分流方式による歯車の冷間型鍛造の研究*

(第2報, 鋼への適用および二段階加工の組み立て方について)

近藤 一義**, 大賀 喬一***, 福井 幸一****

Investigations on Cold Die Forging of a Gear Utilizing Divided Flow (2nd Report, Application to a Steel Product and Constructions of Two Step Forging Process)

by Kazuyoshi KONDO, Kyoichi OHGA, and Kouichi FUKUI

In the former report, the two step forging process utilizing divided flow was concluded to be useful for the precision cold die forging of a spur gear under a low working pressure. This conclusion, however, was obtained by adopting the test material of aluminium A1100-O. In this report, the application to a steel product and several constructions of the two step method are examined in order to clarify the usefulness of this process more universally. Through these examinations, it is concluded that the maximum fractional working pressure required for the filling up of a spur gear with a steel S10C is less than 3.0 and the filling up behavior of S10C is almost the same as that of A1100-O. When the two step process constructed with mandrel movement is carried out by a double action press, it becomes more effective for decreasing the working pressure and saving the material. Thus, it is confirmed that the process utilizing divided flow can be used practically.

Key Words: Forming, Cold Precision Forging, Application to Steel, Construction of Two Step Process, Low Working Pressure

1. 緒 論

前報⁽¹⁾では, 提案した分流方式による精密型鍛造法⁽²⁾を具体的な平歯車の加工へ適用し, その可能性を実験的に検討した. その結果, 分流方式を簡便な密閉型鍛造と組合せる二段階加工を採用すれば低い加工面圧で歯車の成形が可能となり, 本鍛造技術の有用性が明確にされた. このため, 本方式を用いた精密型鍛造法の積極的な利用が期待されるところである.

ところで, これまでの実験では供試材として工業用純アルミニウム軟質材を採用してきたが, 本加工法の工業的利用を促進するには, 供試材に鋼を選び, 前報で得られたアルミニウム板の場合の結果と対比しながら, その適用性を検討しておくことが必要である.

また, 分流鍛造法を実用加工法にまとめる際, 生産性向上の観点から, 逃がし穴の加工を一連の工程中にどのように組み入れるかを考える必要もある. これまでの二段階加工では, 実験の手順として, 密閉方式による加工, 切削による逃がし穴の加工, そして, 分流

方式による加工を順次行ったが, この工程手順が適切なものとは限らない. すなわち, 逃がし穴の合理的な加工法を取り入れた効果的な二段階加工の組み立て方

表 1 供試材と実験条件

Specimen	Carbon steel S10C	Aluminium Al050P
Heat treatment	940°C×40min in normalizing	420°C×90min in annealing
n power law	$\sigma = 750\epsilon^{0.28}$ MPa	$\sigma = 141\epsilon^{0.32}$ MPa
Initial dimension	$\phi 20\text{mm} \times t 8\text{mm}$ in Spline $\phi 19.5\text{mm} \times t 8\text{mm}$ in Spur gear	$\phi 20\text{mm} \times t 8\text{mm}$ in Spline
Lubricant	Phosphate treatment and Johnsonwax (No. 122)	Beef tallow
Working temp.	about 20°C	
Working speed	about 2 mm/min	

表 2 採用する形状品の寸法諸元
(a) 角形スプラインの場合

Number of teeth	8
Face width	4 mm
Diameter of root cylinder Da	20 mm
Diameter of top cylinder De*	22, 24, 26 mm

(b) 平歯車の場合

Number of teeth	22
Module	1.0
Pressure angle	20°
Addendum modification coefficient	0
Tooth profile	Standard full depth tooth

* 昭和58年11月2日 第34回塑性加工連合講演会において講演, 原稿受付 昭和60年10月12日.

** 正員, 静岡大学工学部 (〒432 浜松市城北3-5-1).

*** 正員, 沼津工業高等専門学校 (〒410 沼津市大岡3600).

**** 学生員, 静岡大学大学院.

図1 採用する二段階加工の手順 ((1): 第一工程密閉方式 C.D.による加工, (3): 逃がし穴の加工 (穴あけ加工), (4): 第二工程分流方式 R.H.による加工, 基本形: 形式 S)

図2 供試潤滑剤の摩擦特性 (Ph.+J.W.: りん酸塩皮膜処理とジョンソンワックス, B.T.: 牛脂)

があるように思われる。

本報では、実用化への基礎資料を得る目的で、鋼への適用の可能性、および、逃がし穴の加工をマンドレルの押込みにより行う場合の二段階加工の組み立て方について検討する。

2. 鋼への適用の可能性に関する検討

2.1 実験条件および方法 実験条件を表1に示す。鋼材として炭素鋼 S 10 C を採用し、焼ならし後旋削して出発素板とし、ショットピーニング後、りん酸塩皮膜処理し、ジョンソンワックス No. 122 を塗布する。型内充てん性の比較のため、アルミニウム材として、A 1050 を採用し、焼なまし後、牛脂で潤滑する。実験方法は提案した二段階加工⁽²⁾で、その加工手順を図1に示す。実験の対象とする製品輪郭形状は、類似な形状である角形スプラインも加えて、表2に示す2種類である。なお、角形スプラインの歯先円直径 D_s^* は表中の三つの値を選んでいる。

ここで、供試潤滑剤の摩擦特性は材料の型内充てん挙動に影響すると考えられるため、リング圧縮試験により潤滑剤の評価をしてみる。図2は、外径 20 mm、内径 10 mm、高さ 8 mm のリング状素材を単軸圧縮する場合の内径変化率を別報⁽³⁾の解析式を利用して計算した結果である。図2中の○印および●印が実測値である。すなわち、S 10 C でのすべり抵抗係数 f は約 0.1 (○印)、A 1050 では約 0.05 (●印) となる。このため、S 10 C における型内充てんは、A 1050 に比較し

図3 角形スプラインでの未充てん部長さ A の測定法

て若干厳しくなると思われるが、摩擦特性を同一にするのは困難であるため、その相違を認めたまま検討していく。充てん挙動に関する比較は、おもに角形スプライン形状品で行い、片打ちのため充てんが相対的に遅れる固定工具側の端面で図3に示す未充てん部長さ A の変化に着目していく。

2.2 実験結果および考察 到達歯先円直径 D_s^* が 22 mm の角形スプラインを図1に示す手順で成形する場合の充てん挙動を図4に示す。図4(a)の S 10 C では、密閉方式 C.D.によって約 1700 MPa まで加圧し、ある程度スプライン部への材料充てんを進め、直径 12 mm の逃がし穴を設定後、分流方式 R.H.によって、再度加圧すれば、約 1400 MPa で充てん完了する。(図4中の●印)。また、○印は未充てん部長さ A が 0.05 mm 以下の場合で、特に製品形状を厳しく要求する場合を除き、充てん完了とみなしても良いと考えられる。図4(a)の結果を図4(b)の A 1050 の場合と比較すると、加工面圧は当然異なっているが、充てん挙動の定性的傾向はほぼ類似していることがわかる。また、値 D_s^* を 24, 26 mm と変更させても同様なことがらを読取ることができるとも確かめている。これらのことから、鋼においても、二段階加工を活用することによって、精密型鍛造が可能になることが知られた。

ここで、両供試材の充てん性を比較するため、加工面圧比で整理し直すと図5となる。なお、加工面圧比 $\bar{p}/Y^*$ を算出するときの材料の降伏強さ Y^* は素板初期板厚 H_0 と充てん完了時の製品高さ H^* から板厚ひ

ずみ $\epsilon^* [= \ln(H_0/H^*)]$ を決め、表1に示す各々の n 乗硬化式に代入して求めている。

図5において、いずれの歯先円直径 D_e^* の場合でも、S10CはA1050に比べ、充てんに必要な加工面圧比および圧下行程が幾分大きく、充てんが困難となっていることがわかる。ところで、歯先円直径 D_e^* が24 mmの場合のアルミニウム材において、すべり抵抗係数 f のみが異なるときの充てん性を調べると図6となり、摩擦が充てん性に大きな影響を及ぼしていることがわかる。このことから、図2に示されているS10CとA1050の場合の値 f の差を考慮すれば、充てん

の難易度は材質の変更によらずほぼ同じであるとみなすことができる。

さらに、あらかじめ未充てん体積を同一にすることは極めて困難であるため、横軸に第1工程C.D.の終了面圧比 $\bar{p}_1/Y^*$ 、縦軸に第2工程R.H.の完了面圧比 $\bar{p}_2/Y^*$ をとり、第2工程完了時の製品の未充てん部長さ A の変化を調べると図7となる。図7中の○印の大きさが未充てんの程度を表しており、その大きさからほぼ同一の未充てんを与える条件が類推でき、図7に示す曲線群が得られる。図7(a)、(b)を比較すると、同一未充てん量を与える曲線は、S10CのほうがA1050よりも若干高い面圧比水準に位置しているが、充てん完了時 ($A=0$ mm) で、値 $\bar{p}_1/Y^*$ と値 $\bar{p}_2/Y^*$ が共に等しい線 $M-M$ 上の最適工程 (点 X_1 と点 Y_1) では、両供試材の面圧比は共に約2.3となり、充てんの難易度はほぼ同程度であることがわかる。なお、同様に、値 D_e^* を24, 26 mmとする場合の最適工程での面圧比を比較すると、S10Cのほうが若干高い値となるが、面圧比が3.0を超えることはなく、上述のように、すべり抵抗係数の影響を含めて考えれば、両供試材の充てん難易度はほぼ同程度であると言える。

つぎに、製品輪郭形状を平歯車に変更した場合の

図4 材質の変更による充てん挙動の比較 (角形スプライン)

図5 材質の変更による充てん挙動の比較 [平均加工面圧比-行程 ($\bar{p}/Y^*-S$) 線図]

S10Cでの充てん挙動を図8に示す。素板寸法は直径19.5 mm (歯底円直径), 高さ8 mm の円板で, 逃がし穴初期径 D_{i0} は前報⁽¹⁾のアルミニウム材での最適加工

条件を参考として, 11 mm としている。図8から, 工具負担平均加工面圧が約1900 MPa (面圧比で約3.0) で未充てん部長さ A が0.05 mm 以下の平歯車製品が成形できることがわかる。

図9(a)は図8中の各段階での材料外観を示してい

図6 充てん挙動に及ぼす抵抗係数 f の影響 (角形スプライン, 到達歯先円直径 $D_e^* = 24$ mm の場合)

(a) 炭素鋼 S10C の場合

(b) アルミニウム A1050 の場合

図7 第1工程面圧比-第2工程面圧比 ($p_1^*/Y^* - p_2^*/Y^*$) 線図

図8 平歯車形状品の充てん挙動 (炭素鋼 S10C)

(a) 図8中の各段階の材料外観

(b) 第1工程の圧下が不十分な場合

図9 材料外観写真と第1工程の重要性

る。これより、面圧 1900 MPa で実用に供しうる平歯車が成形できることが明らかとなる。また、図 9 (b) に、第 1 工程 C.D. の圧下が不十分な場合の結果を示す。すなわち、第 1 工程の終了面圧が低いと、第 2 工程の分流方式で 2000 MPa の面圧を与えても歯車の成形はできない。このため、二段階加工の実施においては適切な工程設計を行うことの重要性が指摘できる。

ところで、八十⁽⁴⁾によれば、型工具材 SKD 11 相当品において、HRC 61 の 0.2 % 圧縮耐力は約 2700 MPa、SKH 9 相当で約 2900 MPa であり、Lange⁽⁵⁾によれば、板巻き法による補強により、従来の焼ばめ法に比較して型工具の耐圧性は 40 % も向上することを報告している。これらを考えると、工具負担面圧が約 1900 MPa で実用に供しうる S 10 C の平歯車が成形できる事実は、本加工技術が各種鋼材へも適用できることを示唆しているものと見なすことができる。さらに、前報⁽¹⁾で確かめられた求心流動の拘束の技術を分流方式に組み込めば充てん面圧のいっそうの低減が期待できることから、本加工技術の適用域は広いものと思われる。

3. 二段階加工の組み立て方に関する検討

工程の能率化と材料歩留りの向上をはかるため、本章では、逃がし穴の加工をマンドレルの押込みにより行う場合の二段階加工の組み立て方について検討する。

3.1 実験条件と二段階加工の組み立て方 実験で採用する製品輪郭形状は 2 章と同一の平歯車で、実験条件も表 1 と同様であるが、出発素板は工業用純アルミニウム A 1100 P 軟質材とし、素板直径は歯底円径に等しく、19.5 mm、素板高さは 5 mm に変更している。なお、素板を表 1 中の n 乗式で表すと、 $\sigma = 151\epsilon^{0.28}$ MPa に従う。図 10 にマンドレル動作を取入れた二段階加工の組み立て方法を示す。すなわち、図 1 で採用した密閉予備鍛造 [工程 (1)], エンドミルによる穴あけ [工程 (3)], 分流鍛造 [工程 (4)] を経て製品に至る形式 (以後、Standard Type の頭文字をとり、形式 S とする) に対して、図 10 (a) は、新たに、マンドレルによる押込み [工程 (2)] を加えるもので、工程 (2) の組み込み手順に応じて、3 種類の形式を採用し、それぞれ、形式 I a, I b, I c とする。これら

図 10 採用する二段階加工の組み立て方の分類と充てん完了の判定基準

形式I系では、工程の簡素化に加えて、マンドレルによる打抜きくずの板厚を形式Sと比較して薄くでき材料歩留りの向上、すなわち、製品高さの増加が期待される。図10(b)は図10(a)中の点線で囲まれる工程を省略し、さらに、工程(4)をマンドレルが材料流れに従って押し戻される方法に変更したもので、上記の特徴に加えていっそうの工程の簡素化が期待できる。これを、形式II a, II b, II cとする。工程(1)での加工力 P_1 は前報⁽¹⁾の最適工程の検討結果から、形式I cおよび形式II cを除いて、すべて、 $15 \times 9.8 \text{ kN}$ とする。なお、形式I cでは他の形式での加工面圧 $\bar{p}_1$ (約400 MPa) に等しくさせる意味で、加工力 P_1 を $12 \times 9.8 \text{ kN}$ とする。形式II cでは、図10(b)から明らかのように、加工力 P_1 は不要である。つぎに、工程(2)のマンドレル押込み力 P_m は 3×9.8 , 4×9.8 , $4.7 \times 9.8 \text{ kN}$ の3種類で、マンドレル直径は10 mmとし、頭部角部の面取りは特に設けていない。この場合、逃がし穴径は10 mmとなる。工程(4)の加工力 P_2 は順次増加させ、歯形内への材料充てんを観察する。充てんの判定は、片打ちのため充てんが相対的に遅れる固定工具側で行い、歯数22枚のうち、20枚以上の歯先部(B部)の歯幅方向断面プロファイル上下先端に図10(c)に示すよう、ぱりが認められるときを充てん完了とする。そして、このときの加工力を加圧ポンチと材料との接触投影面積で除した値を充てん完了に要する平均加工面圧 $\bar{p}_2^*$ 、製品高さ(歯幅)を H^* とする。

3.2 実験結果および考察

3.2.1 形式I a, I b, I cの場合 図10(a)に示す形式I系での充てん挙動を図11に示す。図11中の

黒塗り印は充てん完了、半黒塗り印は図11中に示す未充てん部長さ A が0.05 mm以下となっている状態をそれぞれ表している。なお、比較のため、図11には、基本形とした前報⁽¹⁾の形式Sの結果を点線で加えている。図11において、形式I aでは、形式Sに比べて、充てん完了時(黒塗り印)の製品高さ H^* は増大するが、充てん完了面圧 $\bar{p}_2^*$ は低減しない。この傾向は、マンドレル押込み面圧 $\bar{p}_m$ を大きくしていくといっそう顕著となる。形式I bでは、形式Sに比べて、高さ H^* の増大に加えて、面圧 $\bar{p}_2^*$ の低減も可能となり、マンドレル組み込みの効果が現れてくる。しかし、設定高さ w_0 の値を大きくすると、面圧 $\bar{p}_2^*$ の低減は得られなくなる。形式I cでは、形式Sに比べて、形式I bと同様に、高さ H^* の増大に加えて、面圧 $\bar{p}_2^*$ は約100 MPaも低減できる。特に、面圧 $\bar{p}_m$ を増加させると、形式I bと異なり、面圧 $\bar{p}_2^*$ の低減効果を維持した状態で、高さ H^* を顕著に増大させることができる。ここで、工程(1)の密閉型鍛造のみで充てん完了すると仮想(無論、密閉方式のみでは650 MPaの面圧を加えても充てん完了しない⁽¹⁾)したときの理想製品高さ H_{cd}^* を示すと、図11中の線T-Tの位置となり、形式I cを採用すれば、値 H_{cd}^* を上まわる歯幅を得ることも可能となる。

いま、形式I系で、分流鍛造工程(4)を開始する直前の歯先近傍の歯幅方向の材料未充てんプロファイルを形状測定機により拡大して示せば図12となる。図12で充てん完了に必要な補充体積は、基本的には、図12中の値 V_0 に対応する量と考えられ、形式I a, I bそして、I cの順に少なく、しかも、充てんすべき体

図11 形式I系の有用性(分流鍛造工程(4)での製品高さ H -面圧 $\bar{p}_2$ 線図と未充てん部長さ A -面圧 $\bar{p}_2$ 線図の比較)

積の歯幅方向の分布がより一様である。二段階加工に関する前報までの検討から、密閉鍛造の終了面圧 $\bar{p}_2^*$ を増加させ、値 V_0 を小さく、かつ、分布を一様化させるほど、分流鍛造での充てん完了面圧 $\bar{p}_2^*$ が低減してきた事実を考えると、図 11 に示される傾向は容易に理解でき、マンドレル押し込み工程(2)は密閉予備鍛造工程(1)の前に組み込むことが望ましいものと考えられる。

ところで、別報⁽⁶⁾の台形歯形の解析式から、形式 I c の工程(1)と類似の形式(ただし、両打ち)で歯先円直径を 24 mm とするに要する平均加工面圧比 $\bar{p}^*/Y$ (Y : 材料の単軸圧縮降伏応力)を種々のマンドレル径 D_m について計算すると図 13 となる。図 13 から、マンドレル挿入による密閉予備鍛造〔形式 I c の工程(1); $D_m > 0$ mm〕の値 $\bar{p}^*/Y$ は、マンドレルを用いない場合〔形式 I a の工程(1); $D_m = 0$ mm〕のそれよりも少なくてよいことがわかる。このことは、逆に、図 12 に示す同一の面圧 $\bar{p}_1$ に対しては、値 V_0 をより小さくさせることを意味することになる。すなわち、形式 I c は計算から有利な加工形式であることがわかる。また、加工力 P_1 そのものも値 D_m の設定により

(a) 形式 I a の場合 (b) 形式 I b の場合 (c) 形式 I c の場合
 図 12 工程(4)開始直前の歯先部歯幅方向断面プロフィール

大幅に低減できることは明らかであり、形式 I c はこの点からも有利となる。

3.2.2 形式 II a, II b, II c の場合 図 10(b) に示す形式 II 系での充てん挙動を図 14 に示す。図 14 から、面圧 $\bar{p}_m$ あるいは、値 w_0 が小さい場合は、充てん完了(黒塗り印)が可能となるが、これらの値を大きくすると、充てん完了は困難となってくる。これは、値 $\bar{p}_m$ あるいは値 w_0 を大きくすると、工程(4)でのマンドレルの押し戻しが困難となり、分流現象の出現を遅らせるためであることを製品底部の板厚の変化から確かめている。ここで、形式 S と比較すると、高さ H^* の増加は可能となるが、面圧 $\bar{p}_2^*$ の低減は期待できない。したがって、充てん完了面圧が工具許容強度を十分に下まわっている場合には、いっそうの工程の簡素化のもとで製品高さの増大が可能となることから、形式 II 系も、面圧が許容できれば、形式 I 系よりも価値をもつことになる。そして、形式 II a の採用が加工面圧をあまり高めることなく、製品高さの増大を可能とするた

図 13 マンドレル挿入による充てん面圧の低減効果

(a) 形式 II a の場合 (b) 形式 II b の場合 (c) 形式 II c の場合
 図 14 形式 II 系の有用性 (分流鍛造工程(4)での製品高さ H -面圧 $\bar{p}_2$ 線図と未充てん部長さ A -面圧 $\bar{p}_2$ 線図の比較)

図 15 工程(4)を変更する場合の影響

め、より望ましい形式といえる。なお、図 14(b)での黒塗り印の充てん完了した製品には歯幅方向中央下方に約 0.1 mm の欠肉が発生してくる。さらに、参考として、密閉鍛造 C.D.のみで約 650 MPa 加圧したときの高さ H と未充てん部長さ A を▽印で示している。

ところで、形式 II 系において、分流鍛造工程(4)を図 15(a)に対して、あらかじめ、マンドレルを抜き去った方法へ変更することも考えられる。しかし、材料の底板厚 H_b が大きいと、圧下途中で逃がし穴が閉そくし、密閉鍛造に移行し、逆に小さいと材料の座屈が発生し、その後の型隅角部への充てんを遅らせるため、充てん完了が困難であることを確かめている。

以上、形式 I 系および形式 II 系の検討から、マンドレル組み込みにより、いっそう効果的な型内充てんが可能になることが知られた。そして、一連の工程設計においては、歯底円直径に等しい円柱状出発素板に、マンドレル押込み、材料底部穴あけ、マンドレル挿入のまま密閉予備鍛造、マンドレル抜き取り、そして、分流鍛造を経て製品とさせる形式 I c が、充てん完了面圧のいっそうの低減と材料歩留り向上の両面から望ましい工程設計として指摘できる。なお、最近、プレス動作が数値制御しうる装置が開発されてきたが⁽⁷⁾、これらの装置が使用できれば、上述の一連の工程を首尾よく組み立てることができ、生産性の向上は十分期待されうるものと思われる。さらに、分流鍛造工程で求心流動拘束の技術を組み込めば、いっそうの充てん面圧の低減が実現できることが前報で知られているが、この技術も、マンドレル動作の制御の工夫により容易に組み込み、分流方式の有用性がさらに発揮されるものと考えられる。

4. 結 論

提案した分流型鍛造技術の実用化への基礎資料を得

るため、前報の適用条件の検討に加えて、鋼への適用の可能性ならびに二段階加工の組み立て方について検討してきた。その結果、つぎのことがらが指摘できた。

(1) 鋼への適用の可能性について

(i) 二段階加工の採用により、鋼の角形スプライン、および平歯車の精密型鍛造が可能となる。平歯車の場合、製品時の材料の降伏強さの比にして、約 3 の面圧比を加えれば実用に供し得る平歯車を成形できる。

(ii) 鋼とアルミニウムにおける鍛造型内の材料充てん挙動に関する基本的特徴は互いに類似しており、材質に関係なく、ほぼ同程度の難易度で充てん完了する。したがって、前報までに得られた知見はそのまま鋼に適用できる。

(2) 二段階加工の組み立て方について

(i) 円柱状素板に、マンドレル押込み、材料底部穴あけ、密閉予備鍛造、マンドレル抜き取りによる分流鍛造を経て製品に至る工程設計を行えば、工具負担面圧の低減と材料歩留り向上の両面からいっそう効果的な型内充てんが可能になる。

(ii) いっそうの工程の簡素化の目的で、円柱状素板に密閉予備鍛造、マンドレル押込み、マンドレル浮動による分流鍛造を経て製品に至る工程設計を行えば、充てん完了面圧をあまり高めずに製品高さの増加が可能になる。すなわち、充てん面圧が工具強度を十分下まわる場合には、いっそうの工程の簡素化の面で(2)(i)よりも効果を持つ。

これらのことから、実用材料への適用の可能性、ならびに、有効な工程設計の指針が提供でき、分流鍛造技術を生産現場に積極的に導入することが期待される。

文 献

- (1) 近藤・ほか 2 名, 機論, 51-462, C (昭 60), 390.
- (2) 大賀・ほか 2 名, 機論, 48-427, C (昭 57), 443.
- (3) 文献(2)の 425 ページ.
- (4) 八十, 塑性と加工, 22-241 (昭 56), 125.
- (5) Lange, K., 塑性と加工, 20-220 (昭 54), 350.
- (6) 文献(1)の 399 ページ.
- (7) 吉村・島崎, 塑性と加工, 24-271 (昭 58), 781.