剛塑性有限要素法による穿孔圧延の近似三次元シミュレーション*

吉村英徳^{*1}, 小坂田宏造^{*2}, 森謙一郎^{*2}Simplified Three-Dimensional Simulation of Rotary Piercing of Bar
by Rigid-Plastic Finite Element Method

Hidenori YOSHIMURA, Kozo OSAKADA and Ken-ichiro MORI

A method for simulating three-dimensional deformation in rotary piercing of a seamless pipe from a round bar with skewed rolls is proposed on the basis of the rigid-plastic finite element method using generalized plane-strain modeling. In this method, the rotary piercing is approximated to be a roll forging process, and the elongation of the workpiece in the rolling direction is kept uniform in the cross-section. The effect of the shear deformation in the rolling direction is included in the generalized plane-strain modeling. In addition to the short computing time, the treatment of the contact boundary conditions for the rolls and plug becomes simple. The effects of working conditions on deformation behavior and the occurrence of a central crack in the rotary piercing are examined.

Key Words: Finite Element Method, Plasticity, Numerical Analysis, Rolling, Rotary Piercing, Rigid-Plastic Analysis, Seamless Pipe, Three-Dimensional Deformation, Simplified Analysis, Generalized Plane-Strain

1. 緒 言

管材は板材を成形してその後継目を溶接する溶接管と、丸棒を穿孔することによって製造される継目なし管に大別される。継目なし管は油井管、高温配管などに使用されているが、合金鋼、ステンレス鋼を素材とした高品質化の要求が強まっており、加工が容易ではなくなっている。継目なし管は一般に圧延加工によって製造されており、マンネスマン圧延によって穿孔された後、マンドレルミル圧延またはプラグミル圧延によって延伸され、最後にレデューサまたはサイザーによって仕上げられる。マンネスマン穿孔圧延ではプラグによって棒材に孔をあけるため加工がきびしく、穿孔された管材のきず、プラグの焼付きなどが問題になっている。このため、穿孔圧延中の変形挙動をシミュレーションする方法の開発が鉄鋼メーカーなどで望まれているが、複雑な三次元変形をシミュレーションするのは容易ではなく、穿孔圧延のシミュレーションはまだ行われていない。

剛塑性有限要素法は圧延加工の塑性変形のシミュレ

ーションによく使用されている⁽¹⁾。この方法は素材の弾性変形を無視することによって大きな塑性変形を比較的短い時間で計算する方法であり、圧延のような大きな塑性変形を伴う加工では微小な弾性変形を無視できる場合が多い。剛塑性有限要素法は、弾塑性有限要素法と比較して計算時間が短いだけでなく、中立点を伴う摩擦の境界条件の取扱いなどがより単純である。剛塑性有限要素法は、管材のストレッチレデューサ⁽²⁾およびマンドレルミル圧延⁽³⁾のシミュレーションに使用されている。これらのシミュレーションでは、8節点六面体アイソパラメトリック三次元要素を用いて三次元的に要素分割が行われており、計算精度は高いが計算時間が問題になる。特に、穿孔圧延では棒材が回転しながら送られて加工されるため、完全な三次元解析では計算時間が非常に長く境界条件も複雑になり、穿孔圧延を対象にシミュレーションはまだ報告されていない。

圧延加工の三次元シミュレーションにおいて計算時間を短縮するために、近似三次元解析法が剛塑性有限要素法を基礎として提案されている。著者ら⁽⁴⁾⁽⁵⁾は、幅広がりを生じる厚板圧延とスラブを幅方向から圧下するエッジング圧延において、素材を板厚方向に二層に分割した近似三次元要素を提案しており、二次元間

* 原稿受付 1997年6月18日。

^{*1} 正員, 大阪大学大学院 (〒560-8531 豊中市待兼山町1-3)。^{*2} 正員, 大阪大学大学院基礎工学研究科。

題と同程度の時間で計算ができるようにしている。また、素材の断面が均一に伸びると仮定する一般化平面ひずみモデルを用いて、孔形圧延の近似三次元シミュレーションも行われている^{(6)~(8)}。このような近似を行うことができれば、実用的な時間で穿孔圧延がシミュレーションできる。

本研究では、穿孔圧延の近似三次元シミュレーション法を剛塑性有限要素法を基礎として提案する。圧延方向の伸びが断面内で均一であると仮定して、一般化平面ひずみモデルを使用し、実用的な時間で計算を行う。また、計算された応力・ひずみ分布から回転圧縮における軸中心部の割れ発生についても考察を行う。

2. 穿孔圧延の近似三次元シミュレーション法

2.1 一般化平面ひずみモデル 穿孔圧延では、図1に示すようにたね形ロールによって円柱状素材に圧縮と回転を加え、プラグによって穿孔を行う。円柱状素材に圧縮と回転を同時に加えると、軸中心部に圧

Fig. 1 Rotary piercing of cylindrical billet

Fig. 2 Generalized plane-strain model for rotary piercing

縮と直角方向に引張応力が発生して孔があきやすい状態になり、プラグによって穿孔が容易に行える。穿孔圧延では素材は三次元変形を受けるが、三次元的な境界条件の取扱いおよび要素再分割が困難であり計算時間も非常に長くなるため、完全三次元シミュレーションは現実的ではない。そこで本研究では、一般化平面ひずみモデルを穿孔圧延に適用し、近似三次元的にシミュレーションを行う。

図2に示すように、回転する円形工具によって円柱状素材を圧下する加工に穿孔圧延を置き換える。この場合、素材断面において圧延方向(z 方向)の伸びを均一であると仮定することによって一般化平面ひずみモデルを適用する。一般化平面ひずみモデルでは、圧延方向のひずみ速度は次のように表される。

$$\dot{\epsilon}_z = v_z / l_z \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 v_z は圧延方向の速度であり、 l_z は接触長さである。素材の断面は二次元四角形要素によって分割され、断面内の速度分布は通常の四角形要素と同様なものを用いる。

一般化平面ひずみモデルでは、断面が均一に伸びるため圧延方向のせん断変形は無視される。しかしながら、圧延加工では素材の断面形状が徐々に変化するため、圧延方向のせん断変形の影響は小さい。図3に示すように、穿孔圧延では素材は回転しながら変形を受けるため、剛体回転との差がせん断ひずみ速度であると考え、せん断ひずみ速度を次のように仮定して一般化平面ひずみモデルに導入する。

$$\begin{aligned} \dot{\gamma}_{yz} &= 2(v_y - v_y^*) / l_z \\ \dot{\gamma}_{zx} &= 2(v_x - v_x^*) / l_z \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 v^* は剛体的に回転する速度であり、本解析法では繰返し計算ごとに得られる全節点の回転速度の平均値とする。

穿孔圧延では円管の外径は加工条件によって変化するため、計算前に接触長さを求めることができない。

Fig. 3 Effect of twisting shear deformation in rotary piercing

Fig. 4 Treatment of tools before and after contact with plug

そこで、接触長さは図1に示すように素材がロールに接触してからプラグを離れるまでとする。その際、せん断ひずみ速度における長さは零から接触長さまで変化するため、式(2)は平均値 $l_z/2$ を採用している。

2.2 プラグ接触前後の取扱い プラグと接触するまでは工具はロールだけであるため、図4に示すように接触する前後で取扱いを変化させる。プラグと接触するまでは、2個の平行なロールによって円柱状素材を回転圧縮させる変形にモデル化する。穿孔圧延では、ロールはたる形で傾斜角を持つため、圧延方向の位置に対応させてロール径と中心位置を変化させる。プラグ接触後は、この取扱いに直径が増加するプラグ

を加える。マンネスマン穿孔圧延では、中心部に引張応力を発生させて孔があきやすい状態にし、プラグを押当てることによって穿孔しているため、本モデルではプラグと接触した部分に孔が形成されるとする。初期素材は中実円であるが、プラグに接触した直後に素材断面を再要素分割し中心に微小な孔を与え、それをプラグで広げることによって計算を行う。

素材はロールによって回転させられるが、実際の加工ではロール表面を荒くしてすべりを防止しているため、素材とロールの間のすべりはないものとして取扱う。一方プラグは従動で回転してその摩擦エネルギーは小さく、取扱いを簡単にするためにプラグの周方向摩擦は無視する。加工とともに素材は圧延方向に伸びるが、本解析法では断面ごとの変形を取扱っているため、この伸びに対する摩擦を正確に考慮することは困難であり、これも無視する。

2.3 剛塑性有限要素法 本解析法は、圧縮特性法に基づいた剛塑性有限要素法⁽⁹⁾を基礎とする。一般化平面ひずみモデルを用いた剛塑性有限要素法において、ロールとのすべりがなく圧延方向の摩擦は無視したため、摩擦エネルギーに関する項は零になり、次の汎関数を最小にする解を求める。

$$\Phi = \int_A \left[\int_0^{\dot{\epsilon}} \bar{\sigma} d\dot{\epsilon} \right] dA \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 $\bar{\sigma}$ は相当応力、 $\dot{\epsilon}$ は相当ひずみ速度であり、 A は断面積、汎関数は単位長さに対して定義されている。圧縮特性法における相当ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ は次のように表される。

$$\dot{\epsilon} = \sqrt{\frac{2}{9} \left\{ (\dot{\epsilon}_x - \dot{\epsilon}_y)^2 + (\dot{\epsilon}_y - \dot{\epsilon}_z)^2 + (\dot{\epsilon}_z - \dot{\epsilon}_x)^2 + \frac{3}{2} (\dot{\gamma}_{xy}^2 + \dot{\gamma}_{yz}^2 + \dot{\gamma}_{zx}^2) \right\} + \frac{1}{g} \dot{\epsilon}_v^2} \quad \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 $\dot{\epsilon}_v$ は体積ひずみ速度、 g は静水圧応力依存性を示す正の小さな定数 (0.01~0.0001) である。 $\dot{\epsilon}_x, \dot{\epsilon}_y, \dot{\gamma}_{xy}$ は通常の二次元四角形要素から求まるものであり、 $\dot{\epsilon}_z$ は式(1)、 $\dot{\gamma}_{yz}, \dot{\gamma}_{zx}$ は式(2)から求まる。式(3)の汎関数では、断面内の四角形要素の節点速度と圧延方向の速度が変数であり、それらで汎関数を微分することによって剛性方程式が得られる。剛性方程式の解は直接反復法によって求める。本解析法では、二次元問題に圧延方向の速度が一つだけ変数として加わるだけであり、二次元解析法と同様な時間で計算が行える。また、要素分割も二次元的に行え、要素分割が簡単である。

3. モデル実験

実際の穿孔圧延は熱間状態で行われるが、実験が困難になるために白色プラスチシンを用いたモデル実験を行った。円柱状素材は押出しによって成形され、直径は30 mmである。押出された素材は内部の残留応力を取り除き時効硬化を起こさせるため、25℃の恒温槽で1日以上保持した。加工後の伸びを測定するために、4 mm 間隔で素材の側面に目盛り線を付けた。モデル実験はロールおよび試験片を25℃にして行うため、この温度での素材の変形抵抗をリング圧縮試験より次のように求めた。

$$\bar{\sigma} = 0.23 \bar{\epsilon}^{0.08} \quad [\text{MPa}] \quad \dots\dots\dots (5)$$

ここで、 $\bar{\epsilon}$ は相当ひずみである。

プラスチックのモデル実験に使用した装置を図5に示す。ロール、プラグは石膏で作成し、プラグだけをマシン油で潤滑した。計算および実験は表1に示すよ

Table 1 Working conditions used in simulation and experiment

Maximum roll diameter d_r /mm	200
Maximum plug diameter d_p /mm	20
Initial workpiece diameter d_w /mm	30
Roll feed angle θ /°	9, 10, 11, 12
Roll face angle α /°	3
Plug advance ℓ_s /mm	3
Minimum roll gap h /mm	24, 25, 26

Fig. 5 Experimental apparatus for rotary piercing using plasticine workpiece and plaster rolls and plug

Fig. 6 Rotary piercing process

うな条件で行い、図6に示すようなロール傾斜角 θ とロール間隔 h を変化させた。

4. 計算および実験結果

ロール傾斜角 $\theta=10^\circ$ 、ロール間隔 $h=25$ mm における断面形状の計算と実験結果の比較を図7に示す。圧延方向(z 方向)は最小ロール間隔の位置を原点とする。最初、素材はロールによって圧下を受けてだ円形になり、その後プラグによって軸中心部に孔があけられて中空だ円の形になり、ロールとプラグ間で圧下されて肉厚が薄くなる。このとき、素材は円周方向に伸

Fig. 7 Comparison between calculated and experimental cross-sectional shapes for $\theta=10^\circ$ and $h=25$ mm

びてロール間で大きくなり、扁平な形状になる。加工がさらに進むとロールとプラグのすきまが広がって素材がプラグに接触しなくなるが、この変形は回転しながら円形に近づくだけであって小さく、誤差が大きくなるため計算は行わなかった。計算では、要素が大きくなりゆがむため数回要素の再分割を行っている。計算された外形形状は、プラスチックを用いたモデル実験の結果とほぼ一致している

圧延中の素材伸びの計算と実験結果の比較を図8に示す。計算結果は実験結果とほぼ一致している。しかしながら、実験では素材はロールおよびプラグと接触した直後に大きく伸びるが、計算ではその傾向が少し平均化されている。特に、プラグ後端部において計算

Fig. 8 Comparison between calculated and experimental elongations in rolling direction

Fig. 9 Comparison between calculated and experimental changes in average outer diameter after rolling

結果が伸び続けているのは、一般化平面ひずみモデルでは局所的な変形でも全体が変形するための誤差である。圧延された素材の最終的な伸びは、計算値が実験値よりも少し大きくなっている。本研究では圧延方向の摩擦を無視したが、圧延方向の伸びに対する摩擦の効果を導入すると、伸びに対する抵抗になり、この誤差は少し小さくなる。摩擦は外力として近似的に一般化平面ひずみモデルに導入することができる⁽⁶⁾。

圧延された素材の平均外径拡大率の計算と実験結果の比較を図9に示す。ここで、平均外径は外周の長さを π で割ったものである。傾斜角が大きくなるほど、

Fig. 10 Distributions of hydrostatic stress, equivalent strain and integral value I for $\theta=10^\circ$, $h=25$ mm and $z=-3$ mm

Fig. 11 Variation of integral value in criteria of ductile fracture in center of workpiece for $h=25$ mm

またロール間隔が小さくなるほど、外径拡大率は大きくなっている。計算結果は実験結果とほぼ一致している。

5. マンネスマン割れの発生予測

穿孔圧延では、マンネスマン効果を利用して中心部に引張応力を発生させて穿孔を行っている。しかしながら、過度の変形によってプラグに接触する前に軸中心部に割れが生じる場合があり、それが内面の欠陥発生要因になる⁽¹⁰⁾。そこで、プラグを用いない棒材の回転圧縮のシミュレーションを行い、その結果を利用して延性破壊の条件式から割れの発生時機を調べる。延性破壊条件式としては、次式で示す大矢根らの条件式⁽¹¹⁾を用いる。

$$I = \frac{1}{B} \int_0^{\bar{\epsilon}} \left\{ 1 + \left(\frac{\sigma_m}{A\bar{\sigma}} \right) \right\} d\bar{\epsilon} \quad \cdots \cdots \cdots (6)$$

ここで σ_m は静水圧応力、 A, B は材料定数である。 I の値を有限要素シミュレーションの結果から求め、その値が1を越えると割れが生じていることになる。実際の穿孔圧延は熱間状態で行われるが、冷間におけるS25Cの材料定数 $A=0.20$, $B=0.95$ ⁽¹²⁾ を用いて計算を行い、ロール傾斜角による傾向を調べる。また、このときのS25Cの変形抵抗は次式で表される。

$$\bar{\sigma} = 748 \bar{\epsilon}^{0.21} \quad [\text{MPa}] \quad \cdots \cdots \cdots (7)$$

プラグに接触する直前のロール傾斜角 $\theta=10^\circ$ 、ロール間隔 $h=25 \text{ mm}$ における静水圧応力、相当ひずみ、破壊条件式の積分値の分布を図10に示す。相当ひずみは外周部で最大となっているが、中心部ではマンネスマン効果によって大きな引張応力になっており、中心部で割れが生じる。

積分値 I の変化を図11に示す。加工が進むにつれて積分値が大きくなって、割れが生じる。傾斜角が小さいほど割れが早く生じる。冷間の材料定数を用いているため、プラグに接触する前に積分値が1に達しているが、積分値の傾向は熱間のものと同様であると考えられる。傾斜角を大きくすれば割れの発生を抑制することができるが、加工荷重が高くなる⁽¹³⁾ ため、適切な傾斜角を選択する必要がある。

6. 結 言

穿孔圧延の近似三次元シミュレーション法を、一般

化平面ひずみモデルを用いた剛塑性有限要素法を基礎として提案した。この方法では、圧延方向の伸びが断面内で均一であると仮定し、回転する円形工具によって円柱状素材を圧下する加工に穿孔圧延を置き換えた。モデル化において、圧延方向のせん断変形の効果を導入することによって、一般化平面ひずみモデルに圧延効果を導入した。本解析法で計算された結果は、プラスチックを用いたモデル実験の結果とほぼ一致した。本解析法では圧延方向の速度が一つだけ変数として加わるだけであり、二次元解析法と同様な時間で計算が行え、要素分割も二次元的である。本解析法は断面の二次元分割であるが、完全三次元解析法では圧延方向にも要素分割を行い、バンド幅も増加するため、計算時間は数十倍から数百倍長くなる。本解析法では、計算がパーソナルコンピュータで実行でき、実際の生産現場での使用を対象とした実用的な方法である。

本研究の一部は平成7, 8年度日本鉄鋼協会鉄鋼研究振興資金による研究助成金によって行われた。また、実験にご協力いただきました大阪大学4年生寺田王彦氏に感謝する。

文 献

- (1) 森謙一郎, 塑性と加工, **30**-344 (1989), 1250-1254.
- (2) 森謙一郎・小坂田宏造・三原豊・平川智之・福田正成, 塑性と加工, **28**-321 (1987), 1054-1059.
- (3) 山田健二・小川茂・濱渦修一・菊間敏夫, 塑性と加工, **36**-411 (1995), 384-389.
- (4) 森謙一郎・小坂田宏造, 塑性と加工, **23**-260 (1982), 897-902.
- (5) Mori, K. and Osakada, K., *Int. J. Mech. Sci.*, **26** 9/10 (1984), 515-525.
- (6) 岡田達夫・小坂田宏造・森謙一郎・古元秀昭, 機論, **56**-528, A (1990), 1893-1899.
- (7) Yamada, M., Yamada, T., Osakada, K. and Okada, T., *Proc. 3rd Int. J. Tech. Plasticity*, **2** (1990), 701-906, Kyoto.
- (8) Mori, K. and Osakada, K., *Trans. NAMRI/SME*, **21** (1993), 9-15.
- (9) Mori, K., Osakada, K. and Oda, T., *Int. J. Mech. Sci.*, **24**-9 (1982), 519-527.
- (10) 加藤健三, 塑性と加工, **13**-135 (1972), 278-286.
- (11) 大矢根守哉・佐藤悌介, 材料, **25**-273 (1976), 501-508.
- (12) 佐藤悌介, 塑性と加工, **16**-175 (1975), 676-679.
- (13) 日本塑性加工学会編, 棒線・形・管圧延, (1991), 139-170, コロナ社.