n 値(加工硬化指数)の大きな面内異方性を有することが知られている。こうした塑性異方性が缶胴成形に及ぼす影響について、例えば土田ら²⁾は絞りカップの側壁厚分布に及ぼす r 値の影響について調べており、圧延方向に対しある角度を有する方向に引張試験を行っ

て得られた r 値が、そこから90°回転した角度のカップ側壁厚に影響することを報告している。また阿部ら³⁾は、 r 値、 n 値(いずれも面内等方性)を考慮したしごき加工の数値計算結果を報告しており、 r 値が大きい、 n 値が小さいほど限界しごき加工率が大きくなると結論付けている。また前述の碓井ら¹⁾も、3004合金硬質材が多段のしごき加工性に優れるのは n 値が小さいためと考察している。しかし、こうした過去の報告では r 値と n 値両方の面内異方性までは考慮されておらず、またそうした塑性異方性が缶胴材の重要特性であるしごき加工性へ及ぼす影響も明確でない。そこで本報では、 r 値、 n 値の面内異方性を有する3104アルミニウム合金硬質材を用いて、絞り、再絞りおよびしごき加工で導入されるひずみと缶壁強度を調査し、しごき加工性に及ぼす塑性異方性の影響を明らかにすることを試みた。

2. 実験方法

供試材として、板厚0.3 mmの3104アルミニウム合金冷間圧延硬質材3種類を用いた。化学組成および製造工程をTable 1に示す。工業規模でDC casting、均質化処理、熱間圧延を行った後、 r 値および n 値の異方性を変えるためにTable 1に示す工程を経て所定の板厚の冷間圧延板とした。これら供試材に対

Table 1 Chemical compositions of 3104 alloys and applied processes.

No.	Chemical composition / mass%					Process (After H.R.)
	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	
1	0.3	0.5	0.2	0.8	1.2	H.R. → C.R.
2	0.3	0.4	0.2	1.0	1.0	H.R. → C.R. → F.A.
3	0.3	0.4	0.2	1.0	1.3	H.R. → C.R. → I.A. → C.R.

H.R. : Hot Rolling, C.R. : Cold Rolling,

F.A. : Final Annealing, I.A. : Intermediate Annealing

して、 $\phi 10$ mmのスクライブドサークルを電解エッチングで付与した。それを用いて絞り、再絞りおよびしごき加工を行い、各工程缶を作製した。再絞りおよびしごき加工の模式図をFig. 1に、絞り加工条件をTable 2に、再絞りおよびしごき加工条件をTable 3に示す。

作製した工程缶のひずみ分布測定を次のようにして行った。絞りカップと再絞り缶については、成形前後のスクライブドサークル径の変化から缶軸方向ひずみを算出した。また側壁厚を測定して板厚ひずみを算出し、体積一定の仮定に基づき缶周方向ひずみを求めた。2伸缶および3伸缶については、側壁厚を測定して板厚ひずみを算出し、平面ひずみ変形(缶周方向ひずみ=0)および体積一定の仮定に基づき缶軸方向ひずみを求めた。また、冷間圧延板からJIS5号試験片を、2伸缶と3伸缶の側壁からはJIS13号B試験片を基準とし、缶高さに応じて標点間距離をそれぞれ20 mm, 25 mmとした試験片を採取して引張試験を行った。ここで、冷間圧延板は圧延方向に対し 0° から 90° 方向(22.5° 間隔)が試験片長手方向となるようにして試験を行った。2伸缶は缶軸方向および缶周方向を、3伸缶は缶軸方向を試験片長手方向として、Fig. 2に示すように試験片の標点間中心が缶周方向角度 $\alpha = 0^\circ$ から 90° (22.5° 間隔、圧延方向を 0° とした)となるようにして行った。なお、引張試験の試験速度はクロスヘッド移動速度で5 mm/min.一定とした。更に、3伸ダイ径一定で2伸ダイ径を変化、すなわち3伸加工率を変化させてしごき加工破断試験を行った(成形条件はTable 3に記載)。

3. 実験結果

3.1 機械的性質、r値およびn値の分布

冷間圧延板の耐力 $\sigma_{0.2\alpha}$ 、r値 r_α およびn値 n_α^{sheet} (α : 圧延方向に対する角度)の面内分布をFig. 3に示す。ここでr値については、公称ひずみ0.01~0.03の範囲で算出した。n値については、Hollomonの式

$$\sigma_\alpha = F_\alpha \cdot \varepsilon_\alpha^{n_\alpha^{\text{sheet}}} \quad (1)$$

より、公称ひずみ0.01~0.03の範囲で算出した。なお式(1)において、 σ_α は真応力、 F_α は係数、 ε_α は真ひずみである。

Fig. 3より、r値とn値は面内異方性を有しており、また材料により異方性の大きさが異なっている。2伸缶の缶軸方向および缶周方向のr値の分布(グラフ横軸を缶周方向角度としてプロット)をFig. 4に示す。ここで、缶壁のr値については公称ひずみ0.008~0.015の範囲で算出した。缶軸方向r値をFig. 3に示した冷間圧延板のr値と比較すると、r値の分布が変

Fig. 1 Schematic of re-drawing and ironing.**Table 2** Drawing condition.

Blank diameter / mm	140
Punch diameter / mm	89.9
Punch radius / mm	3.2
Die diameter / mm	90.8
Blank holder force / kN	13.6
Lubricant	QUAKEROL 700 series (neat)

Table 3 Re-drawing and ironing condition.

Punch diameter / mm (Thin wall part)	66.045
Re-draw die diameter / mm	66.765
1st die diameter / mm	66.605
2nd die diameter / mm	(Process sample) 66.495 (Ironing fracture test) 66.515, 66.525, 66.545
3rd die diameter / mm (Ironing ratio ^{*4} / %)	66.310 (Process sample : 41.1) (Ironing fracture test : 41.1~47.0)
Die entrance semi-angle / deg. (1st~3rd)	8
Blank holder force / kN	0.9
Lubricant	QUAKEROL 602 series (4% concentration)

*4 Calculated from 2nd and 3rd die diameters

Fig. 2 Schematic of can wall tensile test piece (ex. can axial test piece).

Fig. 3 Proof stress, r and n-value distribution of cold rolled sheet.

*1 Calculated at nominal strain of 0.01~0.03.

*2 Calculated with Hollomon's law at nominal strain of 0.01~0.03.

Fig. 4 r-value distribution of 2nd ironed can.

*3 Calculated at nominal strain of 0.008~0.015.

化していることがわかる。缶周方向r値は缶軸方向と異なる分布を示し、いずれの材料も缶周方向角度 $\alpha = 22.5^\circ$ が最大であった。

冷間圧延板から缶壁までの高ひずみ域におけるn値 n_α^{can} の算出方法はつぎのとおりである。冷間圧延板、2伸缶缶軸方向および3伸缶缶軸方向の単軸引張試験における耐力 $\sigma_{0.2\alpha}$ (α : 圧延方向に対する角度乃至缶周方向角度、後者の場合圧延方向の側壁を 0° とした)を相当応力 $\sigma_{\text{eq}\alpha}$ と定義した。相当塑性ひずみ $\varepsilon_{\text{eq}\alpha}$ については、Hillの異方性塑性理論(2次降伏関数)⁴⁾に基づき次式で定義した。

Drawn Cup and re-drawn can (Tri-axial strain)

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{\text{eq}\alpha}^{\text{draw}} &= \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \frac{X_1}{X_2} \cdot \sqrt{X_3 + X_4 + X_5} \\ X_1 &= \sqrt{\frac{r_\alpha + r_{\alpha+90} + r_\alpha r_{\alpha+90}}{r_\alpha}} \\ X_2 &= \frac{r_{\alpha+90}}{r_\alpha} (1 + r_\alpha + r_{\alpha+90}) \\ X_3 &= r_{\alpha+90} \left(\varepsilon_{l\alpha} - \frac{r_{\alpha+90}}{r_\alpha} \varepsilon_{\theta\alpha} \right)^2 \\ X_4 &= \left(\frac{r_{\alpha+90}}{r_\alpha} \right)^2 (\varepsilon_{\theta\alpha} - r_\alpha \varepsilon_{l\alpha})^2 \\ X_5 &= \frac{r_{\alpha+90}}{r_\alpha} (r_{\alpha+90} \varepsilon_{l\alpha} - \varepsilon_{l\alpha})^2 \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

2nd and 3rd ironed can (Plane strain)

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{\text{eq}\alpha}^{\text{iron}} &= \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \frac{(1 + r_\alpha)(r_{l\alpha} + r_{\theta\alpha} + r_{l\alpha} r_{\theta\alpha})}{r_{\theta\alpha}(1 + r_{l\alpha} + r_{\theta\alpha})} \cdot \varepsilon_{l\alpha} \\ &= R'_\alpha \cdot \ln \left(\frac{t_i}{t_o} \right) \\ R'_\alpha &= \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \frac{(1 + r_\alpha)(r_{l\alpha} + r_{\theta\alpha} + r_{l\alpha} r_{\theta\alpha})}{r_{\theta\alpha}(1 + r_{l\alpha} + r_{\theta\alpha})} \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

$$\varepsilon_{\text{eq}\alpha} = \varepsilon_{\text{eq}\alpha}^{\text{draw}} + \varepsilon_{\text{eq}\alpha}^{\text{iron}} \quad (4)$$

ここで、 $\varepsilon_{l\alpha}$ は缶周方向角度 α における缶軸方向ひずみ、 $\varepsilon_{\theta\alpha}$ は同缶周方向ひずみ、 $\varepsilon_{l\alpha}$ は同缶側壁の板厚方向ひずみ、 $r_{l\alpha}$ は缶周方向角度 α における缶軸方向引張試験で得られた2伸缶のr値、 $r_{\theta\alpha}$ は同缶周方向引張試験で得られた2伸缶のr値、 t_i は各工程の加工前の缶側壁厚、 t_o は同加工後の缶側壁厚である。なお、2伸缶および3伸缶の缶壁の $\sigma_{\text{eq}\alpha}$ (耐力)に対応する $\varepsilon_{\text{eq}\alpha}$ は、缶軸方向引張試験片採取位置(2伸缶:高さ35mm, 3伸缶:高さ60mm)の値を用いた。すなわち3伸缶を例にとると、3伸缶の高さ60mmになる位置がそれより以前の工程缶(絞りカップ、再絞り缶、2伸缶)でどの高さにあるかをスクライブドサークルを用いて特定し、絞り、再絞りおよびしごき加工で導入されたひずみを算出した。ここで、異方性の影響によりひずみの値は缶周方向で異なっており(後述のFig. 9参照)、2伸缶の $\sigma_{\text{eq}\alpha}$ に対応する $\varepsilon_{\text{eq}\alpha}$ は0.62~0.88の範囲、3伸

缶の $\sigma_{eq\alpha}$ に対応する $\varepsilon_{eq\alpha}$ は1.20～1.62の範囲の値であった。

以上のようにして求めた、冷間圧延板、2伸缶缶壁および3伸缶缶壁の3点の $\sigma_{eq\alpha}$ と相当塑性ひずみ $\varepsilon_{eq\alpha}$ との関係を

$$\sigma_{eq\alpha} = F_{eq\alpha} \cdot \varepsilon_{eq\alpha}^{n_{eq\alpha}^{can}} \quad (5)$$

で近似して $n_{eq\alpha}^{can}$ を算出した ($F_{eq\alpha}$ は係数)。 $n_{eq\alpha}^{can}$ の分布をFig. 5に示す。Fig. 5より、冷間圧延板から缶壁までの高ひずみ域で見ると、冷間圧延板 (Fig. 3) と比べて n 値の絶対値が小さくなる傾向が見られた。Fig. 3, Fig. 4, Fig. 5における r 値と n 値の最大値と最小値の差をそれぞれ $r_{max-min}$, $n_{max-min}$ と定義し、整理した結果をTable 4に示す。同表に示すように、 $r_{max-min}$, $n_{max-min}$ の供試材ごとの大小関係は冷間圧延板と缶壁で異なり、すなわち r 値と n 値の異方性が絞り、しごき加工により変化することが確認された。このことから、複数の成形工程を考える場合は、 r 値および n 値もそれに応じて各工程の値を考慮する必要があるといえる。なお缶壁においては、 $r_{max-min}$ は供試材No.3が、 $n_{max-min}$ は供試材No.1が最も小さい値であった。

Fig. 5 n-value distribution of sheet to 3rd ironed can.

2伸缶および3伸缶の缶軸方向耐力の分布をFig. 6に示す。2伸缶の耐力は、いずれの材料も $\alpha=90^\circ$ から 0° にかけて増大した。3伸缶の耐力は、供試材No.1と2は $\alpha=90^\circ$ が最大で 22.5° が最小、No.3は $\alpha=0^\circ$ が最大で 45° が最小であった。供試材 (Fig. 3) と3伸缶で耐力の分布が異なるのは、 n 値の異方性の影響と考えられる。ここで3伸缶においては、材料および缶周方向角度によらず引張強さと耐力の差がいずれも10 MPa程度と小さかったため、本報では簡易的に耐力を破断強度とみなした。すなわち、前述の耐力 (本報では相当応力) の異方性は破断強度の異方性とみなすことができる。

3.2 しごき加工破断試験

3伸の加工率を変化させてしごき加工を行い、加工中の破断発生有無を確認した。結果をTable 5に、破断発生サンプルをFig. 7に示す。Fig. 7に示すように、いずれの供試材も破断は3伸缶の高さ22 mm程度 (最薄肉部の直下) で発生した。破断発生サンプルについて、破断により分離したうちの缶開口部側のサンプルを用いて、缶周方向の側壁厚測定 (缶周方向 22.5° 間隔) を行った。それにより缶周方向最大側壁厚差を算出し、破断が発生した位置 (缶周方向角度 α) との関係を整えたものをFig. 8に示す。ここで、周方向側壁厚差が大きい缶 (Fig. 8では0.005 mm以上)、すなわち加工要因により破断したと推定されるものを除けば、破断は $\alpha=10\sim20^\circ$ 付近で発生した。更に、同角度付近ではNo.3が最も破断発生が少なくしごき加工性に優れるという結果であった。また前述の通り、しごき加工性に優れるNo.3は缶壁の r 値の異方性が最も小さかった。

再絞り缶、2伸缶および3伸缶において、しごき加工破断試験で破断が発生した3伸缶高さ22 mmに相当する位置の缶軸方向ひずみ分布をFig. 9に示す。なお同図におけるひずみの値は、冷間圧延板を出発材としてそれ以降の加工で導入され

Table 4 Anisotropy of r and n -values.

No.	$r_{max-min}$		$n_{max-min}$	
	Sheet ($r=r_a$)	2nd ironed can (Axial direction) ($r=r_{la}$)	Sheet ($n=n_a^{sheet}$)	Sheet to 3rd ironed can ($n=n_a^{can}$)
1	1.41	0.29	0.018	0.005
2	0.60	0.49	0.007	0.010
3	0.30	0.06	0.016	0.009

Fig. 6 Can axial proof stress distribution of can wall.

たひずみの合計値を示している。工程が進むにつれて、ひずみの異方性が顕著となった。3伸缶においてはいずれの材料も缶周方向角度 $\alpha=90^\circ$ から 0° に近づくにつれてひずみが増大する分布となっており、 $\alpha=0^\circ$ ないし 22.5° で最大値を示した。これはFig. 4に示した缶周方向 r 値と類似の分布であり、両者の関連、すなわち r 値の異方性がひずみ分布に影響している

Table 5 Results of ironing fracture test.

No.	3rd ironing ratio (thin wall part)/%			
	41.1	43.6	44.8	47.0
1	○	○	○○	○××
2	○	○	○×	×××
3	○	○	○○	○○×

○: Formable ×: Fracture

Fig. 7 Ironing fracture sample.

Fig. 8 Relation between ironing fracture angle and maximum circumferential thickness difference.

Fig. 9 Axial strain distribution of can wall.

と考えられる。またFig. 8の結果と併せて考えると、破断が発生しやすい角度 (Fig. 9の場合 $\alpha=22.5^\circ$) の缶軸方向ひずみが大きいという結果であった。

4. 理論解析

前述の結果を基にしごき加工の理論解析を行い、破断のしにくさについて定量的な評価を試みた。この際、過去に福井⁵⁾、岡本ら⁶⁾が等方性を仮定して用いていた式を基に、 r 値の項を導入して異方性を考慮した式へと拡張した。

4.1 相当応力

Hillの異方性塑性理論 (2次降伏関数)⁴⁾より、相当応力 $\sigma_{eq\alpha}$ をつぎのように定義した。

$$\sigma_{eq\alpha} = \sqrt{\frac{3}{2} \cdot \frac{X_6 + X_7 + X_8}{r_{l\alpha} + r_{\theta\alpha} + r_{l\alpha}r_{\theta\alpha}}} \quad (6)$$

$$\left. \begin{aligned} X_6 &= r_{l\alpha}r_{\theta\alpha}(\sigma_{l\alpha} - \sigma_{\theta\alpha})^2 \\ X_7 &= r_{l\alpha}(\sigma_{\theta\alpha} - \sigma_{t\alpha})^2 \\ X_8 &= r_{\theta\alpha}(\sigma_{t\alpha} - \sigma_{l\alpha})^2 \end{aligned} \right\}$$

ここで、 $\sigma_{l\alpha}$ 、 $\sigma_{\theta\alpha}$ 、 $\sigma_{t\alpha}$ はそれぞれ缶周方向角度 α の缶側壁におけるしごき加工時の缶軸方向、缶周方向および板厚方向の応力である。なお、式(6)においてせん断応力の影響は無視している。

しごき加工は比例変形と仮定できるため、以下では全ひずみ理論を適用して式の導出を行う。応力と塑性ひずみの関係については、式(6)を塑性ポテンシャルとすると次式のようになる⁴⁾。

$$\begin{aligned} & \frac{r_{l\alpha} \cdot \epsilon_{l\alpha}}{r_{l\alpha}r_{\theta\alpha}(\sigma_{l\alpha} - \sigma_{\theta\alpha}) + r_{\theta\alpha}(\sigma_{l\alpha} - \sigma_{t\alpha})} \\ &= \frac{\epsilon_{\theta\alpha}}{r_{\theta\alpha}(\sigma_{\theta\alpha} - \sigma_{l\alpha}) + (\sigma_{\theta\alpha} - \sigma_{t\alpha})} \\ &= \frac{r_{l\alpha} \cdot \epsilon_{l\alpha}}{r_{\theta\alpha}(\sigma_{t\alpha} - \sigma_{l\alpha}) + r_{l\alpha}(\sigma_{t\alpha} - \sigma_{\theta\alpha})} \end{aligned} \quad (7)$$

しごき加工は平面ひずみ変形 ($\epsilon_{\theta\alpha}=0$) と仮定すると、体積一定の仮定および式(7)よりつぎようになる。

$$\sigma_{\theta\alpha} = \frac{r_{\theta\alpha} \cdot \sigma_{l\alpha} + \sigma_{t\alpha}}{1 + r_{\theta\alpha}} \quad (8)$$

$$\sigma_{l\alpha} - \sigma_{\theta\alpha} = \frac{\sigma_{l\alpha} - \sigma_{t\alpha}}{1 + r_{\theta\alpha}} \quad (9)$$

$$\sigma_{\theta\alpha} - \sigma_{l\alpha} = \frac{r_{\theta\alpha}(\sigma_{l\alpha} - \sigma_{l\alpha})}{1 + r_{\theta\alpha}} \quad (10)$$

式 (6) ~ (10) より, しごき加工時の缶側壁における相当応力 $\sigma_{eq\alpha}$ はつぎのようになる。

$$\begin{aligned} \sigma_{eq\alpha} &= \sqrt{\frac{3}{2} \cdot \frac{r_{\theta\alpha}(1 + r_{l\alpha} + r_{l\alpha}r_{\theta\alpha})}{(1 + r_{\theta\alpha})(r_{l\alpha} + r_{\theta\alpha} + r_{l\alpha}r_{\theta\alpha})}} \cdot (\sigma_{l\alpha} - \sigma_{l\alpha}) \\ &= R_{\alpha}^n \cdot (\sigma_{l\alpha} - \sigma_{l\alpha}) = F_{eq\alpha} \cdot \varepsilon_{eq\alpha}^{n_{\alpha}^{can}} \end{aligned} \quad (11)$$

ここで, 式 (11) の最後の等式は $\sigma_{eq\alpha}$ が式 (5) に等しいといたことによるものである。式 (11), 式 (3) および式 (4) より, 次の等式が成り立つ。

$$\begin{aligned} \sigma_{l\alpha} &= \sigma_{l\alpha} - \frac{F_{eq\alpha}}{R_{\alpha}^n} \cdot \varepsilon_{eq\alpha}^{n_{\alpha}^{can}} \\ &= \sigma_{l\alpha} - \frac{F_{eq\alpha}}{R_{\alpha}^n} \cdot \left\{ \varepsilon_{eq\alpha}^{draw} + R_{\alpha}' \cdot \ln \left(\frac{t_i}{t_o} \right) \right\}^{n_{\alpha}^{can}} \end{aligned} \quad (12)$$

4.2 しごき加工時の缶軸方向引張応力

福井⁵⁾, 岡本ら⁶⁾の方法に基づき, しごき加工時 (3 伸の加工を想定) に生じる缶軸方向引張応力 $\sigma_{l\alpha}$ を計算した。しごき加工断面の応力状態を **Fig. 10** に示す。微小領域 (dl 部分) における l 方向 (しごき方向) の力のつりあい式はつぎのようになる。

$$td\sigma_{l\alpha} - \sigma_{l\alpha}dt - (\mu_d - \mu_p)\sigma_{l\alpha}dl - \sigma_{l\alpha}Adl = 0 \quad (13)$$

ここで, t は加工中の任意断面における缶側壁厚, μ_d はダイ材料間の摩擦係数, μ_p はパンチ材料間の摩擦係数, A はダイ入側半角である。なお式 (13) の導出に際しては, $\sin A \div A$, $\cos A \div 1$ の近似を用いている。 $dl = -(dt/A)$ とおき, 式 (12) を式 (13) へ代入のうえ全体を tdt で割って整理するとつぎのようになる。

$$\frac{d\sigma_{l\alpha}}{dt} = \frac{1}{t} \cdot \left[\frac{\mu_p - \mu_d}{A} \cdot \sigma_{l\alpha} + \left(1 - \frac{\mu_p - \mu_d}{A} \right) \cdot \frac{F_{eq\alpha}}{R_{\alpha}^n} \cdot \left\{ \varepsilon_{eq\alpha}^{draw} + R_{\alpha}' \cdot \ln \left(\frac{t_i}{t_o} \right) \right\}^{n_{\alpha}^{can}} \right] \quad (14)$$

ここで, t_i は 3 伸加工前 (2 伸缶) の側壁厚, t_o は同加工後の

側壁厚である。式 (14) がしごき加工時に生じる缶軸方向引張応力に関する微分方程式であり, 従来式^{5), 6)}にある側壁厚, 摩擦係数, ダイ入側半角, 加工硬化特性の項に加えて, r 値の項を導入している。

式 (14) に 2 伸缶の特性値および $\mu_d = 0.30$, $\mu_p = 0.10$, $A = 8^\circ$ を代入し, 4 次の Runge・Kutta 法を用いて $\sigma_{l\alpha}$ を計算した。なお計算については, $\alpha = 0^\circ$ から 90° まで 22.5° 間隔の 5 方向それぞれで計算を行った。これに加えて, 缶軸方向ひずみに対する応力の異方性の寄与分として, $\Delta\varepsilon_{l\alpha}$ の値を Yoon ら⁷⁾の方法を基に次式で定義した。

$$\Delta\varepsilon_{l\alpha} = \beta \cdot \ln \left(\frac{\sigma_{ref}}{\sigma_{l\alpha}} \right) \quad (15)$$

$$\sigma_{ref} = \frac{1}{8} \{ \sigma_{l0} + 2(\sigma_{l22.5} + \sigma_{l45} + \sigma_{l67.5}) + \sigma_{l90} \} \quad (16)$$

式 (15) および式 (16) より, 22.5° ごとの各応力の平均である参照応力 σ_{ref} に対する $\sigma_{l\alpha}$ の値が小さいほど $\Delta\varepsilon_{l\alpha}$ が大きくなる。ここで β は係数であり, Yoon ら⁷⁾の絞り加工の解析においては $\beta = 0.5$ が使用されている。本報で対象としているしごき加工においては, 側壁は常にパンチとダイスで拘束されていることから, 応力の異方性による缶軸方向ひずみへの寄与分は絞り加工ほど大きくないと考え, 本報では $\beta = 0.1$ とした。微分方程式の解 $\sigma_{l\alpha}$ に対し, $\Delta\varepsilon_{l\alpha}$ に相当する応力増分を加えたものを最終的な缶軸方向引張応力の解とした。

一例として, 供試材 No.1 における $\sigma_{l\alpha}$ の計算結果を **Fig. 11** に示す。なお同図では缶壁破断強度 $\sigma_{plane\alpha}$ の値も併せて示している。 $\sigma_{plane\alpha}$ は平面ひずみ状態を仮定し, 桑原ら⁸⁾の方法を参考に単軸引張における耐力, すなわち相当応力 $\sigma_{eq\alpha}$ (前述の通り, 本報では破断強度とみなす) と 2 伸缶の r 値から算出した。

$$\begin{aligned} \sigma_{plane\alpha} &= \sqrt{\frac{r_{\theta\alpha} + r_{l\alpha}B^2 + r_{l\alpha}r_{\theta\alpha}(1-B)^2}{r_{l\alpha}(1+r_{l\alpha})}} \cdot \sigma_{eq\alpha} \\ B &= \frac{r_{\theta\alpha}}{1+r_{\theta\alpha}} \end{aligned} \quad (17)$$

また, **Fig. 11** 中の白丸は工程缶作製条件における破断が発生した 3 伸缶高さ 22 mm 位置に相当する “真の加工率” である。同図より, 3 伸しごき加工率が大きくなるにつれて $\sigma_{l\alpha}$ も大きくなること, および角度ごとで真の加工率や応力状態が異なる

Fig. 10 Schematic of stress state in ironing cross section.

Fig. 11 Calculation result of can axial tensile stress (sample No.1).

ることがわかる。

Fig. 11において、 σ_{la} が $\sigma_{plane\alpha}$ を超えたときに破断が生じるとし、それより加工率が低い側における両者の差の割合を応力の余裕度 (Margin of stress) と定義した。

$$\text{Margin of stress} = \left(1 - \frac{\sigma_{la}}{\sigma_{plane\alpha}}\right) \times 100 [\%] \quad (18)$$

工程缶作製条件における、3伸加工時の応力の余裕度をFig. 12に示す。ここで同図および後述のFig. 13においては、3伸缶高さ22 mm位置における“真の加工率” (Fig. 11中の白丸を参照) での応力の余裕度をプロットしている。供試材No.1, 2は $\alpha=22.5^\circ$ で、No.3は $\alpha=45^\circ$ で余裕度が最小となった。これより、総じて $\alpha=22.5^\circ$ 付近で破断が生じやすいと解釈することができ、前述のしごき加工破断試験結果、すなわち $\alpha=10\sim20^\circ$ 付近で破断しやすいことと傾向がおおむね一致した。また、 $\alpha=22.5^\circ$ における余裕度はNo.3, 1, 2の順に大きい値であり、これを破断の発生しにくさと考え、こちらも前述の破断試験結果と一致した。総じて、缶壁のr値の異方性が小さいほど、応力の余裕度の異方性が小さい且つ $\alpha=0\sim22.5^\circ$ の絶対値が大きい傾向であった。

なお比較として、過去に福井⁵⁾、岡本⁶⁾が用いたr値を考慮しない形の式、すなわち $r_{la}=r_{\theta\alpha}=1$ として同様の計算を行った結果をFig. 13に示す。同図のように、角度ごとおよび材料ごとで見ても差異がほとんどないという結果となった。以上の結果から、応力の余裕度、すなわち破断のしにくさの異方性に対しては特にr値の影響が大きく、r値の異方性を小さくすれば $\alpha=22.5^\circ$ の破断限界が上がる方向になると考えられる。

3104アルミニウム合金硬質材のしごき加工性に及ぼす塑性異方性の影響をまとめるとつぎのようになる。すなわち、r値の異方性によって $0\sim22.5^\circ$ の缶軸方向ひずみが大きくなり、n値および耐力の異方性によって 22.5° 付近の破断強度が最小となる。これらの影響により、しごき加工時に 22.5° 付近で破断が生じやすいと考えられる。なお、今回用いた供試材は耐力、r値およびn値が全て異なる材料の比較評価であり、これらパラメータの絶対値および異方性が単独でしごき加工性に及ぼす定量的な影響度については明確でないことから、今後の課題としたい。

5. 結 言

飲料用アルミニウム缶の缶胴材として用いられる3104アルミニウム合金硬質材を供試材として、しごき加工性に及ぼす塑性異方性の影響を調査し、以下の知見を得た。

(1) 絞り、しごき加工により、r値とn値の異方性の大きさが変化する。

(2) しごき加工時の破断は、特定の缶周方向角度 (圧延方

Fig. 12 Margin of stress (present theory).

Fig. 13 Margin of stress (calculated with Fukui's or Okamoto's theory, i.e. $r_{la}=r_{\theta\alpha}=1$).

向の側壁を 0° とした場合、 $10\sim20^\circ$) で発生する。

(3) 缶壁のr値の缶周方向における異方性が小さい材料ほど、しごき加工時の破断が少ない。

(4) 缶壁のr値、n値の異方性を考慮したしごき加工の理論解析を行ったところ、破断に至るまでの応力の余裕度は缶周方向角度 22.5° で最小となり、これはしごき加工破断試験結果と対応する。

(5) 応力の余裕度、すなわち破断のしにくさの異方性に対しては特にr値の影響が大きく、r値の異方性を小さくすれば 22.5° の破断限界が上がる方向となる。

参 考 文 献

- 1) 碓井栄喜, 稲葉 隆: 軽金属, **34** (1984), 317-324.
- 2) 土田 信, 伊藤清文: 住友軽金属技報, **49** (2008), 65-71.
- 3) 阿部英夫, 北村邦雄, 中川吉左衛門, 久々湊英雄: 川崎製鉄技報, **8-1** (1976), 42-59.
- 4) 大矢根守哉, 小坂田宏造, 田村今男, 戸澤康壽, 平井恒夫, 三浦 精: 塑性加工学, コロナ社, (1980), 236-250.
- 5) 福井伸二: 塑性と加工, **12** (1971), 701-709.
- 6) 岡本正司, 土田 信: 住友軽金属技報, **20**, No.1, No.2 (1979), 23-29.
- 7) J.W. Yoon, R.E. Dick and F. Barlat: Int. J. Plast., **27** (2011), 1165-1184.
- 8) 桑原利彦, 池田 聡: 鉄と鋼, **88** (2002), 334-339.