アルミナ分散強化銅の高性能コンパクト熱交換器用 プレートフィン加工性シミュレーション解析と 加工試験

石山新太郎¹ 武藤 康¹ 西井 崇² 笠羽道博²

¹日本原子力研究所

²石川島播磨重工業株式会社

J. Japan Inst. Metals, Vol. 65, No. 6 (2001), pp. 524-533

© 2001 The Japan Institute of Metals

Computer Simulation Analysis on the Machinability of Alumina Dispersion Enforced Copper Alloy for High Performance Compact Heat Exchanger

Shintaro Ishiyama¹, Yasushi Muto¹, Takashi Nishii² and Michihiro Kasaba²

¹Japan Atomic Energy Research Institute, Department of nuclear Heat Utilization Technologies,

Ibaraki-ken Higashi Ibaraki-gun 311-1394

²Ishikawashima Harima Heavy Industry Corporation, Yokohama 235-001

Feasibility study on a HTGR-GT (High Temperature Gas cooled Reactor-Gas Turbine) system is examining the application of the high strength/ high thermal conductivity alumina dispersed copper (AL-25) in the ultra-fine rectangle plate fin of the recuperator for the system.

However, it is very difficult to manufacture a ultra-fine fin by large-scale plastic deformation from the hard and brittle AL-25 foil.

Therefore, in present study, to establish the fine fin manufacturing technology of the AL-25 foil, it did the processing simulation of the fine fin first by the large-scale elasto-plastic finite element analysis(FEM) and it estimated a forming limit.

Next, it experimentally made the manufacturing equipment where it is possible to do new processing using these analytical results, and it implemented a manufacturing experiment on the AL-25 foil.

With these results, the following conclusion was obtained.

(1) It did the processing simulation to manufacture a fine rectangle fin (fin height × pitch × thickness, 3 mm × 4 mm × 0.156 mm) from AL-25 foil (Thickness = 0.156 mm) by the large-scale elasto-plastic FEM using the double action processing method. As a result, the manufacturing of a fine rectangle fin found a possible thing in the following condition by the double action processing method. It made that 0.8 mm and 0.25 mm were a best value respectively in the *R* part and the clearance between dies by making double action processing examination equipment experimentally and implementing a manufacturing examination using this equipment.

(2) It succeeded in the manufacturing of the fine fin that the height × pitch × thickness is 3 mm × 4 mm × (0.156 mm ± 0.001 mm) after implementing a fine rectangle fin manufacturing examination from the AL-25 foil.

(3) The change of the process of the deformation and the thickness by the processing of the AL-25 foil which was estimated by the large-scale elasto-plastic FEM showed the result of the processing experiment and good agreement.

This way of analyzing made an effective thing clear as the processing estimation of the manufacturing practicalizing of the fine fin of the difficulty process-ability material by the double action processing method from this study.

(Received April 13, 2001; Accepted May 1, 2001)

Keywords: HTGR-GT, recuperator, alumina dispersed copper, finite element method, double action type plate fin processing, fine rectangle fin

1. は じ め に

現在, 日本原子力研究所(以下, 原研)では, 原子炉からの高温熱の利用拡大を図るため, 原子炉出口ガス温度の極めて高い黒鉛減速ヘリウム冷却型の高温工学試験研究炉(High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR)); 最高炉出力 30 MWt, 最高出口ガス温度950°C)を茨城県大洗町に建設し, 1998年11月に原子炉の初臨界を達成して以降, 現在までに高出力運転試験を実施している^{1,2)}.

一方, これと平行して, 1996年度以降高温ガス炉での高効率高温発電システムのフィージビリティスタディを実施している³⁻⁵⁾. このシステムの概念検討において, システム全体の発電効率を最も左右する要素機器としてターボ機器ならびに再生熱交換器が挙げられ, 本フィージビリティスタディでは, これら基盤技術的な要素機器の開発/検討も同時に進めているところである^{6,7)}.

その中で再生熱交換器においては, Ref. (6)における概念検討において超細密オフセットフィン型熱交換器を適用することで約50%の極めて高いシステム熱効率が設定されてい

る．さらに，ここでは再生熱交換器を高性能化するためのフィン材質の検討も行われ，高熱伝導率・高強度のアルミナ分散銅製フィン加工材の採用による高性能化が期待されている⁶⁾．

一方，プレートフィンをプレス加工によって成形する場合，フィンの形状により素材は曲げ変形や絞り変形を受けるので，素材がこれらの変形を受けながら所定の形状まで成形できるかを判断するには，加工方法，加工条件，材料特性値等に関する詳細な検討が必要である⁸⁾．高温発電システムの再生熱交換器のフィン部板厚は約 0.15 mm の薄板である必要があることから，銅母材中に微細で硬いアルミナセラミックスを分散させた硬く脆いアルミナ分散銅材は難加工性材料であり，そのため本材料の薄厚板の強加工については加工経験が全くなく，極めて高度の加工技術が要求される．

そのため本研究では，アルミナ分散銅薄板から細密ストレートフィンを折るため新たにダブルアクション折り法を考案し，大変形弾塑性加工解析を行いながら最適加工条件を設定しつつ，実際にこれらの解析に基づき設計したフィン折り試験装置を試作/運転することによりアルミナ分散銅薄板からのフィン折り加工試験を実施した．

本論文では，これまで加工経験のないアルミナ分散強化銅について，シート薄材から目的フィン形状へ加工する過程の大変形弾塑性有限要素解析によるプレートフィンの目的形状への成形可能性に関する検討結果ならびに本加工実験の詳細について報告を行う．

本報は，科学技術庁から日本原子力研究所への委託により，1999年度に実施された電源特会「核熱利用システムの技術開発」の「高温発電システム」の成果である．

2. 実験方法

2.1 強度試験

後述する加工解析においては加工モデルとしてアルミナ分散銅薄板の応力-ひずみ曲線，縦弾性率，降伏応力ならびに破断ひずみの材料データベースが必要となる．そのため，加工試験と同じアルミナ分散銅薄シートから切り出した薄板試験片を用いた引張り試験を実施した．

2.1.1 供試材と試験片

供試材は，日立電線株式会社製アルミナ分散銅 AL-25 の薄シート（厚み， t 0.156 mm）である．本材料は無酸素銅材中にアルミナセラミックスを 25 mass% 加えたもので，AL-25 の代表的な材料の機械的特性を Table 1 に示す．引張り試験片形状は JIS Z2201 に準拠したケージ部長さ×幅×厚さ = 50 mm×12.5 mm×0.156 mm のものを製作した．ただし，応力-歪み曲線をより正確に得るため，試験片つば部間の寸法を変更したため，全長が標準試験片よりいささか長くなっている．Fig. 1 に試験片形状を示す．なお，試験片板厚が非常に薄いため，試験片つかみ部に補強板をスポット溶接により取り付けることにより補強した．

2.1.2 試験条件

引張試験は，荷重容量 100 kN の引張試験機（島津製作所製オートグラフ DSC-10T）を用いて JIS Z2241 に準拠して

Table 1 Typical mechanical properties of AL-25 material obtained by the thin foil (Thickness = t 0.156 mm).

0.2% proof strength (MPa)	437~439
Fracture strength (MPa)	491~494
Fracture strain (%)	9.8~12.0
Young's modulus (GPa)	133~134
Poisson ratio	0.343
Uniform elongation (%)	7.8~8.3
Density (kg/m ³)	8860

Fig. 1 Tensile specimen cut from AL-25 thin foil.

実施した．変位は，試験片つば部に固定したショルダーと連動する差動トランス式伸び計により計測し，荷重はロードセルにより測定した．また，縦弾性率を求めるため試験片平行部中央の表裏にひずみゲージを貼付し，試験中のひずみを計測した．試験は，室温大気中で実施した．

2.2 フィン折り加工試験

2.2.1 加工試験片

供試材は，上述の AL-25 であり，厚さ 0.156 mm の薄板母材からカッターにより厚み×幅×長さがそれぞれ t 0.156 mm×30 mm×180 mm の試験片を 3 枚切り出した．

2.2.2 フィン折り装置ならびに加工手順

通常のフィン加工においては，単純曲げ加工だけでフィン形状に加工されることはなく，張力を受けながらの曲げ加工や曲げ・曲げ戻し加工などの複雑な加工工程を経てフィン形状に加工される．硬く脆い AL-50 極薄板を加工する場合，張力を受けながらの曲げ加工では，材料にとっては厳しい変形となり破断を招く恐れが有ることから，本研究では後述するダブルアクション加工法を採用した．本加工法の特徴は，片側材料流入を拘束せずに，材料に張力が負荷するのを極力

抑えることにより、板厚減少を抑制して割れを防止するところにある。

Fig. 2 にダブルアクション試験機を示す。本機には①下固定ダイス、②上固定ダイス、③下可動ダイス、④上可動ダイスの4個のダイスが組み込まれている。

上部ダイスの形状・寸法を Fig. 3 に示す。下可動ダイスは下可動プレート、上可動ダイスは上可動プレートに固定されており、上可動プレートは試験機内蔵の上油圧シリンダーで、下可動プレートは試験機内蔵の下油圧シリンダーにより4本のガイドポストに導かれて上下に駆動される。上下可動

Fig. 2 Double action type fin process device.

ダイス変位の計測は CDP-25 (東京測器研究所製)、上下可動ダイス荷重の計測は PG-200KU (共和電業社製) をそれぞれ2台ずつを(上下1台ずつ)用いて行った。

本ダブルアクション試験機を用いたフィン折り加工試験手順を下記に示す。

(1) ダブルアクション試験機の設置

ダブルアクション試験機を材料試験機のヘッド(ポルスタ)上に設置する。

(2) 試験機の初期設定

ダイス間隔調整ノブを回して上下ダイス間を成型後の試験材が通過可能な間隔(4~8 mm 程度)に調整する。

(3) 試験材のセット

① 予め試験片の表裏に潤滑油を塗布し、試験機入側よりガイドに沿って挿入する。

② 材料試験機ラムを駆動して、試験片を上下固定ダイスで固定する。

(4) ダブルアクション折り加工

① 下油シリンダに油圧を負荷して下可動ダイスを上昇させ、試験片を折り曲げる。

② 下油圧シリンダの油圧力を保持したまま上油圧シリンダに油圧を負荷して上可動ダイスを降下させて試験片を折り曲げる。

③ 上油圧シリンダ、下油圧シリンダの順に除荷し、上可動ダイスを上昇、下可動ダイスを降下させる。

④ 材料試験機を除荷し、上下固定ダイス間隔を(2)で設定した値近傍になるまで試験機ラムを上昇させる。

Fig. 3 Design of upper dies of double action type fin process device.

Fig. 4 Concept of double action type fin process.

⑤ 試験片を移動させ、次の加工位置を定める。

⑥ 試験片の加工位置を確認した後、材料試験機ラムを駆動し、試験片を上下固定ダイスで固定する。

以降(4)の手順を繰り返す。加工後のフィン高さ×幅は3 mm×3 mm 程度、折り数は10山程度とした。Fig. 4 に上記(4)折り加工行程の概念を示す。

なお、(3)に使用した潤滑油は焼結銅合金の成形に実績があり、サルファ系極圧剤が添加されているダイブル CD-600P 改(大同科学工業㈱製)である。

また、加工試験中には(i)パンチストロークと荷重の計測、加工後では(ii)加工後計測を以下の要領で行った。

(i) パンチストロークと荷重の計測

パンチストローク変位として上下可動ダイスの変位変化、負荷荷重変化として上下油圧シリンダの油圧力変化の時系列計測を行った。

(ii) 加工後計測

加工後の試験片の割れや破断状況の光学観察、板厚の山形の直辺部と R 部の板厚の測定ならびに、加工後試験片を樹脂に埋め込み、測定断面(板幅中央部)まで研磨した後、デジタルマイクロスコープ(VH-6300, Keyence 社製)の拡大画面上で座標計算により測定した。

Fig. 5 Model of double action type fin process.

3. 解析方法

3.1 加工解析条件

3.1.1 解析手法

目的フィン形状へ加工する過程を大変形弾塑性有限要素法で解析する際、汎用非線形動的構造解析プログラム LS-DYNA3D Ver. 936 の解析コードを用いて解析を行った。解析にはアルミナ分散強化銅の Table 1 に示す材料特性値を用いて行った。また、単軸引張り試験により得られた応力-ひずみの関係は、下記の近似式により与えた。

$$\text{弾性域: } \sigma = E\varepsilon \quad (1)$$

$$\text{塑性域: } \sigma = \sigma_Y + H\varepsilon_P \quad (2)$$

ここで、 σ および σ_Y は応力と降伏応力、 ε , ε_P はそれぞれひずみおよび弾性ひずみであり、 E および H は弾性率および定数である。

3.1.2 モデル形状

解析モデルは、ストレートフィンの断面形状を一部取り出した二次元平面ひずみモデルとした。解析モデルおよび各部寸法を Fig. 5 に示す。

3.1.3 境界条件

境界条件は、

- ① 金型は剛体
- ② 板材 AB 断面の x 軸方向変位を拘束
- ③ 板材 CD 断面は無拘束
- ④ パンチ以外の金型は固定とした。

4. 結果

4.1 引張強度試験

Fig. 6 に代表的な引張り試験を実施した際得られた代表的な引張り応力-ひずみ曲線を示す。この曲線を基に0.2%耐力および縦弾性率を、また破断ひずみは試験前後の測定した標点距離から求めた。Table 1 に合計5本の試験片から得られた各材料特性値を示す。後述の弾塑性解析は、これら値の平均値を用いて実施した。Fig. 7 に試験前後の引張り試験片を

Fig. 6 Stress-strain curve obtained in tensile test of AL-25 thin specimen.

Fig. 7 Photos of fracture specimen after tensile test.

示す。これによると、どの薄板試験片とも正常に試験が行われたことを示している。

4.2 フィン折り試験

4.2.1 フィン折り加工試験条件の最適化

フィン折り加工時の最適条件を選定するため弾塑性解析を実施し、Fig. 5 中の(1)加工試験 R 部および(2)クリアランス(=c)の選定を行った。当初の R および c 設定値はそれぞれ 0.8 mm および 0.3 mm である。

(1) R 部の設定

弾塑性解析により予想される加工後の板厚分布を Fig. 8 に示す。横軸は加工後の板材位置(加工後の板材において出側端部(図の B 点)から長さ方向に測定した距離)、縦軸は加工後の板厚である。これにより、板厚減少量は 0.001 mm (約0.57%)程度であることが予想される。

加工後の板材上下外表面における相当塑性ひずみ分布を Fig. 9 に、板断面内の相当塑性ひずみ分布を Fig. 10 にそれぞれ示す。ただし、Fig. 9 の横軸は加工後の材料位置、縦軸は加工後の相当塑性ひずみ分布である。また、図中 R1~R4 ならびに S1~S4 は、フィン各部における板厚計測位置である。これらの結果、金型 R 部よりも側壁部中央付近の方がひずみが大きいこと、また山形頂上部では0.1%以下、側壁

Fig. 8 Analysis result in thickness of AL-25 thin foil after fin process.

Fig. 9 Analysis result of equivalent plastic strain distribution on the outside and inside of fin foil.

部においても0.2%程度の低ひずみ域があることが分かる。

加工中各過程における変形の様子を Fig. 11 に示す。これにより下可動ダイスが上昇する過程では、上固定ダイスの R 部では曲げ変形、下可動ダイスの材料出側 R 部を通過する材料は曲げ・曲げ戻し変形を受けながら出側側壁部を形成していくことが分かる。同様に上可動ダイスが降下する過程では、下可動ダイスの入側 R 部では曲げ変形、上可動ダイスの R 分を通過する材料は曲げ・曲げ戻し変形を受けながら出側側壁部を形成していくことが分かる。

以上の板厚分布結果よりフィン折り加工における板厚減少量は、上述の引張り強度試験での板厚減少量(破断後の試験片一様変形部を観察した結果 0.01 mm 程度である)より少なく、 R 部寸法をさらに小さくすることも可能と考えられるが、相当塑性ひずみ分布解析の結果、引張り試験における破断ひずみ11.6%(真ひずみで11.0%)に近いひずみ(10.6%)が発生している箇所が見受けられるため、本フィン折り加工試験の R 部寸法は変更せずに 0.8 mm とし、以下クリアランスを調整することにより最適折り加工条件を求めることとし

Fig. 10 Analysis result of equivalent plastic strain distribution on cross-section of fin foil.

た。

(2) クリアランスの設定

当初 Fig. 5 のフィン折り加工のクリアランス c を $c = 2.0$ (~ 0.3 mm) に設定し、フィン折り加工を実施した結果、フィン形状はフィン高さが入側で低くなり、また、入側 2 箇所 の R 部の R が出側 R 部に比べてやや大きかったので、クリアランスを徐々に小さくしてフィン折り加工を実施した。その結果、 $c = 0.25$ mm でフィン高さの不均一がほぼ改善されたので、以降の加工試験ではクリアランスを 0.25 mm とした。

以上の検討の結果、 R 値ならびにクリアランスの最終的な最適値をそれぞれ 0.8 mm および 0.25 mm に決定し、以下の加工試験を実施した。

4.2.2 加工試験中の金型変位と荷重の関係

Fig. 12 に試験片加工時の代表的な上下金型変位と金型荷重の時系列データを示す。ここで、金型荷重 F は、測定した油圧シリンダ圧力 P から、下記の換算式で求めた。

$$F = P \times 9.81 \times 1.13 (= \text{ピストン有効受圧面積})$$

さらに、金型荷重は金型・材料間に作用する正味の加工力以外に金型およびプレートの重量、しゅう動抵抗およびバネ力などの抵抗力を含んでいる。そのため、正味加工力を求めるため Fig. 13 に示す空打ち時の金型変位・荷重曲線を求めた。これによると、加工終了後の上金型の戻り行程における荷重にばらつきがあるものの、加工のためのストローク時にはほぼ等しくなっている。また、下金型については変位 0～

Fig. 11 Deformation process of thin foil under double action type fin processing. (a) Original position, (b) Lower movable dies shifted up to 1.5 mm, (c) Lower movable dies shifted up to 3.0 mm, (d) Lower and upper movable dies shifted up to 3.0 mm and 1.5 mm respectively and (e) Lower and upper movable dies shifted up to 3.0 mm and 3.0 mm respectively.

Fig. 12 Load and displacement curves of dies during double action fin processing.

3 mm の全押し込み行程で荷重は約 270 N で一定となり、上金型の荷重は変位 0 mm 近傍で約 350 N で、その後小さい勾配で変位に比例して増加している。この増加分は繰り返し加工を容易にするため試験機に組み込んだバネのバネ力(バネ定数 $K=0.6 \times 9.81$ [N/mm])によるもので、そこで下記の式により上記金型荷重 F を補正した。

$$F'_{\text{lower}} = F_{\text{lower}} - 270 \text{ [N]} \quad (3)$$

$$F'_{\text{upper}} = F_{\text{upper}} - (350 + 2 \times 0.6 \times 9.81 \times \delta) \text{ [N]} \quad (4)$$

ここで、 F'_{lower} : 補正後の下金型荷重 [N]

F_{lower} : 補正前の下金型荷重 [N]

F'_{upper} : 補正後の上金型荷重 [N]

F_{upper} : 補正前の上金型荷重 [N]

δ : 上金型の変位 [mm]

以上の式により補正した後の変位-荷重曲線を Fig. 14 に示す。図中に Fig. 11 図中(a)~(e)の各加工プロセスに対応する箇所を記載した。これによると、試験機のしゅう動抵抗等は負荷荷重に対して小さくないが、抵抗力の変動が極めて小さく、かつ正味加工力が精度良く加工試験片に伝達されていることが分かる。また、Fig. 11 より上部可動ダイスは、折り曲げ箇所が 2 ケ所あることから下部可動ダイスの加工抗力(図中(b))に対して 2 倍程度の高い値(図中(d))となっていることが分かる。

5. 考 察

5.1 加工方法の検討

本研究での解析では、難加工材 AL-25 のフィン加工に適した加工方法を検討するため、板材がパンチの両側にある上下のダイスに挟まれた状態で、パンチが所定のストロークだけ上昇することによって加工するハット曲げタイプ(加工方法 1)と板材がパンチの片側のみの上下のダイスに挟まれた状態で、まず下側パンチが所定のストロークだけ上昇し、次に下側パンチのそのままの位置で、上側パンチが所定のストロークだけ降下することによって加工するダブルアクション

Fig. 13 Load and displacement curves of dies during double action fin processing without specimen. (a) Load-displacement curve of lower dies without specimen and (b) Load-displacement curve of upper dies without specimen.

Fig. 14 Load modified by eqs. (3) and (4)—displacement curves during fin processing.

Fig. 15 Analysis model of fin processing processes. (a) Hat bending type and (b) double action type.

タイプ(加工法 2)の 2 種類の加工方法について、それぞれ解析を行った。それぞれの加工方法の概念を Fig. 15 に示した。解析対象は、プレートフィンの断面形状を一部取り出した二次元形状とし、平面ひずみ問題として解析を行った。また、加工モデル寸法を 2 種類とし、Table 2 に折りピッチを変えた場合(パターン 1: ピッチ 4 mm, パターン 2: ピッチ 3 mm)の加工モデル各寸法値およびを示した。

加工方法 1 および 2 の加工後の板厚分布を Fig. 16 に示す。これらから、加工法 1 の場合パターン 1 および 2 いずれも最小板厚は同じ(=0.206 mm)であることが分かる。一方、加工法 2 の場合、パターン 1 および 2 で板厚の減少に大きな差は認められず(最小板厚も差は 0.003 mm)、板厚の減少量は加工法 1 に比べて大幅に少なくなっていることが

Table 2 Processing models of hat bending type and double action types.

	l_0	t_0	$d1$	$d2$	c	R	h
Hat 1*	16.0	0.25	4.7	4.0	0.35	0.5	4.0
Hat 2*2	16.0	0.25	3.7	3.0	0.35	0.5	3.0
Double 1*3	19.5	0.25	4.7	4.0	0.35	0.5	4.0
Double 2*4	19.5	0.25	3.7	3.0	0.35	0.5	3.0

* ; Hat bending type pattern 1 with 4 mm pitch

*2 ; Hat bending type pattern 1 with 3 mm pitch

*3 ; Double action type pattern 1 with 4 mm pitch

*4 ; Double action type pattern 1 with 3 mm pitch

Fig. 16 The change in thickness of Al-25 thin foil. (a) processed by hat bending in the condition of 1 and 2 and (b) double action type in the condition of 1 and 2.

分かる。

Fig. 17 に加工法 1 および 2 のパターン 2 における加工後の板材内・外表面に相当塑性ひずみ分布を示す。ここで、横軸は加工前の初期位置における板材各部の座標値、縦軸は加工後の相当塑性ひずみを示す。これによると、加工法 1 の場合最大相当塑性ひずみが 50% を超えており(最大 58.0%)、最小板厚の部分($x=6$ mm)の相当塑性ひずみも 30% を超えている。一方、加工法 2 の場合外表面で 20% を超えている部分(23.7%)もあるが、それ以外の部分は 20% 以下となっていることが分かる。

Fig. 18 および Fig. 11 に加工法 1 および 2 のパターン 2 の場合の変形形状を示す。これによると、加工法 1 ではパンチ部の R 部(2 箇所)、材料入側の上ダイスの R 部でそれぞれ曲げ・曲げ戻し変形を受けることが分かる。

一方、加工法 2 の場合下パンチが上昇する過程でパンチの材料出側 R 部で上パンチが降下する過程で上パンチの R 部でそれぞれ曲げ・曲げ戻し変形を受けることが分かる。また、この変形図では加工後の材料に局所的に板厚が薄くなる、いわゆる局所くびれは発生しておらず、加工が可能なように思われるが、Fig. 17 の相当塑性ひずみ分布では、単軸引張り試験で得られた破断時の相当塑性ひずみ(20.4%)を超えており、今回の条件では破断する可能性が考えられる。

これらの結果から、加工法 1 ではパンチストロークが増していくと材料が流入し、それに伴い材料の多くの部位で曲げ・曲げ戻し変形を部位によって 2 回受ける場合もある。また、材料はパンチの R 部(2 箇所)と材料入側の上ダイスの

Fig. 17 Equivalent strain change of outside and inside AL-25 thin foil under hat bending type processing.

Fig. 18 Conceptual process of hat bending type fin processing.

R 部で同時に曲げ・曲げ戻し変形を受けるので材料拘束が有り厳しい変形となることが分かった. そのため Fig. 16 および 17 に示す通り, 板厚の減少が大きくまた, 相当塑性ひずみも大きくなると考えられる.

加工法 2 では, 材料の移動に伴う曲げ・曲げ戻し変形を受ける部位は, 下パンチが上昇する過程でパンチの材料出側 R 部, 上パンチが降下する過程で上パンチの R 部のそれぞれ 1 ケ所となる. さらに, 加工中のどの時点でも材料流入により片側の材料拘束が緩まる. そのため, Fig. 16(b) および 17(b) に示す通り, 加工法 1 に比べ板厚の減少が小さく, また相当塑性ひずみも小さくなると考えられる.

以上のことから, 2 種類の加工法によって材料が受ける変形は, 単純な曲げ変形ではなく, 曲げ・曲げ戻し変形を伴う複雑な変形であることが分かつとともに, 加工法 1 は加工法 2 に比べ, 材料が受ける変形が厳しい加工法であることから, 本研究では加工法 2 を適用することにした.

5.2 加工後試験片形状

フィン折り加工後の試験片 3 本の外観観察結果およびフィン加工切断面を Fig. 19 に示す. 図中矢印は, 試験片送りだし方向を示している. これによると, フィンの山, 谷, 加工ピッチがいずれの試験片においてもほぼ等しく加工でき,

(a)

(b)

Fig. 19 (a) AL-25 thin foil after double action type processing and cross-section of rectangular plate fin.

各試験片の山谷部において割れや破断が生じていないことが分かる. また, Fig. 19(b) のフィン切断面試験片観察からも, 各フィンの高さおよび山谷間ピッチが約 $3\text{ mm} \times 4\text{ mm}$ に規則的加工がなされていることが分かる. しかしながら, 加工後のフィン流路形状は非対称となった. これは, 主に除荷後のスプリングバックが原因と考えられる.

5.3 大変形弾塑性解析

加工後の板厚分布について解析結果と加工試験の板厚計測結果とを Fig. 8 にあわせて示す. ここで, 横軸は加工後の板材位置(加工後の板材において出側端部(図の B 点)から長さ方向に測定した距離), 縦軸は加工後の板厚である. これによると, 加工フィン各部の解析結果(図中実線)と板厚計測値とには比較的良好一致が得られている. しかしながら, 側面板厚計測値 $S1$ および $S2$ と解析値との間に差異が認められ, 特に初段目のフィン側部板厚 $S1$ は解析値より大きな値を示しているが, 2 段目以降図中破線に示すようにこの差異は小さくかつ解消される傾向を示した. これは, 初段目の加工においては自由端からの影響によるものと考えられ, 以降 n 段目の加工においては $n-1$ 段および $n+1$ 段からの加工

歪み拘束により、解析条件と同様の現象が再現されてくるからと考えられる。

以上の結果、加工実験結果および解析結果のいずれも板厚減少量が数 μm 程度であり、破断せずに加工できるという結果は一致した。

6. 結 言

本研究では、硬く脆いアルミナ分散銅材料 AL-25 を用いて再生熱交換器用矩形型細密プレートフィンの加工技術確立するため、大規模弾塑性有限要素解析によって得られた応力フィン折り加工における成形限界の予測ならびに新しい加工法による加工実験を 0.156 mm の AL-25 薄板を用いて実施した。

その結果、

(1) 難加工材である AL-25 薄板からフィン高さ×山谷ピッチ×厚みが 3 mm×4 mm×0.156 mm の細密フィンを加工するため、ハット曲げ法とダブルアクション折り法をそれぞれ適用した場合の各加工法の加工難易度を大規模弾塑性有限要素解析により解析比較した結果、ダブルアクション折り法を採用することにより、割れ・破断させることなくストレートフィンに成形できることが可能である見通しを得た。そこでダブルアクション折り装置を設計試作して、この装置により最適加工条件を求めるため、この装置における上述の加工技術シミュレーションならびに加工試験を実施した。その結果、加工試験装置の R 部およびクリアランスをそれぞれ 0.8

mm および 0.25 mm に設定することが望ましいことが結論された。

(2) 上記装置ならびに加工条件により AL-25 薄板(厚み, 0.152 mm)から矩形型フィン高さ×山谷ピッチ, 3 mm×4 mm の薄板細密フィン加工試験を実施した結果、高さ×山谷ピッチ×厚みが 3 mm×4 mm×(0.156±0.001 mm) の薄板細密フィンの加工に成功した。

(3) 大規模弾塑性有限要素解析によって予測した加工板の加工変形過程ならびに板厚変化量は、加工実験の結果と良い一致を示した。

文 献

- 1) Japan Atomic Energy Research Institute: Status of High Temperature Engineering Technology in JAERI 2000 (2000).
- 2) S. Saito: J. of the Atomic Energy Society of Japan **32**(1990) 847-871.
- 3) Y. Muto and S. Ishiyama: IAEA TCM on High Temperature Gas Cooled Reactor Application and Future Prospects, ECN, Netherland (1997) pp. 10-12.
- 4) Y. Muto, S. Ishiyama, T. Tanuma, T. Kishibe and I. Matumoto: Int. Gas Turbine Congress 1999 Kobe Nov. 14-19(1999) pp. 313-320.
- 5) Y. Muto and S. Ishiyama: J. Atomic Energy Society of Japan **42**[10](2000) 58-65.
- 6) S. Ishiyama, Y. Muto, H. Kasaba and T. Kaneda: J. Atomic Energy Society of Japan **42**(2000) 5259-5263.
- 7) S. Ishiyama, Y. Muto and K. Ogata: contributed to J. Atomic Energy Society of Japan.
- 8) U. Takuda, I. Mori, T. Hirose and N. Hatta: J. of the JSTP **36**[416](1995-9) 985-990.