冷間型鍛造による積層歯車成形*
(異種材料組合せによる成形実験)加藤 浩三^{*1}, 近藤 一義^{*2}, 林 伸和^{*3}Manufacturing of Laminated Gear with Cold Die Forging
Utilizing Divided Metal Flow
(Plastic Forming Experiment with Different Materials)Kohzoh KATO^{*4}, Kazuyoshi KONDO and Nobukazu HAYASHI^{*4} Department of Mechanical Engineering, Gifu National College of Technology,
2236-2 Kamimakuwa, Motosu-shi, Gifu, 501-0495 Japan

The purpose of this study is to develop a new plastic forming process to fabricate a laminated spur gear that has two layers composed with the different materials in the radial direction. The whole processes are composed with a set of drawing-ironing process to form the pre-form for the outer material and die forging process to hold together two materials as a unit of a gear and simultaneously to form the outer gear tooth shape. The divided metal flow method in the die forging process was adapted to fill up the die cavity with the metal under the low working pressure condition. In the experimental simulation of the die forging process aluminum and copper were employed for the inner layer material and for the outer layer material of the laminated gear. The influence of the forging conditions on the working pressure and the metal filling up into the die cavity were quantitatively evaluated. As a result of the experiment the realization of the new process to fabricate the laminated spur gear was confirmed with the different materials.

Key Words: Laminated Gear, Plastic Forming, Forging, Deep Drawing, Divided Flow Method

1. 緒 言

塊状素材を用いた型鍛造による歯車の成形技術は著しい発展を遂げており、平歯車のみならず、ヘリカルギヤ等の複雑な形状の駆動伝達部品を最終製品として成形する技術が確立されてきている⁽¹⁾。近年、型鍛造成形に板形状金属素材を用い、歯車等の駆動伝達部品を成形する「板金型鍛造」の適用例が増加している^{(2)~(4)}。著者らは、板金型鍛造技術の適用として、2種類の異なる材質から構成される積層歯車を、冷間型鍛造工程により成形する方法を提案している⁽⁵⁾⁽⁶⁾。本方法では、工程中に歯車形状の成形のみならず、塊状素材と板形状金属素材の2素材の構造締結をも実現する。前報では材料の塑性流動の観点、特に「逃がし穴方式分型型鍛造法」適用の観点から、実験的な検討結果を報告した⁽⁶⁾。すなわち、外層材と内層材が同一のアルミニウム材料の条件について模擬実験を実施

し、加工条件が材料の型孔内充てんに及ぼす影響を定量的に評価した。

本研究では、内層材と外層材について異なる材料を用いた実験を行う。本研究対象の実製品としては、例えば、外層材に耐摩耗性の期待される硬質鋼および、内層材に軟鋼の材料組合せ等を想定している。しかし、実験に際しては塑性流動の観点から、変形抵抗の異なる材料として外層材に銅材料および、内層材にアルミニウム材料の材料組合せ条件を模擬条件として採用する。実験的な検討に際しては、加工面圧低減と工程省略の二つの観点から、加工条件が材料の型孔内充てんに及ぼす影響を定量的に評価する。

2. 実験方法

2.1 型鍛造実験方法 本実験の型鍛造工程は一連の加工工程の最終工程であり、『前工程により成形された波形状の外層材』と『中空円筒のバルク内層材』とを構造締結すると同時に、製品外周部に歯形を成形する加工工程である⁽⁵⁾⁽⁶⁾。型鍛造実験に際しては、逃がし穴方式分型型鍛造法^{(7)~(14)}を適用した新たな方法として、「マンドレル方式」を採用した。この概要を図1に示した。本型鍛造工程は二つの圧縮工程から構成され、第一の圧縮工程においては、マンドレルを

* 原稿受付 2005 年 8 月 1 日。

^{*1} 正員、岐阜工業高等専門学校機械工学科 (☎ 501-0495 本巣市上真桑 2236-2)。^{*2} 正員、豊田工業大学 (☎ 468-8511 名古屋市天白区久方 2-12-1)。^{*3} 正員、豊田工業高等専門学校機械工学科 (☎ 471-8525 豊田市栄生町 2-1)。

E-mail: katoh@gifu-nct.ac.jp

逃がし穴(素材中央の穴)に挿入し内向き流動を抑制する。また、第二の圧縮工程においては、圧縮開始タイミングにおいてマンドレルを除去し、内向き流動促進を図ることを特徴としている。

図2は本研究で使用する実験装置の概要を示したものである。本装置ではダイ③の内部に、『内層材と外層材の二つのパーツから構成されるテストピース⑥』とパンチ④とを挿入し、油圧プレスのシリンダによりパンチを圧下することによって型鍛造工程を実現する。実験中の荷重は、ロードセル①により測定され、ストロークは変位計②により測定される。これらのデータはデータロガーに同時に記録される。表1はパンチおよびダイの諸条件をまとめたものである。

2・2 供試材 本実験では、型鍛造工程の素材として「波形状を有する外層材」に「逃がし穴を設けた内層材」を挿入したものを用いる。外層材用の供試材としてタフピッチ銅を用い、内層材用の供試材として工業用純アルミニウムを用いた。タフピッチ銅および工業用純アルミニウムの塑性係数 F 、加工硬化指数 n 、および平均降伏応力 Y_m の値を表2に示した。なお、 Y_m の値は n 乗硬化式において、最大ひずみを 0.15 として求めた。

Fig. 1 Schematic of mandrel-type divided metal flow forging

Fig. 2 Schematic of component of experimental tools

本実験で使用するタフピッチ銅は、深絞り加工および鍛造工程の各工程前に 400°C で 1 時間焼なましした。また、工業用純アルミニウムは鍛造工程の前に 420°C で 1 時間焼なましした。

2・3 実験条件 表3は内層材と外層材の諸寸法を示したものである。マンドレル直径は $\phi 6$ mm, $\phi 7$ mm, $\phi 8$ mm, および $\phi 10$ mm の 4 条件を設定した。

潤滑剤には、比較的良好な潤滑性能を簡便に実現しうる牛脂を使用した。牛脂は外層材の外側表面および内層材の上下部に塗布した。

なお、本研究では型鍛造時の面圧を評価する際、面圧 p を材料の平均降伏応力 Y_m で除して基準化した面圧 p/Y_m を用いる。 Y_m については、2 種類の構成材料のうち使用体積の大きい内層材；工業用純アルミニウムの値 80 MPa を便宜的に用いた。また、面圧 p を求める際の受圧面積には、成形された歯車のピッチ円の面積を便宜的に採用している。

2・4 充てん率の評価方法 図3および式(1)に充てん率 r の評価方法を示した。図3は成形歯車の

Table 1 Shape of punch and die

Tool	Material	Size
Punch Male of gear	SKD11	Axial height 30 mm
		Pitch circle diameter of gear $\phi 24$ mm
		Module of gear 1.5
		Number of teeth 16
Die Female of gear	SKD11	Axial height 40 mm
		Outer diameter $\phi 45$ mm
		Pitch circle diameter of gear $\phi 24$ mm
		Module of gear 1.5
		Number of teeth 16

Table 2 Characteristics of material applied for experiment

Material	F	n	Y_m
A1050	138 MPa	0.284	80 MPa
C1100	417 MPa	0.388	200 MPa

Table 3 Dimensions of inner and outer parts of pre-form

Parts	Material	Size
Wavy pre-form (Outer layer)	C1100	Thickness 1.0 mm
		Base circle diameter
		Outer $\phi 18.78$ mm
		Inner $\phi 16.78$ mm
		Sin curve profile (Amplitude 0.08)
Bulk material (Inner layer)	A1050	Number of waves 16
		Axial height 15 mm
		Outer diameter $\phi 15.5$ mm
		Inner diameter $\phi 6.0$ mm
		Axial height 15 mm

軸対称断面概要図を示している。 h は成形された歯車の厚みであり、 h_1 、 h_2 および h_3 はそれぞれ未充てん部分高さを表している。万能投影器により10倍に拡大してこれらの値を測定した。

$$r = \frac{h - (h_1 + h_2 + h_3)}{h} \times 100 [\%] \quad \dots\dots\dots (1)$$

充てん率は該当歯車の全16枚の歯のうち、4枚の歯を円周方向に90°間隔で測定し、これらを加算平均したものを該当歯車の充てん率としている。

3. 「マンドレル方式」分流量鍛造の結果と考察

3・1 マンドレル直径条件が充てん率に及ぼす影響

図4は、マンドレル方式型鍛造の2回目圧縮時における荷重-ストローク線図である。2回目の圧縮工程ではマンドレルが取り除かれており、圧縮開始時には、テストピースの中央部にマンドレル直径と同径の穴を有する中空円筒の状態である。図4では1回目の圧縮工程時のマンドレル直径、 $\phi 6$ mm、 $\phi 7$ mm、 $\phi 8$ mm、および $\phi 10$ mmの4条件をパラメータとしている。各マンドレル直径条件についてのプロット群は、サンプリング実測データであり、各プロットを直線で結んでいる。各マンドレル直径条件について200 kNまで負荷した。マンドレル直径の大きい条件ほど荷重の上昇が緩やかである。この理由は、第一圧縮工程時のマ

Fig. 3 Schematic of evaluation method of filling rate

Fig. 4 Load-stroke diagram of second compression in mandrel-type forging

ンドレル直径が大きいほど、第二圧縮工程開始時のテストピース穴直径が大きいいため、ストロークに伴う半径方向内向きの材料流動抵抗の高まりが緩やかであるためである。

図5は2回目圧縮工程のテストピースの概観写真であり、ストロークの進行に伴う成形形状の推移を示したものである。図5(a)はマンドレル直径 $\phi 6$ mmの結果であり、(b)はマンドレル直径 $\phi 10$ mmの結果である。いずれのマンドレル直径条件についても各テストピースに、基準化面圧のレベル6.0まで1回目圧縮を実施し、マンドレルを取り除いた後、圧縮した結果である。

図6は縦軸に型孔内充てん率、および横軸に2回目圧縮時の基準化した面圧をとったものである。1回目圧縮時のマンドレル直径をパラメータとしており、1回目圧縮時の基準化面圧はすべて6.0である。各プロットは単一のテストピースに対応した実験点である。実験点を結んだ近似曲線の観察から、マンドレル直径条件にかかわらず、面圧の増大に伴って充てん率が単調に増加していることが明らかである。また、マンドレル直径条件の大きい条件の曲線が上部にあることから、マンドレル直径の大きい条件ほど、材料の型穴内充てん率が効率的に実現されているものと推測される。

なお、図6のマンドレル直径条件 $\phi 10$ mmの曲線を高面圧側へ外挿すると、 $\phi 10$ mmのマンドレル直径条件においても、面圧6.2程度であれば100%の充てん率を達成しうるものと推測できる。

(a) Diameter of mandrel 6 mm

(b) Diameter of mandrel 10 mm

Fig. 5 Schematic of test-piece in second compression

図7は、縦軸に充てん率、横軸にマンドレル直径をとったものであるが、各プロットは図6の近似曲線から読み取ったものであり、基準化面圧2.5、4.0および5.5をパラメータとしている。図7から面圧条件にかかわらず、マンドレル直径の大きい条件ほど、顕著な材料型穴内充てんを示していることが明らかである。この理由は1回目圧縮時のマンドレル直径が大きいほど、2回目圧縮開始時のテストピース中空穴の直径が大きく、ストローク進行に対して、半径方向内向き材料流動抵抗の高まりが小さいためであると考えられる。材料流動の観点に基づく詳細を3・2節にて検討する。

3・2 ストロークの変化に伴う塑性流動の推移観察

図8はストローク変位に伴う材料の変形挙動を定量的に評価した結果であり、マンドレル直径条件 $\phi 6$ mmの結果である。図8(a)、(b)ともに横軸には2回目圧縮時のストロークをとっている。縦軸については、図8(a)は充てん率を、(b)は境界直径と逃がし穴直径をとっている。ただし、境界直径とは内層材と外層材の入り組んだ境界の平均直径を意味しており、当該のテストピースについて表面で2箇所、裏面で2箇所の計4箇所を測定した平均値である。逃がし穴直径は、1回目圧縮後にマンドレルを引抜いた際に出現した中央部の穴の直径であり、図8(b)ではその後の

推移を示している。なお、各プロットは一つのテストピースに対応している。

図8(a)より、ストロークの進行に伴って充てん率は単調に増加していることが明らかである。充てん率が増加する理由は、外向きに材料が流動しているためである。すなわち、ストロークの進行に伴って材料の外向き流動が発生していることが確認された。

図8(b)の▲記号は逃がし穴直径を示しているが、図5(a)の概観写真に示したように、ストロークの進行に伴って、次第に穴径が小さくなっていることが明らかである。これは、材料の内向き流動、すなわち内向き流動が発生しているためである。

以上の外向きの材料流動存在に関する図8(a)の結果と、内向きの流動存在に関する(b)の結果とを合わせて考察すると、本鍛造工程では、外向き流動と内向き流動の両材料流動が共存し、分流状態が実現されていることが確認された。

図8(b)の●記号は境界直径を示しているが、ストロークの進行に対してほとんど変化が見られない。これは、分流状態における外向き流動と内向き流動の境目が境界直径付近に存在し、ストローク全体を通じて

Fig. 6 Influence of surface work pressure on filling rate

Fig. 7 Influence of mandrel diameter on filling rate

Fig. 8 Behavior of plastic metal deformation with stroke progress in case of mandrel diameter 6 mm

この位置の変化がほとんどなかったためであると考えられる。

図9はマンドレル直径条件 $\phi 10$ mmの結果であるが、定量的な差異は別として、図8で示したマンドレル直径 $\phi 6$ mmの条件と同様の傾向が見られる。

図10は、図8および図9を重ね合わせたものであり、マンドレル直径条件が材料の塑性流動に及ぼす影響を評価するための図である。マンドレル直径 $\phi 6$ mmと $\phi 10$ mmとの条件を比較しているが、ともに圧縮時に到達した最大の基準化面圧は5.6程度であり、このときの最大ストロークはマンドレル直径条件 $\phi 6$ mmで0.79 mmであり、マンドレル直径条件 $\phi 10$ mmで1.32 mmである。

図10(a)はストロークの進行に伴う充てん率の変化を示した図である。□記号はマンドレル直径 $\phi 10$ mmの条件、また■記号は $\phi 6$ mmの条件であり、それぞれのプロットに近似曲線を合わせて示した。左端のストローク0.1 mm付近ではマンドレル直径条件 $\phi 10$ mmのほうがわずかに充てん率が高いものの、これ以降0.79 mmまでのほとんどのストローク領域で、両曲線は重なっている。このことから、ストロークの

進行に伴う充てん率の変化、すなわち分流状態における外向き流動の変化はマンドレル直径条件に依存しないものと考えられる。しかし、先に述べたように同じ面圧であってもマンドレル直径条件 $\phi 6$ mmの最終ストローク0.79 mmと比較すると、 $\phi 10$ mmでは最終ストロークは1.32 mm程度まで到達しており、これに伴って充てん率も向上している。これは、内向き流動の影響が関与していると考えられるため、次にこの観点からの考察を行う。

図10(b)の△記号はマンドレル直径条件 $\phi 10$ mmを、▲記号はマンドレル直径条件 $\phi 6$ mmの逃がし穴直径の変化を示している。各マンドレル直径条件個別の内向き流の挙動についてはすでに述べたが、ここでは両条件の内向き流動を比較する。両者の曲線の傾きはほぼ等しく、最終的な逃がし穴直径は約3 mmと同程度であり大きな差異はない。しかし、マンドレル直径条件 $\phi 6$ mmよりもマンドレル直径条件 $\phi 10$ mmのほうが2回目圧縮開始時の逃がし穴直径が大きい。そのため $\phi 10$ mmの条件ではストロークの進行に伴う逃がし穴直径の全縮小量が大きく、本鍛造工程全体を通して内向き流動が優勢である。その結果、分流状態が維持されるストローク期間が長い。一方、 $\phi 6$ mm

(a) Filling rate

(b) Diameter of boundary between inner material and outer material

Fig. 9 Behavior of plastic metal deformation with stroke progress in case of mandrel diameter 10 mm

(a) Filling rate

(b) Diameter of boundary between inner material and outer material

Fig. 10 Comparison with mandrel diameter 6 mm and 8 mm

の条件では、比較的ストロークの小さい時期に内向き流動が終了しているため、分流状態の維持が早期に終了している。そのため外向き流動に伴う歯形成のために必要な加工力が急増し、所定の加工力以下では、十分な歯形成を実現し得なかったものと考え、以上の結果として、マンドレル直径条件 $\phi 6 \text{ mm}$ よりも $\phi 10 \text{ mm}$ のほうがより高い充てん率を得ることができた。

4. 結 言

本研究では、「外層材にタフピッチ銅」および、「内層材に工業用純アルミニウム」を用いた積層歯車の型鍛造工程にマンドレル方式を適用し、加工面圧の低減および型孔内充てんを図る観点から、定量的検討を実施した。その結果、以下のことが明らかになった。

(1) 型鍛造工程の2回目圧縮時において、マンドレル直径条件が荷重-ストローク線図に及ぼす影響を比較した。その結果、200 kN まで負荷した場合、マンドレル直径の大きい条件ほどストローク進行に伴う荷重の上昇が緩やかであった。この理由は、第一圧縮工程のマンドレル直径が大きいほど、2回目圧縮開始時のテストピース穴直径が大きく、軸方向のストローク変化に伴う半径方向の材料流動の抵抗が小さいためである。

(2) マンドレル直径 $\phi 6 \text{ mm}$ 、 $\phi 7 \text{ mm}$ 、 $\phi 8 \text{ mm}$ 、および $\phi 10 \text{ mm}$ の4条件について、マンドレル直径条件が面圧と充てん率との関係に及ぼす影響を評価した。その結果、マンドレル直径条件にかかわらず、面圧の増大に伴って充てん率が増加していることが確認された。また、面圧条件にかかわらず、マンドレル直径の増大に伴って充てん率が向上していることも確認された。本実験条件範囲ではマンドレル直径 $\phi 10 \text{ mm}$ の条件が加工条件として最適である。また、 $\phi 10 \text{ mm}$ のマンドレル直径条件において面圧 6.2 程度であれば 100% の充てん率を達成しうるものと推測された。

(3) マンドレル直径条件 $\phi 6 \text{ mm}$ および $\phi 10 \text{ mm}$ について、材料の塑性流動および分流状態を評価した。その結果、本実験条件範囲では両マンドレル直径条件ともに、材料の内向き流動と外向き流動が共存する分流状態が実現されていることが確認された。また、本実験条件範囲ではマンドレル直径条件 $\phi 6 \text{ mm}$ よりも $\phi 10 \text{ mm}$ のほうがより高い充てん率を得ることができた。この理由は、マンドレル直径条件 $\phi 6 \text{ mm}$ よりもマンドレル直径条件 $\phi 10 \text{ mm}$ のほうが内

向き流動が優勢であり、加工面圧の高まりを抑制しつつ、分流状態が長く維持されるためである。

文 献

- (1) Hu, Z. M. and Dean, T. A., Some Aspects of Net-Shape Forging of Gears, *Proceedings 2nd JSTP International Seminar on Precision Forging*, (2000-5), pp. 127-132.
- (2) Nagai, Y. et al., Trial for Forming of Spur Gear Made from Drawn Cup, *Journal of the Japan Society for Technology of Plasticity*, Vol. 37, No. 426 (1996), pp. 736-742.
- (3) Maeda, A. and Araki, K., Forming Technology of Gear Parts made of Metal Sheet, *Journal of the Japan Society for Technology of Plasticity*, Vol. 39, No. 445 (1998), pp. 106-110.
- (4) Nakano, T., Compound Technology of Sheet Metal Forming and Cold Forging, *Journal of the Japan Society for Technology of Plasticity*, Vol. 42, No. 484 (2001), pp. 388-392.
- (5) Katoh, K. et al., Deformation Process of Clad Spur Gear, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series C*, Vol. 64, No. 626 (1998), pp. 4034-4038.
- (6) Katoh, K. et al., Clad Gear Deformation by Cold Die Forging with Divided Metal Flow, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series C*, Vol. 68 No. 669 (2002), pp. 1538-1542.
- (7) Ohga, K. and Kondo, K., Study of Precision Die Forging Utilizing Divided Flow-First Report (in Japanese), *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series C*, Vol. 48, No. 427 (1982), pp. 425-434.
- (8) Ohga, K. and Kondo, K., Study of Precision Die Forging Utilizing Divided Flow-Second Report (in Japanese), *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series C*, Vol. 48, No. 427 (1982), pp. 435-442.
- (9) Ohga, K. et al., Study of Precision Die Forging Utilizing Divided Flow-Third Report (in Japanese), *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series C*, Vol. 48, No. 427 (1982), pp. 443-451.
- (10) Kondo, K. et al., Study of Precision Die Forging Utilizing Divided Flow-Forth Report (in Japanese), *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series C*, Vol. 48, No. 436 (1982), pp. 1977-1985.
- (11) Kondo, K. et al., Study of Cold Die Forging of Gear Utilizing Divided Flow-First Report (in Japanese), *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series C*, Vol. 51, No. 462 (1985), pp. 390-397.
- (12) Kondo, K. et al., Study of Cold Die Forging of Gear Utilizing Divided Flow-First Report (in Japanese), *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series C*, Vol. 52, No. 479 (1986), pp. 2029-2036.
- (13) Kondo, K., Precision Cold Forging of Gear-Toothed Parts by Newly Developed Processes Utilizing Divided Flow, *Journal of the Japan Society for Technology of Plasticity*, Vol. 24, No. 271 (1983), pp. 801-808.
- (14) Kondo, K. and Ohga, K., Development of Precision Cold Die Forging Process Utilizing Divided Flow, *Journal of the Japan Society for Technology of Plasticity*, Vol. 27, No. 300 (1986), pp. 121-131.