論文

ピーン成形の有限要素解析手法に関する研究

高橋 孝幸* 山田 毅* 石川 孝司**

Deformation Analysis of Peen Forming by Finite Element Method

Takayuki TAKAHASHI*, Takeshi YAMADA * and Takashi ISHIKAWA **

(Received on February 22, 2006)

The peen forming process has been applied to aerospace wing skin parts since the 1960s because there is no other suitable method for forming of wing skins that have both gentle and complex curvatures. However, it is very difficult to determine the forming parameters; in fact, numerous trial-and-error forming tests have been conducted before production. Therefore, the development of a simulation method for the peen forming process is necessary for decreasing the development duration and total cost of aerospace parts. The objective of this work is to develop a simulation method for the peen forming process. In this study, the peen forming test and FEM impact analysis of a single shot are performed for obtaining fundamental information on shot peening. From the results, it is found that the diameter and depth of indentation increase with the energy of shot peening, and the profile of the diameter has a normal distribution. Also, the FEM simulation model for peen forming with a shell element, which has a total strain estimated from impact analysis near the surface layer, is developed. The simulation results of peen forming are in good agreement with the forming test results.

Key words: sheet metal forming, shot peening, elastic-plastic FEM, static implicit analysis

1. 緒 言

ショットピーニング処理は、疲労強度や耐食性を向上させるための表面改質法としてだけでなく、成型型を必要とせずに任意の形状を付与することが可能な成形手法としても活用されている。特に航空機主翼外板は、ゆるやかな曲面と局所的な折れ形状を併せ持つ複雑形状である場合が多く他に有効な成形手法がないため、現在ではピーン成形法による成形が主流となっている¹⁾。しかしながら、実用的な成形条件(ショットパターン、ショット強さ等)の設定においては、試行錯誤的な成形試験を多数実施しなければならないのが現状であり、有限要素法(FEM)等によるピーン成形の変形予測手法の確立が急務の課題となっている。

ショットピーニングにより導入される残留応力分布の予測については、Al-Hassani や Al-Obaid らによる理論式の提唱^{2),3)}や、Kopp らによる FEM 解析が行われているが⁴⁾、いずれも単一ショットによる衝突解析であり、ピーン成形による変形を予測するには至っていない。

また、近年では、ピーン成形の解析法として熱応力を利用して板厚方向に応力分布を導入する手法が提案されている^{5),6)}。これは、材料を板厚方向に数層に分割し、各層に温度分布を導入し、発生する熱応力により、ショットピーニング処理後と同等な応力状態を再現し、変形を模擬しよ

うとするものである。本手法は、多数のショット衝突による複雑な応力分布の計算を回避する方法として注目されているものの、実験結果との比較の例がなく、実用化に至っていないのが現状である。

一方、著者らは、ショット衝突により発生するひずみを固有ひずみとしてシェル要素に導入することにより、ピーン成形による変形を FEM にて簡便に解析する手法の研究に取り組んでいる。本手法の確立により、煩雑な応力分布計算が回避でき、モデル化も容易となることから実部品の FEM 解析への応用が期待できる。

本報では、ピーン成形試験およびショット衝突の FEM 解析を実施し、ピーン成形に関する基礎的な知見を明らかにするとともに、ピーン成形の FEM 解析を実施し、実験との比較を行った結果について報告する。

2. 実験

2.1 実験方法

アルミニウム合金 7075-T6 板材(5.1t×100W×400L mm)を試験片としてピーン成形試験を実施した。ショットは AMS2431 に準拠した鋳鋼(直径規定値 2.36mm)であり、ショットピーニングは、ローターによる遠心投射式装置により実施した。投射速度 v は、32m/s および 64m/s の 2 種類とし、それぞれの投射速度につき、ショット投射量(単位時間あたりに装置が投射するショットの量)を 50kg/min および 200kg/min の 2 種類に調整し、合計 4 条件(試験片番号を TP1 ~ TP4 とする)にてショットピーニングを実施した。なお、ショットピーニング処理後の試験片表面はレーザー

* 三菱重工株式会社 名古屋航空宇宙システム製作所

〒455-8515 名古屋市港区大江町 10 番地

** 名古屋大学 工学系研究科

〒464-8601 名古屋市千種区不老町

顕微鏡にて観察し、圧痕直径 d および深さ h の測定を行った。

2.2 実験結果

ショットピーニング処理後の試験片外観を Fig.1, 各試験片の平均圧痕密度およびショット後曲率半径を測定した結果を Table 1 に示す。なお、圧痕密度とは、ショットにより形成される圧痕投影面積が試験片のショット側全表面積（側面は除く）に占める割合であると定義し、任意の3箇所（25×25mm 領域）における圧痕投影面積/測定領域面積（625mm²）の平均を平均圧痕密度として算出した。ショット投射速度の増加とともにショット後の変形量は増加し、また、同じ投射速度で比較すると投射量の多い方が変形量は増加する傾向である。これは、(1)投射速度増大（運動エネルギー増大）による投射エネルギーの増大、(2)投射量増大によるひずみ総量増大のいずれの方法でも、材料に導入されるひずみエネルギーが増加することにより変形量が增大することを意味している。

レーザー顕微鏡による典型的なショット圧痕部の観察像を Fig.2 に示す。圧痕は、ほぼ真円に近く、その直径は、 $v=32\text{m/s}$ では $d_{ave}=0.74\text{mm}$ （平均値）、 $v=64\text{m/s}$ では $d_{ave}=0.97\text{mm}$ （平均値）であった。一方、圧痕深さを測定した結果、 $v=32\text{m/s}$ では $h_{ave}=0.052\text{mm}$ （平均値）、 $v=64\text{m/s}$ では $h_{ave}=0.108\text{mm}$ （平均値）であり、投射速度が大きく、材料に与えるエネルギーが大きいくほど、圧痕直径、圧痕深さともに大きくなる。

また、TP1($v=32\text{m/s}$)および TP3($v=64\text{m/s}$)における圧痕を無作為に100箇所抽出し、その圧痕直径のヒストグラムを作成した結果を Fig.3 に示す。圧痕直径は、TP1 では $d_{ave}=0.74\text{mm}$ を中心に $\pm 0.3\text{mm}$ 、TP3 では $d_{ave}=0.97\text{mm}$ を中心に $\pm 0.4\text{mm}$ の分布を有しており、標準偏差 σ はそれぞれ、0.124 および 0.162 であった。圧痕直径が分布を有する原因としては、ショットの投射角度のバラツキや、2 次的衝突があるためと推測されるが、圧痕直径の分布は、ほぼ正規分布に従うと考えられる。

Fig.1 Appearance of peen-formed test specimens

Table 1 Measurement results of indentation density and curvature after peen forming

No.	Velocity (m/s)	Shot flow (kg/min)	Curvature Radius (mm)	Density of indentation (%)
TP1	32	50	11905	9.0
TP2		200	2874	30.4
TP3	64	50	3031	13.2
TP4		200	902	43.2

Fig.2 Observation result of typical indentation (32m/s)

(a) $v=32\text{ m/s}$

(b) $v=64\text{ m/s}$

Fig.3 Distribution of indentation diameter

3. ショット衝突の FEM 解析

3.1 計算方法

FEM 解析には、汎用有限要素解析ソフトである MARC を使用した。MARC のソルバーは静的陰解法であるが、ショット衝突により導入される塑性ひずみの計算については、Al-Obaid らが指摘しているように³⁾、アルミニウム合金では、ひずみ速度依存性が小さいと考えられるため、静的陰解法にて十分な解析精度が得られるものと判断した。本解析では、応力-ひずみ曲線におけるひずみ速度依存性および応力波伝播の影響は無視した。

ショットは剛体として定義し、被加工材（アルミニウム合金 7075-T6）は 8 節点ソリッド要素にて、対称境界条件を用いた 1/4 モデルとして作成した（要素数 6174、節点数 7260）。解析モデルを Fig.4 に示す。 $x=7.5$, $z=0$ における節点のみ z 方向変位を拘束し、現実の変形を再現できるようにした。また、解析モデルの大きさは解析コストおよび精度を考慮し、 $x=7.5\text{mm}$, $y=7.5\text{mm}$, $z=5.1\text{mm}$ にて作成した。解析は、ショットの押し込み量を制御し、投射速度 32m/s および 64m/s の投射条件を模擬して実施した。

なお、実際のショットピーニング処理においては、ショットのもつ運動エネルギーが衝突時の摩擦等により、その一部が熱エネルギーに変換されるため局所的には若干の温度上昇が予想される。しかしながら、本研究では、対象とした供試体サイズ（ $5.1\text{t}\times 100\text{W}\times 400\text{L mm}$ ）がショットサイズ（直径 2.36mm）に比べ十分に大きく、熱容量の観点から供試体の温度は応力-ひずみ関係に影響を及ぼすほどには上昇しないと考えられることから、温度上昇の影響は無視した。

Fig.4 FEM simulation model for shot impact analysis

3.2 計算結果

各投射速度において材料に導入された塑性ひずみのX方向(板面内方向)成分コンター図を Fig.5, FEM 解析から得られた圧痕直径および圧痕深さを Table 2 に示す. 圧痕直径, 圧痕深さとも前項の実験で得られた測定平均値に近い結果が得られており, 解析結果の妥当性を示している.

材料に導入された塑性ひずみのX方向成分を表面からの深さ(d_p)毎に圧痕中心からの距離に対しプロットしたグラフを Fig.6 に示す. $v=32\text{m/s}$, 64m/s いずれの場合も圧痕直下では引張りひずみが発生しているのに対し, その周辺部では, 圧縮ひずみが発生する. これは, 圧痕直下では, ショット衝突により材料が板厚方向につぶれ, 板面内方向に伸ばされることにより引張りひずみとなるためであり, またその周辺部は周囲の未加工域との間でつぶされることにより圧縮ひずみになると考えられる. 圧痕直下に導入される表面部の引張りひずみ量は, $v=32\text{m/s}$ の場合 0.044 であるのに対し, $v=64\text{m/s}$ では 0.093 と約 2 倍になっている. その周辺部に発生する圧縮ひずみも $v=64\text{m/s}$ の方が大きい.

また, Fig.6 に示す塑性ひずみは, 圧縮の極小値を示したのち, 圧痕中心から離れるに従い, 0 に漸近する分布を示しており, 塑性ひずみ発生領域は, $v=32\text{m/s}$ では中心から 0.635mm, $v=64\text{m/s}$ では中心から 1.1mm の位置まで達している. すなわち, 材料内部では, 外観上で確認される圧痕直径よりも約 1.6~2 倍大きい領域にわたり, 塑性ひずみが発生していると考えられる.

4. ピーン成形解析手法の検討

4.1 解析手法の検討

ショットピーニング後の材料は, 無数のショット衝突により, 表面に塑性変形層が生じ, 表面近傍のみが伸ばされることにより曲率が付与される. なお, 近藤らが既に明らかにしている通り, 高投射エネルギーを与えた場合, 塑性変形層が非投射面側にまでおよび凹面状の変形となるが¹⁾, 特に航空機外板等の実部品では, そのような高投射エネルギーを導入して成形する例がないことから, 本研究では, 凸状変形となるようなピーン成形, すなわち投射面表面近傍のみに塑性変形層が導入される場合を考える.

本研究では, ピーン成形試験およびショット衝突の FEM 解析からショットピーニングにより導入されるひずみ総量を推算する. ひずみ総量とは, ショットピーニングにより被加工材に導入された塑性ひずみの総和量と定義する. そして, 推算したひずみ総量をシェル要素を用いた FEM 解

析モデルに固有ひずみとして導入することにより, ピーン成形の変形解析を試みる. なお, 固有ひずみは, 材料に適切な熱膨張率 α を与えた上で, 系の温度が $0 \rightarrow T$ まで上昇するとした場合の仮想的な熱ひずみ $\alpha \times T$ により与えることとした. また, 汎用有限要素解析ソフト MARC の COMPOSITE オプションを利用し, シェル要素を仮想的に板厚方向に対して分割し, 表面近傍のみにひずみを導入するモデルとした. 解析モデル概念図を Fig.7 に示す.

また, 本解析モデルでは, 各投射条件に対し, 固有ひずみを導入する表面からの深さを適切に設定する必要がある. この深さをひずみ深さと定義する. ひずみ深さは, 曲げモーメントに影響するため, ひずみ深さに依存して変形量が異なると考えられる. 本研究では, 3 項の衝突解析から得られたひずみ分布をもとにショット衝突により発生するモーメントを算出し, このモーメントに等しくなるよう, ひずみ深さを設定することとした.

Fig.5 FEM simulation results after impact of shot (plastic strain contour figure)

Table 2 Comparison between test result and FEM simulation result on diameter and depth of indentation

	Velocity (m/s)	Diameter (mm)	Depth (mm)
Test result	32	0.74	0.052
	64	0.97	0.108
FEM result	32	0.67	0.048
	64	0.99	0.109

Fig.6 Variation of x-direction strain in the impacted material

Fig.7 Scheme of analysis method for peen forming

4.2 ひずみ総量の算出

前項までの試験結果および FEM 解析結果をもとに、ピーン成形時に材料に導入されるひずみ総量を算出する。なお、計算の前提条件として、下記2点を仮定した。

- (1) ショットピーニングにより導入される圧痕は全て単独で存在する。(圧痕同士の重なりは考慮しない)
- (2) 各投射条件により発生する圧痕直径は、正規分布に従う。

まず、ショット1個の衝突により発生する伸び総量 e を算出する。伸び総量とは、板面内方向の伸びを板厚方向に積分した量 (e/mm^2) とする。伸び総量は、ショットの投射エネルギーに依存しており、すなわち圧痕直径 d の関数になると考えられる。ある圧痕直径における伸び総量は、例えば Fig.6 のひずみ成分を表面からの深さ毎に積分して伸びを算出し、さらに板厚方向に積分することにより計算できる。ここでは、圧痕直径が $d=0.45 \sim 1.24\text{mm}$ の範囲(2項の実験で得られた圧痕直径範囲)において、ショット衝突の FEM 解析を実施し、各解析結果から圧痕直径に対する伸び総量を算出した。圧痕直径と伸び総量との関係を Fig.8 に示す。Fig.8 より、圧痕直径 $d=0.45 \sim 1.24\text{mm}$ の範囲では、伸び総量は圧痕直径の2次関数で近似できることが明らかとなった。

$$e=0.0045d^2+0.0066d-0.0021 \quad (1)$$

Fig.8 Relation between indentation diameter and total elongation

次にひずみ総量を算出する。圧痕直径 d_i における伸び総量を e_i 、圧痕直径 d_i に対するひずみ深さを t_i 、圧痕直径 d_i に対するひずみ発生域直径を D_i とすると、各圧痕部において、直径 D_i の領域はショット後、直径 D_i+e_i/t_i の領域まで伸ばされると考えられることから、圧痕直径 d_i の領域に対する面積増加量 ΔS_i は、

$$\Delta S_i = \pi \{ (D_i + e_i/t_i)/2 \}^2 - \pi (D_i/2)^2 \quad (2)$$

と計算することができる。そこで、圧痕直径 d_i の圧痕個数を N_i とすると、試験片あたりの総面積増加量 ΔS_{total} は、

$$\Delta S_{total} = \sum (\Delta S_i \times N_i) \quad (3)$$

となる。

ショットにより導入されるひずみは面内方向については、等方的であることから、試験片の幅および長さをそれぞれ w, l 、ピーン成形による試験片の伸び量を a とすると、

$$(w+a)(l+a) - xy = \Delta S_{total} \quad (4)$$

から

$$a = [-(w+l) + \{(w+l)^2 + 4(w+l)\Delta S_{total}\}^{1/2}] / 2 \quad (5)$$

したがって、ひずみ総量 E_{total} は、

$$E_{total} = a/l \quad (6)$$

で計算することができる。

ところで、平均圧痕面積 s_{av} 、試験片面積 A 、圧痕密度 C 、総圧痕数 N とすると、

$$C = (s_{av} \times N)/A \quad (7)$$

となり、正規分布に従う圧痕直径 d_i の確率密度関数を f_i とすると、

$$N_i = N \times f_i = \{(C \times A)/s_{av}\} \times f_i \quad (8)$$

で計算することができる。

4.3 ひずみ深さの設定

単一ショットの衝突により得られるひずみ分布(Fig.6)を積分することにより、伸び量の板厚方向分布が算出でき、この分布をもとに X 方向(板面内方向)の平均応力分布を求めることができる。 $v=32\text{m/s}$ 、 64m/s それぞれの場合の板厚方向に対する平均応力分布を Fig.9 に示す。

Fig.9 Average stress profile for x-direction

中立軸からの距離を r 、その位置での荷重を P とすると、モーメント M は、

$$M = r \times P \quad (9)$$

にて計算できることから、Fig.9 の分布をもとに中立軸からのモーメント MI を算出する。一方、表面から深さ t まで

の領域に前項にて計算した伸び総量を与える場合のモーメント M_2 を同様に(9)式より計算し, $M_1=M_2$ となる条件からひずみ深さ t を設定した. その結果, ひずみ深さ t は投射エネルギーに依存し, 圧痕直径 d の 2 次関数で近似できることが分かった.

$$t = 3.05d^2 - 2.56d + 0.547 \quad (10)$$

以上の計算から, 2 項の実験における TP1 ~ TP4 の各投射条件に対し, ひずみ総量および平均ひずみ深さを算出した結果を Table 3 に示す.

Table 3 Calculation results of total strain and depth of strain

No.	Velocity v / m/s	Density of indentation C / %	Depth of strain (average) t / mm	Total strain ϵ_{total}
TP1	32	9.0	0.2	0.00165
TP2		30.4		0.00576
TP3	64	13.2	1.0	0.00128
TP4		43.2		0.00418

4.4 ピーン成形の FEM 解析

(1) 解析方法

4 節点シェル要素を用い, ピーン成形試験で使った試験片 (7075-T6, $5.1t \times 100W \times 400L$ mm) をモデル化した. なお, 解析モデルは対称境界条件を使用して, $1/4$ モデルにて作成した.

前項にて算出したひずみ総量を固有ひずみとしてシェル要素に導入するため, MARC の COMPOSITE オプションを使用し, シェル要素を板厚方向に分割し, $v=32$ m/s の場合は表面から 0.2mm, $v=64$ m/s では表面から 1.0mm の深さに対し, 固有ひずみとして与えた. 解析は TP1 ~ TP4 の 4 条件につき実施した.

(2) 解析結果

TP1(32m/s, 50kg/min) および TP4(64m/s, 200kg/min) のピーン成形後の Z 方向 (板厚方向) 変位コンター図を Fig.10 に示す. TP1 と比較すると TP4 の方が長手方向に対し大きいたわみ, 変形モードに関し 2 項での実験結果と同様な傾向を示している. 各節点の変位量から長手方向の曲率を計算した値と実験結果との比較を Fig.11 に示す. 実用的な成形条件においては, 本解析結果が実験結果に良い一致を示していることが確認された.

Fig.10 FEM simulation results of peen forming
(z-direction deformation contour figure)

Fig.11 Comparison between FEM simulation result and Test result of peen forming

5. 結 言

本研究における成果を以下にまとめる.

- (1) アルミニウム合金 7075-T6 板材に対するピーン成形試験を実施し, 圧痕直径および圧痕深さに関する基礎データを取得した. 平均圧痕直径および圧痕深さは投射速度, すなわち投射エネルギーの増大とともに増加する. また, 圧痕直径は, ある範囲のパラッキを有し, その分布は正規分布に従う.
- (2) 汎用有限要素解析ソフト MARC (静的陰解法) を用いてショット衝突の FEM 解析を行い, ショット衝突により材料に導入されるひずみ分布を明らかにした. ひずみ量は投射速度に依存し, また, 材料内部でのひずみ発生領域は, 材料表面に認められる圧痕直径よりも 1.6 ~ 2 倍程度大きい.
- (3) シェル要素を用いたピーン成形の簡便的な FEM 解析手法を確立した. ピーン成形試験およびショット衝突解析から材料に導入されるひずみ総量およびひずみ深さを推算し, 固有ひずみとして導入することにより, ピーン成形と同様な変形モードを模擬することができた. また, 本解析手法により計算される変形量は, 実用的な成形条件において, 実験結果に良い一致を示すことが確認された.

参 考 文 献

- 1) 近藤一義: 塑性と加工, **42**-489(2001), 1008-1013.
- 2) Al-Hassani, S.T.S.: SAE paper, 821452(1982), 4513-4525.
- 3) Al-Obaid, Y. F.: Journal of Applied Mechanics, **57**-June (1990), 307-312.
- 4) Kopp, R. & Wustefeld, F.: Proceedings of ICSP-4, (1990), 561-572.
- 5) Gardiner, D. S. & Platts, M. J.: Proceedings of ICSP-7, (1999), 235-243.
- 6) Levers, A. & Prior, A.: J. Mater. Process. Technol., **80-81** (1998), 304-308.