

Ti-6Al-4V 合金板の冷間プレス成形法の開発

東京都立産業技術研究センター 開発本部 物理応用技術部 機械技術グループ

主任研究員 奥出 裕亮

(2019年度 奨励研究助成 (若手研究者枠) AF-2019041-C2)

キーワード：板材成形，冷間プレス成形，プレスモーション，Ti-6Al-4V 合金板，絞りしごき加工

1. 研究の目的と背景

航空宇宙分野では、Ti-6Al-4V 合金は、航空機エンジン用ならびに機体用素材として活発に適用されている¹⁾。また、近年自動車エンジン部品、オートバイ排気系部品としての用途も広がりつつある²⁾。しかしながら、冷間における延性が乏しく、プレス成形等の塑性加工においては延性が向上する 700~900 °C 程度の温度領域で成形が行われるのが一般的である。そのため、プレス成形では、短時間で Ti-6Al-4V 合金板を所望の加工温度に加熱可能なホットスタンピング法が開発^{3)~5)}されている。ホットスタンピング法は、特に 800~900 °C の温度範囲での成形に適用されている⁶⁾。また、Ti-6Al-4V 合金板のインクリメンタルフォーミングにおいては、必要とする塑性変形進行域において加熱を行い、成形が終了した領域は温度を下げることで望ましい観点から、高周波誘導コイルを用いた局所加熱によって成形域を所望の加工温度として 700 °C 近傍で成形する手法が開発され、Ti-6Al-4V 合金板に大変形を与える成形を実現している^{7)~9)}。また、Ti-6Al-4V 合金板の 400 °C の成形温度で絞り比 (Drawing ratio, DR) = 1.8 の円筒絞りを達成している¹⁰⁾。一方で、Ti-6Al-4V 合金板の温間、熱間成形においては、近年有限要素解析も適用され始めている。フローフォーミングにおいて、シングルローラー、3 ローラー、ウェッジローラーの 3 つの異なるローラー配置によるフローフォーミングプロセスがモデル化され、ロールの送り速度や減肉率等のパラメータとフローフォーミングにおける成形性を相関させる試みが行われている¹¹⁾。また、プレス成形では、有限要素解析を併用した成形工具設計の試みにおいて、成形時の形状誤差を低減させるための成形工程の最適化、低コスト化について論じられている¹²⁾。

一方で、Ti-6Al-4V 合金板の常温での成形における研究例は、常温での成形限界の決定や曲げ成形性の測定^{13),14)}、または、常温での磁気パルスパルジ成形が試みられており、成形限界が向上する結果を得ている¹⁵⁾、等の成形としての報告が少ない。しかしながら、常温~温間 (24~300 °C) での成形は、生産時の低コスト化、量産性向上などのメリットが考えられ、冷間成形に取り組む前に、Ti-6Al-4V 合金の温間プレス成形において、成形性向上技術として着目、適用されているプレスモーション^{15),16)}を活用することで、筆者らは、低延性の条件下においても成形可能となる手法を開発した。開発した手法では、低延性の材料において薄肉化の進行を促す一つの要因となるしわ抑え力に着目し、材料に変形を付与する際には、しわ抑え力を負荷しない状態で成形する発想に至った^{17),18)}。具体的には、従来のプ

レスモーションと異なり、パンチとしわ抑え板の稼働をそれぞれ独立して行い、しわ抑え力を負荷しない状態でパンチを稼働する工程と、瞬間的に材料にしわ抑え力のみを負荷する工程に分離し、それぞれの工程を交互に行う逐次成形法を開発した。さらに、逐次成形法では、フランジ部の厚肉化が顕著に生じるため、厚肉化を抑制するために、絞り成形を逐次成形後に実施することで厚肉化を回避する手法を開発した^{19),20)}。

本研究では Ti-6Al-4V 合金の温間逐次成形から得られた知見を発展して、Ti-6Al-4V 合金板の冷間絞りしごき成形に適用し、有限要素解析と実験により常温における成形法の効果を実証した。

2. 冷間絞りしごき成形実験条件および結果

2・1 供試材および試験装置

Ti-6Al-4V 合金板の冷間成形における円筒深絞り成形性を評価するために、一般的な一定しわ抑え力 (Blank Holding Force, BHF) を負荷する円筒深絞りを最初に行った。Ti-6Al-4V 合金板 (板厚 $t_0 = 0.5$ mm, $\phi = 60$ mm) を用いた。後述の絞りしごき成形と同条件で評価するために、フランジ部の摺動補助を目的として、成形前のブランクには、大気炉において 500 °C で 2 時間保持することで表面に 3000 Å 程度の酸化被膜を生成した。試験機にはエリクセン試験機 (Erichsen 社製, 140 - 40 型) を用いた。図 1 に、円筒深絞り成形の模式図を、表 1 に、本実験に使用した成形部の寸法を示す。ダイス材質は SKH51 (JIS) とし、ダイス内径 $D_d = 33.8$ mm, ダイス肩半径 $R_d = 3.0$ mm と $D_d = 34.0$ mm, $R_d = 3.0$ mm の 2 種類を用いた。この場合、絞り比 DR は 1.85 となる。図 2 の絞りしごき成形模式図に示すように、板材から絞り成形を行う際のクリアランス t' を初期板厚 t_0 以下に設定することでカップの成形と同時に肉厚をしごく工程を行う絞りしごき成形を対象に、これらの絞りダイスにおいて公称しごき率は $D_d = 33.8$ mm (公称しごき率 $(t_0 - t') / t_0 \times 100 = 20$ %), 34.0 mm (公称しごき率 0%) を採用して試験を行った。

2・2 試験結果

試験温度は金型およびブランクを常温 (24 °C) として試験を行った。パンチ速度は 60 mm/min とし、一定しわ抑え力は 4 kN で負荷した。ブランクと金型間は無潤滑で円筒深絞り成形を行った。図 3 に、円筒絞り実験結果として実験後のカップ写真を、図 4 に、パンチ荷重-パンチストローク曲線を示す。 $D_d = 33.8$ および 34.0 mm の金型どち

らの条件においてもパンチ肩部で破断した。 $D_d = 33.8$ と 34.0 mm を比較すると、 $D_d = 33.8$ mm は公称しごき率が 20% であり、パンチ肩部の終端近辺からしごき成形に移行するため、 $D_d = 34.0$ mm に比べて破断に至るまでのパンチストロークの 3.5 mm 程度の低減が確認できる。破断するまでのパンチストロークには差が生じるが、どちらのダイス内径においても一定しわ抑え力を負荷した状態での絞りしごき成形は困難であることを確認した。

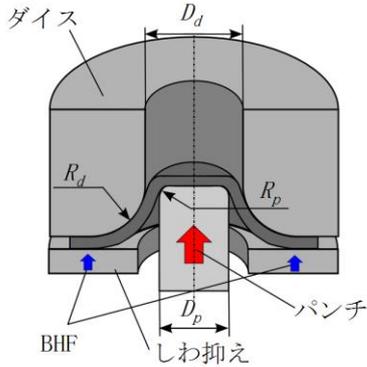


図1 円筒深絞り成形模式図

表1 円筒深絞り成形部の寸法

ダイス	直径: D_d	33.8, 34.0 mm
	肩半径: R_d	3.0 mm
パンチ	直径: D_p	33.0 mm
	肩半径: R_p	5.0 mm

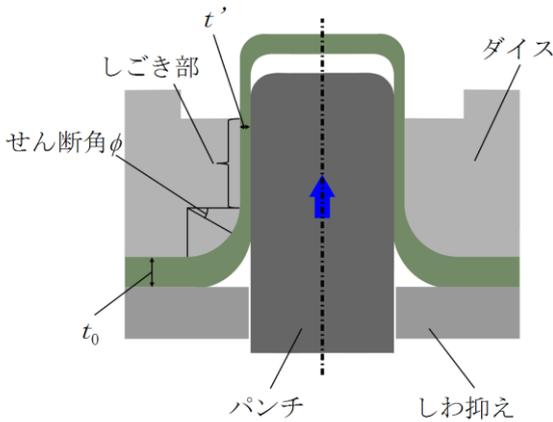


図2 絞りしごき成形模式図

条件	D_d /mm	
	33.8	34.0
写真		
	パンチ肩部で破断	パンチ肩部で破断

図3 実験後のブランク写真

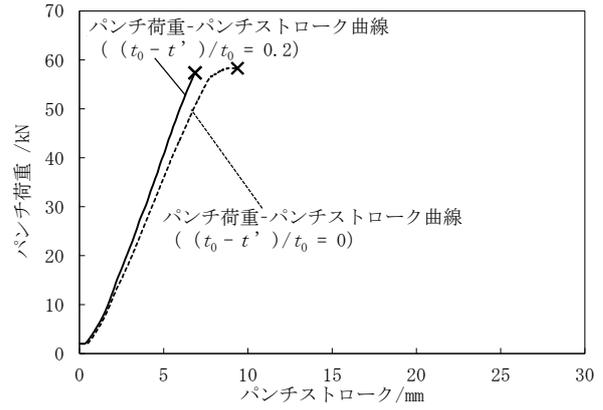


図4 パンチ荷重-パンチストローク曲線

3. 冷間絞りしごき成形シミュレーション条件および結果

前章で一定しわ抑え力を負荷した状態での絞りしごき成形が困難であることを確認したため、筆者らが Ti-6Al-4V 合金板の温間プレス用に開発した逐次成形を Ti-6Al-4V 合金板の冷間絞りしごき成形に適用した。本章では、逐次成形を適用した冷間絞りしごき成形の有限要素解析を行い、逐次成形の効果の解明を行った。

3・1 逐次プレス成形法²¹⁾

パンチ肩部での減肉を抑制した状態でプレス成形を実施するために、①パンチモーション工程と②しわ抑え力負荷工程の2工程に独立させた。図5に、開発した逐次成形工程概念図を示す。①パンチモーション工程では、しわ抑え力を負荷しない状態で、パンチのみをパンチ速度 S_{pi} 、パンチストローク P_{si} で変位させる。本工程において、しわ抑え力を負荷しない状態 ($BHF_i = 0$ kN) ではあるが、しわ抑えとダイスに接触して反力を受けながらブランクは金型に流入する。②しわ抑え力負荷工程では、パンチモーションを止めた状態で衝撃的に通常のしわ抑え力の10倍程度のしわ抑え力 BHF_i をブランクに負荷することで、①パンチモーション工程で生じるしわ、もしくはしわの前段階となる縮みフランジによりブランクのフランジに生じる圧縮応力の集中を抑制する工程となる。①と②の工程を交互に繰り返して行うことで、金型に沿った形状を材料に付与し、パンチ肩部での破断を抑制した状態でのプレス成形が可能となる。

3・2 有限要素解析条件

汎用動的陽解法解析コード LS-DYNA3D を有限要素解析に用いた。図6に解析モデルの模式図を示す。解析モデルの寸法は、表1中に示される実験と同様に、ダイス内径 $D_d = 33.8$ mm、ダイス肩半径 $R_d = 3.0$ mm を用いた。また、パンチ直径 $D_p = 33.0$ mm、パンチ肩半径 5.0 mm のパンチを用いた。解析モデルは、ブランクを弾塑性体ソリッド要素(板厚方向の要素分割数: 2, 6面体8接点要素)、金型を剛体ソリッド要素とし、それぞれを境界条件のないフルモデルで構築した。また、ブランクは Lankford 値(r 値)に基

づく異方性を考慮した。

供試材は板厚 $t_0 = 0.5 \text{ mm}$ 、直径は $\phi = 60 \text{ mm}$ ($DR = 1.85$) とした。初期温度は実験と同様に常温 ($24 \text{ }^\circ\text{C}$) を想定し、供試材は以下の Swift の硬化則を適用した。

$$\sigma = C \bar{\epsilon}_p^n \quad (1)$$

ここで、 C は塑性係数、 $\bar{\epsilon}_p$ は相当塑性ひずみ、および n は加工硬化指数である。材料特性値は表 2 に示す $24 \text{ }^\circ\text{C}$ の Ti-6Al-4V 合金板の引張試験から得られた C 値、 n 値および Lankford 値を適用した。供試材と金型との摩擦係数は前処理なしのブランクを適用した場合を $0.1^{21)}$ とした。一方で、摺動補助を目的として大気炉において $500 \text{ }^\circ\text{C}$ で 2 時間保持することで表面に 3000 \AA 程度の酸化被膜を生成したブランクを適用した場合は 0.05 と設定した。

解析条件は、 $P_{si} = 0.4 \text{ mm}$ 、 $BHF_i = 50 \text{ kN}$ として、有限要素解析を行った。

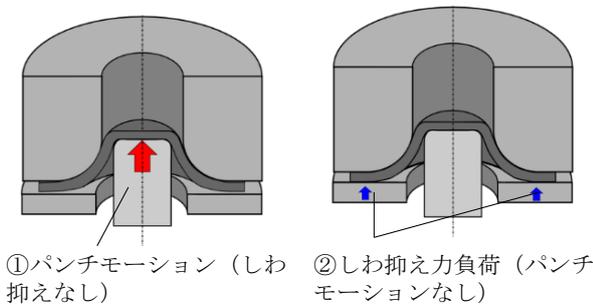
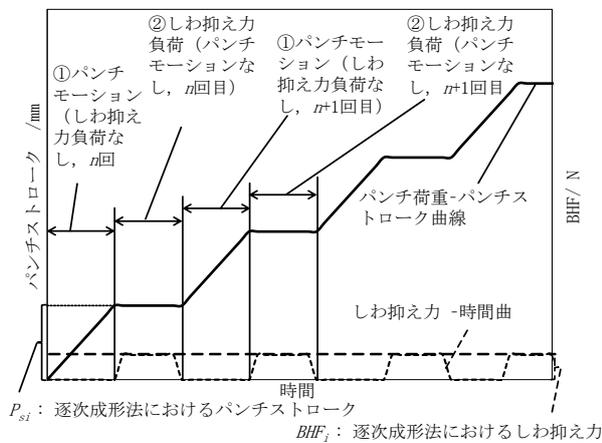


図 5 逐次成形概念図

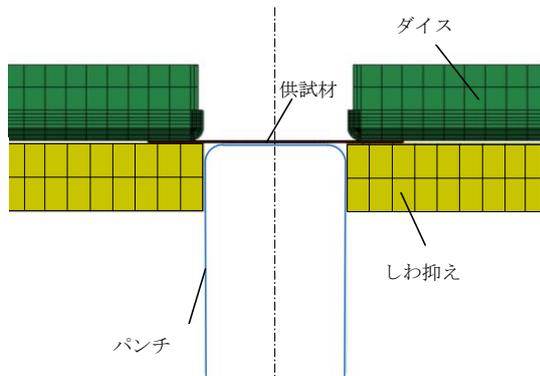


図 6 絞りしごき成形模式図

表 2 解析に使用した材料特性値

密度 / $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$	4.51×10^3	
縦弾性係数 /GPa	106	
C value* /MPa	4500	
C_0 value* /MPa	4500	
C_{45} value* /MPa	4467	
C_{90} value* /MPa	4484	
n value*	0.20	
n_0 value*	0.20	
n_{45} value*	0.23	
n_{90} value*	0.22	
ランクフォード値	r_0	4.2
	r_{45}	2.5
	r_{90}	2.8

図 7 に前処理なしのブランクを適用した場合を想定した解析結果として、相当塑性ひずみでモデルを表記したものを示す。結果から、パンチ肩部に相当塑性ひずみが集中していることが確認でき、破断発生を予測させる結果となっている。一方で、図 8 に大気炉において $500 \text{ }^\circ\text{C}$ で 2 時間保持することで表面に 3000 \AA 程度の酸化被膜を生成したブランクを適用した場合を想定して、金型とブランクの摩擦係数を 0.05 と設定した解析結果を示す。本解析では、図 7 に示されるようなパンチ肩部に相当塑性ひずみが集中することなくカップが成形されている様子が確認できる。相当塑性ひずみはカップ壁部で集中している結果であるが、これは、カップ壁面でしごき成形が行われていることが理由である。また、解析上では、ダイスとブランク間の摩擦係数を低減していることから、逐次成形において、金型内へのブランクの流入がスムーズに行われた結果、逐次成形の適用により、Ti-6Al-4V 合金板の冷間絞りしごき成形達成の可能性を示唆している。

図 7 と図 8 の比較で示されるように、金型内部での材料流入を制御するために、解析上では摩擦係数の調整で制御し、良好な結果を得た。この理由として、金型内部でのせん断ひずみに着目した。図 9 に Ti-6Al-4V 合金板の冷間絞り成形および絞りしごき成形においてパンチ肩部で破断すると推測される解析条件、絞りしごき成形が達成できると推測される結果について、それぞれの成形カップの横断面におけるせん断ひずみ表記の比較を示す。なお、図 9(a)

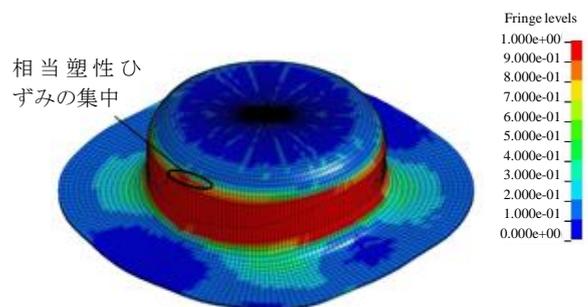


図 7 無潤滑を想定した逐次成形解析結果

(相当塑性ひずみ表記、パンチストローク 14mm)

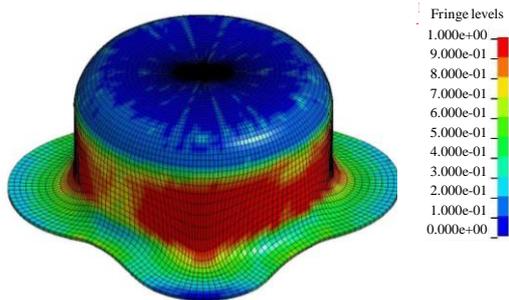
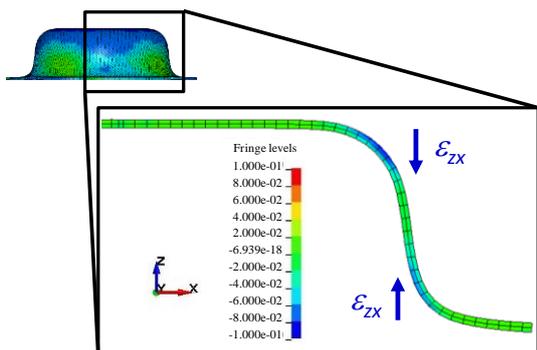
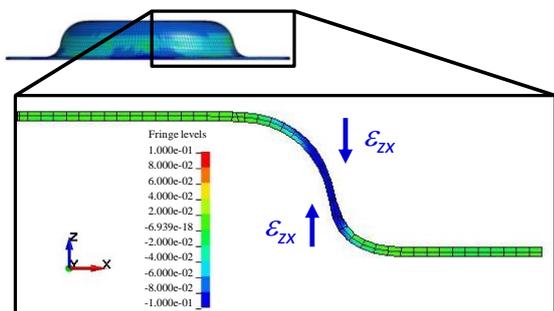


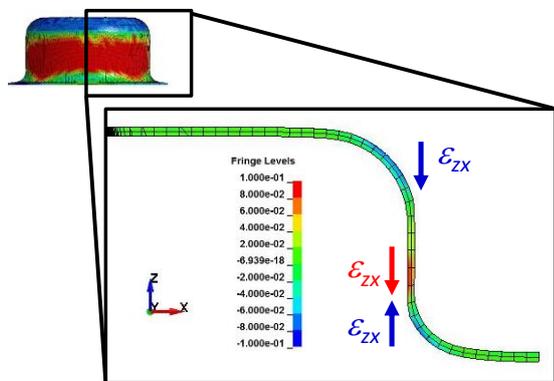
図8 潤滑として酸化被膜を想定した逐次成形解析結果
(相当塑性ひずみ表記, パンチストローク 28mm)



(a) 絞り加工解析結果(パンチストローク 12 mm)



(b) 絞りしごき加工解析結果(無潤滑, パンチストローク
9.5 mm)



(c) 絞りしごき加工解析結果(無潤滑, パンチストローク
24 mm)

図9 逐次成形解析結果 (せん断ひずみ表記)

の冷間絞り成形解析と図 9(b)の冷間絞りしごき成形解析はそれぞれ、破断に至ったと推定される前段階の解析ステップでせん断ひずみを表記した。図中から確認できるように、図 9(a)および(b)では、パンチ肩部とダイス肩部に接触する個所において、図中の時計回り方向が正となるせん断ひずみが生じていることが確認できる。一方で、絞りしごき成形を達成できる可能性を示唆している図 9(c)の結果では、ダイス肩部の終端、すなわちしごき成形が開始される箇所に図中の反時計回り方向が正となるせん断ひずみが生じていることが確認できる。金型内部への材料流入を円滑にすることで、絞りしごき成形が可能となると考えられる。その理由として、解析結果のせん断ひずみの分布から、図 10 の金型内部の材料流入模式図に示すように、絞りしごきでは、しごき部における材料の流入は一定であるが、金型内部への材料流入が増加するほど、パンチへの接触面が増加する。そのため、パンチの変位に伴って、局部的に ECAP(Equal-Channel Angular Pressing)のようにせん断変形が発生すると考えられる

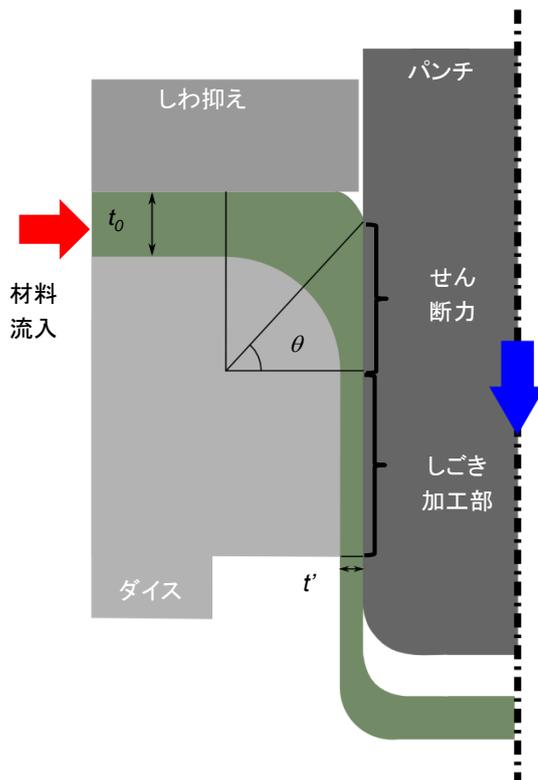


図10 絞りしごき加工における変形形態模式図

4. 冷間逐次成形による絞りしごき成形

前章において、有限要素解析により絞りしごき成形を達成するためには、フランジ部の材料流入をモーション制御と潤滑条件の2つのアプローチから制御することにより、金型内部での材料流入量を円滑にすることが必要である結果を得られた。本章では、冷間逐次絞りしごき成形を行うために、金型内のフランジ部の摺動を補助するための潤滑条件として PTFE (Poly Tetra Fluoro Ethylene) の適

用と成形前に 3000 Å 程度の酸化被膜を生成したブランクに着目して試験を行った。

4・1 金型内の材料流入制御の効果

図 11 に PTFE を固体潤滑として適用し、常温で Ti-6Al-4V 合金板を逐次成形した結果を示す。図 11 の結果はパンチストローク 12 mm 時点で試験機を停止した結果となる。12 mm 程度のパンチストロークで停止した状態においても、パンチ荷重-パンチストローク曲線の推移および成形カップから、4 mm 程度のしごき部が確認できる。そのため、フランジ部の材料流入をモーション制御と潤滑条件の 2 つのアプローチから制御することで、金型内部への材料流入を円滑にすることで、常温で Ti-6Al-4V 合金板の絞りしごきが達成可能であることを示した。

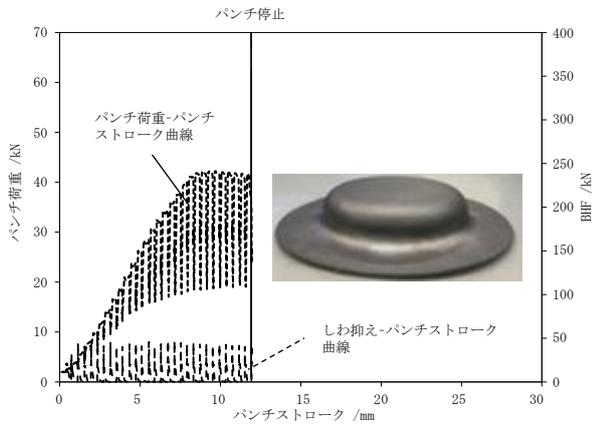


図 11 PTFE を固体潤滑として適用した冷間絞りしごき加工結果

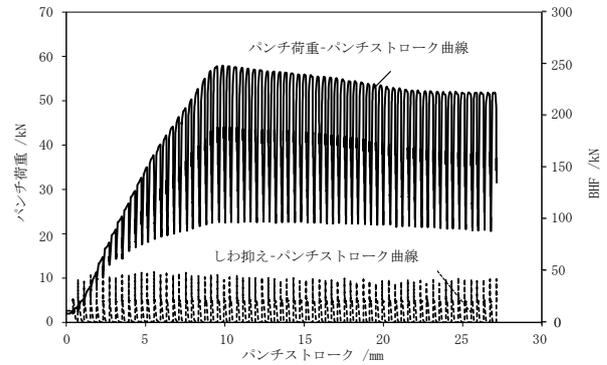
4・2 冷間絞りしごき成形結果

前節の結果から、本提案手法においては、ブランクの端部からダイスの肩部までの箇所での摺動補助が必要である。冷間での絞りしごきを無潤滑で達成するために、摺動補助の効果が存在する大気酸化被膜²²⁾に着目した。大気酸化処理の条件として成形前に 3000 Å 程度の膜厚を有する酸化処理を施したブランクを用いて常温での冷間絞りしごき成形を行った。図 12 にブランクの大気酸化処理として 500 °C で前処理を行い、膜厚 3000 Å 程度の酸化被膜を有する Ti-6Al-4V 合金板の成形結果を示す。冷間での絞りしごき成形に成功し、成形後のカップの肉厚分布においても、金型によるしごきが行われており、成形カップの肉厚が均一となっている結果を得た。

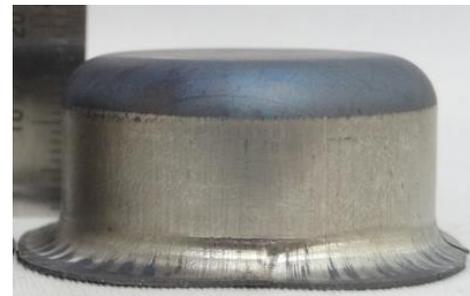
5. まとめ

- 1) 逐次成形の適用により、絞り成形に比べて、Ti-6Al-4V の冷間での成形において、最大パンチ荷重に到達後の割れを生じることなく成形が可能であった。
- 2) 有限要素法を適用したシミュレーションにおいても実験と同様に、逐次成形法の適用でパンチ肩部でのひずみの集中を低減できた。

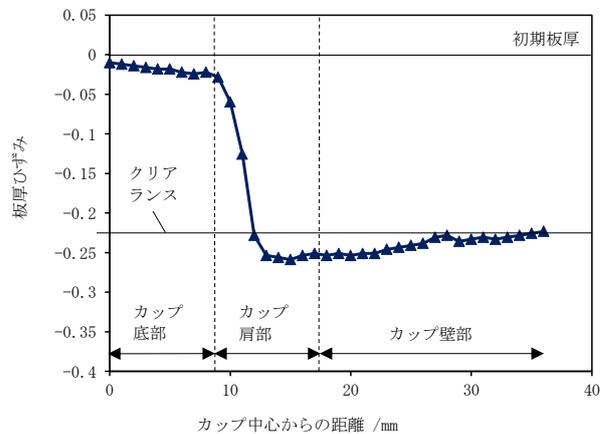
- 3) 開発した冷間絞りしごき成形法によって、通常肉厚低減が顕著に生じるパンチ肩部における肉厚分布の減少が抑制され、成形カップ全体が均一な肉厚となる結果を実験と解析の結果から得た。



(a) パンチ荷重-パンチストローク曲線



(b) 成形カップ写真



(c) 成形カップ板厚ひずみ

図 12 Ti-6Al-4V 合金板の冷間絞りしごき加工結果

参考文献

- 1) Beal, D. J., Boyer, R. and Sanders, D.: ASM Handbook, 14B, Metalworking: Sheet Forming, (2006), 656-669, ASM International.
- 2) Froes, F.H., Friedrich, H., Kiese, J. and Bergoint, D.: The Journal of The Minerals, Metals and Materials Society, 2 (2004), 40-44.

- 3) Maeno, T., Mori, K. and Hamedon, Z. : Proc. 14th Int. Conf. Met. Form., (2012), 287-290.
- 4) 前野智美, 森謙一郎, 中本昌平, 山下裕也, Zamzuri Hamedon: 平成 23 年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2011), 345-346.
- 5) 前野智美, 森謙一郎, 山下裕也: 平成 24 年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2012), 67-68.
- 6) Yanagimoto, J. and Izumi, R. : J. Mater. Process. Technol., 209 (2009), 3060-3068.
- 7) 鈴木信行, 佐野利幸: 第 61 回塑性加工連合講演会, (2010), 115-116.
- 8) 鈴木信行, 佐野利幸: 平成 23 年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2011), 203-204.
- 9) 鈴木信行, 佐野利幸: 塑性と加工, 51-588 (2011), 23-27.
- 10) Kotkunde, N., Deole, D. A., Gupta, K. A., Singh, K. S. and Aditya, B. : Mater. Des., 60 (2014), 540-547.
- 11) Singh, A.K., Kumar, A., Narasimhana, K. and Singh, R. : J. Mater. Process. Technol., 292 (2021), DOI:10.1016/j.jmatprotec.2021.117060.
- 12) Odenberger, E.-L., Oldenburg, M., Thilderkvist, P., Stoehr, T., Lechler, J. and Merklein, M. : J. Mater. Process. Technol., 211 (2011), 1324-1335.
- 13) Okude, Y., Saito, Y. and Iwaoka, T. : Proc. Manuf., 15 (2018), 931-939.
- 14) Badr, M. O., Rolfe, B., Hodgson, P. and Weiss, M. : Mater. Des., 66 (2015), 618-626.
- 15) Li, F., Mo, J., Li, J., Huang, L. and Zhou, H. : Mater. Des., 52 (2013), 337-344.
- 16) 玉井良清, 山崎雄司, 吉武明英, 井村隆昭: 塑性と加工, 51-592 (2010), 450-454.
- 17) Osakada, K., Mori, K., Altan, T. and Groche, P. : CIRP Ann., 60-2 (2011), 651-672.
- 18) 奥出裕亮, 岩岡 拓, 中村 勲: 第 69 回塑性加工連合講演会, (2018), 107-108.
- 19) 奥出裕亮, 岩岡 拓, 中村 勲: 第 135 回軽金属学会秋季講演会講演論文集, (2018), 335-336.
- 20) 奥出裕亮, 岩岡 拓, 中村 勲, 片桐 嵩: 塑性と加工, 60-705 (2019), 295-300.
- 21) 奥出裕亮, 岩岡 拓, 中村 勲, 片桐 嵩: 塑性と加工, 61-714 (2020), 159-164.
- 22) Okude, Y., Iwaoka, T. and Nakamura, I. : Proc. Adv. Mat. Proc. Technol., DOI:10.1080/2374068X.2020.1793272.