

## 大型鍛鋼品における空隙閉鎖評価式の検討

## Evaluation Formula for Void Closure in Large Forged Steel Products



橋場 大輔\*  
Daisuke Hashiba



博士(工学) 柳沢 祐介\*  
Dr. Yusuke Yanagisawa



青山 明祐\*\*  
Akihiro Aoyama



落合 朋之\*  
Tomoyuki Ochiai

## 要 旨

当社では大型鍛鋼品の製造において最大 670 ton の大型鋼塊を自由鍛造で成形するが、大型鋼塊には造塊工程で発生した多数の空隙が内在しているため、鍛造工程では形状を造り上げることに加えて、内部品質確保の観点からその空隙を完全閉鎖することが求められる。内部空隙の閉鎖状況は鍛造中に確認することができないため、閉鎖の可否は弾塑性解析で計算される応力やひずみを基にした評価式で判断するのが一般的である。しかし、静水圧応力比積分  $G_m$  に代表される従来の評価式には、鍛造の方向性を表現できない相当塑性ひずみ  $\varepsilon_{eq}$  が用いられており、圧下方向が複雑に変化する自由鍛造の空隙閉鎖においては評価精度に課題があった。そこで本研究では、圧下方向の影響を考慮した空隙閉鎖評価式について検討し、実鋼塊を用いた鍛造試験でその妥当性を検証した。

## — Synopsis —

Japan Steel Works M&E, Inc. uses the large ingots up to 670 ton to manufacture the large forgings by the free forging method. However, the large ingots contain many internal voids that are generated during the ingot making process. Therefore, for sound internal quality of the products, the forging process is required not only to shape the products, but also to eliminate the voids completely. Generally, the possibility of closure is determined using an evaluation equation based on the stress and strain calculated by elastic-plastic analysis because the closure of the internal void cannot be confirmed during forging. However, the conventional evaluation formula, which has been represented as the hydrostatic stress ratio integral  $G_m$ , adopts the equivalent plastic strain  $\varepsilon_{eq}$  which cannot describe the directionality of free forging, the pressing direction of which changes intricately, causing an uncertainty of void closure prediction. In this study, the evaluation formula for void closure that factors in the influence of the pressing direction was examined, assessing its validity through the forging tests with an actual ingot.

## 1. 緒 言

大型鍛鋼品の製造に用いられる鋼塊の軸芯付近には、造塊の凝固過程で不可避的に発生したザクと呼ばれる多数の空隙が存在する<sup>(1)</sup>。この空隙が発電用タービンロータ軸材のような高負荷で使用される大型鍛鋼品に残留した場合、それが起点となり破壊事故に至る恐れがある。そのため、大型鍛鋼品の鍛造工程では単に形状を造り上げるだけではなく、空隙の完全閉鎖も求められる。

しかしながら、内部空隙の閉鎖状況は鍛造中に目視で確認することができないため、鍛造時に空隙が完全閉鎖するか否かを鍛造工程の計画時に判断する評価技術が必要となる。

空隙閉鎖挙動を評価する方法のひとつとして、有限要素法(FEM)による弾塑性解析がある。近年では、コンピュータの能力向上により鋼塊に内在する空隙をモデル化した大規模メッシュによる三次元弾塑性解析で空隙閉鎖挙動の評価が可能となった<sup>(2)</sup>。しかし、そのような弾

\*: イノベーションマネジメント本部 マテリアル技術研究所  
Material Technology Laboratory, Innovation Management Headquarters

\*\* : 日本製鋼所 M&E (株) 室蘭製作所 素形材製造部  
Materials Manufacturing Department, Muroran Plant,  
Japan Steel Works M&E, Inc.

塑性解析は依然として計算コストが大きいことから、製造検討のたびに行うのは現実的ではない。そのため、空隙をモデル化しない中実モデルで空隙相当位置の応力やひずみの状態を解析し、それらの値から計算される評価式で空隙閉鎖の可否を判断するのが一般的である。

空隙閉鎖に関する評価式はこれまでに多くの研究者によって検討されており、例えば静水圧応力比積分  $G_m$ <sup>(3)(4)(5)(6)</sup>がある。当社でも  $G_m$  を用いて空隙閉鎖の評価を行ってきたが、毛利ら<sup>(7)</sup>も指摘するように  $G_m$  には鍛造の方向性を表現できない相当塑性ひずみ  $\epsilon_{eq}$  が用いられているため、複数の方向から繰り返し圧下される自由鍛造では評価精度に課題があった。

そこで本報告では、弾塑性解析による数値実験を基に圧下方向を考慮した空隙閉鎖評価式  $R_v$  を構築し、実鋼塊を用いた鍛造試験でその評価式の妥当性を検証した。

## 2. 鍛造試験による解析精度の検証

### 2.1 試験方法

弾塑性解析による数値実験を行うにあたり、その解析精度を検証する必要がある。そこで、貫通孔を有する試験材を用いて鍛造試験を行い、貫通孔の変形挙動と弾塑性解析結果を比較することで、解析精度を検証した。Fig. 1 に鍛造試験の模式図を示す。供試材には NiCrMoV 鋼を用いて、金敷形状は上下平金敷および 120° の開角を有する上下 V 金敷の 2 通りとし、試験材は中心に  $\phi 2$  mm の貫通孔を有する  $\square 70$  mm  $\times$  L40 mm と  $\phi 80$  mm  $\times$  L40 mm とした。Fig. 2 に試験装置の外観を示す。試験には加熱炉を有する 1000 kN プレス装置を用い、圧下速度は 0.5 mm/s、加熱温度は 1200 °C とした。圧下パスは 4 パスとし、金敷によらず奇数パスは  $x$  方向、偶数パスは  $y$  方向から圧下した。このとき、各パスにおける貫通孔の変形挙動を観察するため、各金敷形状に対して 4 個の試験材を用意し、1 ~ 4 パスの鍛造を行った。試験後には  $z$  方向の中央で試験材を切断し、外形と貫通孔の断面寸法を測定した。

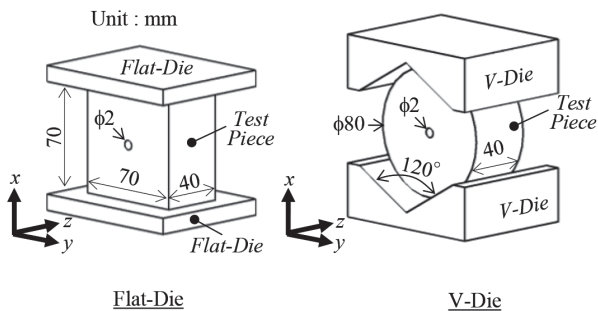


Fig. 1 Schematic illustration of dies and test pieces of the forging test



Fig. 2 Forging test apparatus

### 2.2 弾塑性解析方法

弾塑性解析には汎用有限要素解析コード ABAQUS を用いた。メッシュモデルは Fig. 3 に示す 1/8 モデルとし、要素には 8 節点六面体要素を用いた。また、試験材は弾塑性体、金敷は剛体で定義した。試験材の材料特性はヤング率  $E = 100$  GPa、ポアソン比  $\nu = 0.3$  とし、変形抵抗曲線には Fig. 4 に示す円柱圧縮試験<sup>(8)</sup>で測定したデータを用いた。試験材 - 金敷の摩擦はクーロン摩擦係数  $\mu = 0.5$  とした。

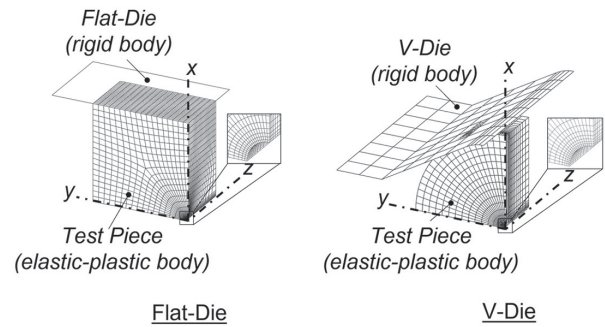


Fig. 3 Mesh model of material with a hole (1/8 model)

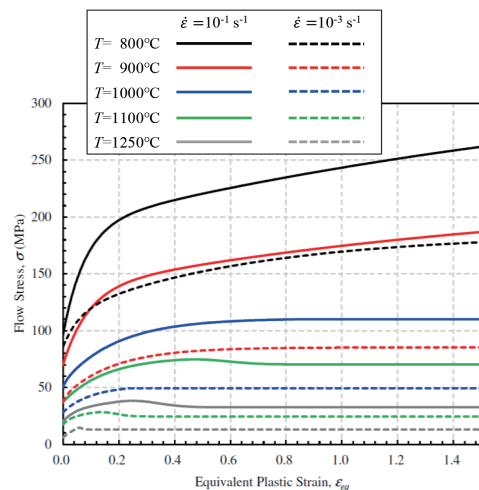


Fig. 4 Flow stresses of NiCrMoV steel

2.3 貫通孔の変形挙動の比較

鍛造試験と弾塑性解析は、貫通孔の変形挙動と(1)式で算出した貫通孔の面積減少率  $R_a$  で比較した。

$$R_a = 1 - \frac{A}{A_0} = 1 - \frac{d_x \cdot d_y}{d_0^2} \quad (1)$$

ここで、 $A_0, A$  は変形前後の貫通孔断面積、 $d_0$  は変形前の貫通孔直径、 $d_x, d_y$  は変形後における  $x$  および  $y$  方向の貫通孔直径である。各パスにおける貫通孔の形状を Table 1、貫通孔の面積減少率  $R_a$  の推移を Fig. 5 に示すが、鍛造試験と弾塑性解析を比較したところ、貫通孔の変形挙動と面積減少率  $R_a$  は良好に一致した。この結果から、弾塑性解析で空隙閉鎖挙動を良好に再現できると判断した。ただし、上下 V 金敷の 2 パスでは、鍛造試験と弾塑性解析の貫通孔面積減少が大きく乖離したが、これは鍛造試験において試験材が円柱形状であり、1 パスから 2 パスへ移行する際の回転角度 ( $90^\circ$ ) を正確にコントロールできなかったためである。

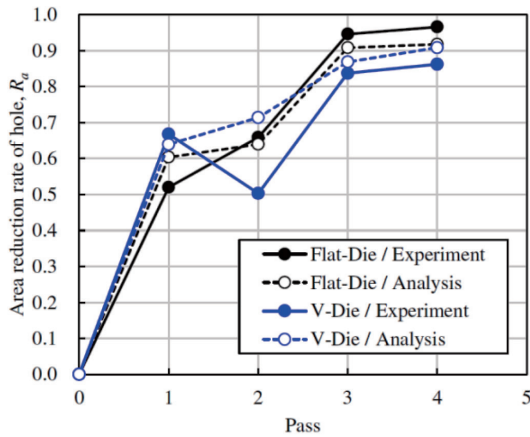


Fig. 5 Area reduction rate of the hole after each pass

2.4 実機相当材を用いた解析精度の検証

前節のラボ試験は均熱状態で行ったが、実機では空放冷却で温度分布が生じる。そこで、空放冷却した実機相当材で鍛造試験を行い、解析精度を検証した。鍛造試験に用いた供試材は 2.1 節と同様に NiCrMoV 鋼で、試験材は Fig. 6 に示す  $\phi 18$  mm の止まり孔を有する W500 mm  $\times$  H520 mm  $\times$  L2030 mm の角材とした。鍛造試験には 3000 ton プレスを用い、加熱温度は  $1250^\circ\text{C}$  とした。鍛造条件は Table 2 に示すとおり、空放時間は 5, 10 分の 2 通り、パス数は 1, 2 パスの 2 通りとした。弾塑性解析は Fig. 7 に示す 1/4 のメッシュモデルを用いて行った。また、材料特性と摩擦係数は 2.2 節と同様の値とした。

各条件における止まり孔の形状を Table 3、止まり孔の面積減少率  $R_a$  を Fig. 8 に示すが、鍛造試験と弾塑性解析は良好に一致した。この結果から、空放冷却した実機相当材でも弾塑性解析で空隙閉鎖挙動を良好に再現することが可能と判断した。

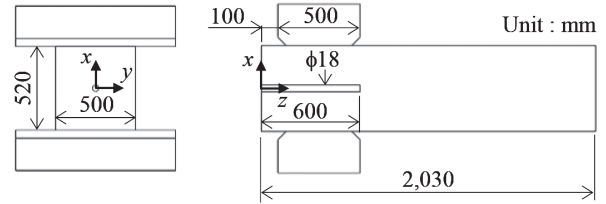


Fig. 6 Schematic diagram of forging test considering air cooling

Table 1 The shape of the hole after each pass

Pass	Flat-Die			V-Die		
	Experiment	25mm	Analysis 1mm	Experiment	25mm	Analysis 1mm
1st pass						
2nd pass						
3rd pass						
4th pass						

Table 2 Forging test conditions considering air cooling

<b>Condition 1</b> Pre-Cooling 5 min	
<b>Condition 2</b> Pre-Cooling 5 min	
<b>Condition 3</b> Pre-Cooling 10 min	
<b>Condition 4</b> Pre-Cooling 10 min	

Table 3 Hole shape for each condition

Condition	Experiment	Analysis
<b>Condition 1</b> Pre-Cooling 5 min		
<b>Condition 2</b> Pre-Cooling 5 min		
<b>Condition 3</b> Pre-Cooling 10 min		
<b>Condition 4</b> Pre-Cooling 10 min		

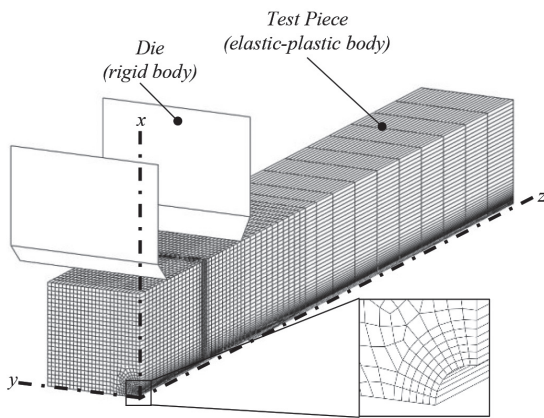


Fig. 7 Mesh model of forging test considering air cooling (1/4 model)

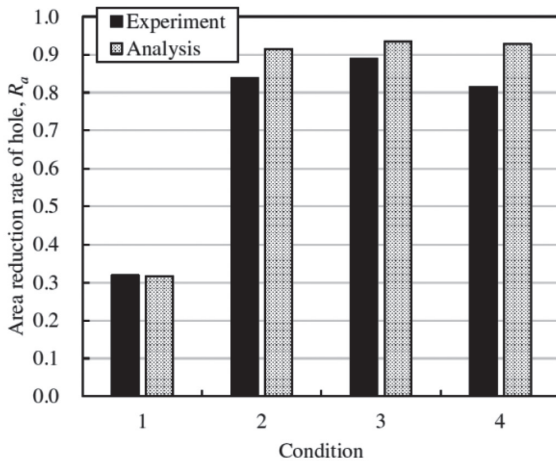


Fig. 8 Area reduction rate of the hole for each condition

### 3. 数値実験による空隙閉鎖挙動の把握

#### 3.1 弾塑性解析方法

前章では弾塑性解析で空隙閉鎖挙動を再現できることを確認した。本章では空隙閉鎖に関する評価式を構築するにあたり、数値実験で様々な条件下における空隙閉鎖挙動を調査した。数値実験は、 $\phi 1000 \text{ mm} \times L1500 \text{ mm}$  の円柱材に対して多パス鍛造の弾塑性解析を行った。調査条件を Table 4 に示すが、金敷形状は上下平金敷と上下 V 金敷の 2 通り、温度分布は  $1200 \text{ }^\circ\text{C}$  均熱条件と熱伝導解析で求めた Fig. 9 に示す予冷却を想定した温

Table 4 Numerical experiment conditions

Pass	(1) 1Pass (2) Multi-Pass
Die type	(1) Flat-Die (2) V-Die
Temperature distribution	(1) Uniform heat (2) Pre-cooling (= a cooling for 1hr)
Void position (shown in Fig. 10)	(1) <i>a</i> (2) <i>b</i> (3) <i>c</i>

度分布の2通りとした。空隙位置は Fig. 10 に示す *a*, *b*, *c* の3通りとしたが、弾塑性解析の際は Fig. 11 に示すように空隙 *a*, *b*, *c* を異なるメッシュモデルで扱い、空隙位置の応力および塑性ひずみを計算するため、空隙のない中実モデルでも同様の解析を行った。また、空隙サイズはいずれの条件も  $\phi 20$  mm とした。圧下要領は Fig. 12 に示すように、1パスあたりの圧下量を平金敷が 150 mm/パス、V 金敷では 100 mm/パスとし、空隙が完全閉鎖するまで *x* 方向→*y* 方向→*x* 方向…へパスを繰り返した。すなわち、奇数パスでは *x* 方向、偶数パスでは *y* 方向へ圧下した。また、弾塑性解析の材料特性や摩擦係数は 2.2 節と同様の値とした。

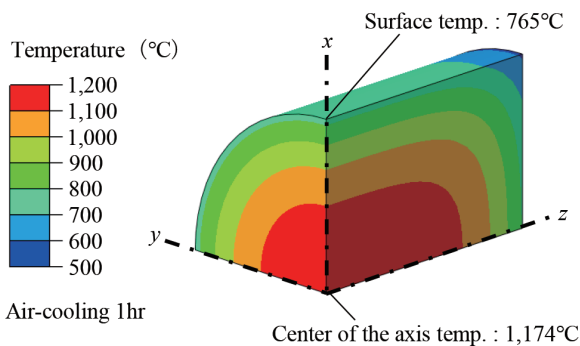


Fig. 9 Temperature distribution after pre-cooling

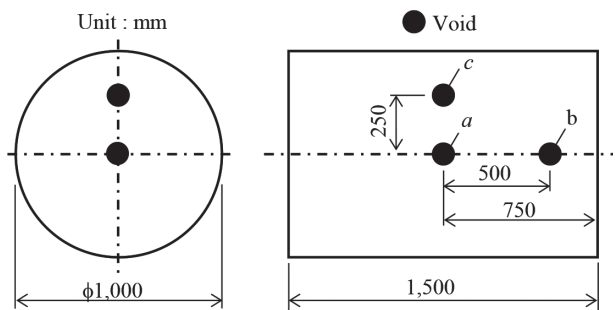


Fig. 10 Void position in numerical experiments

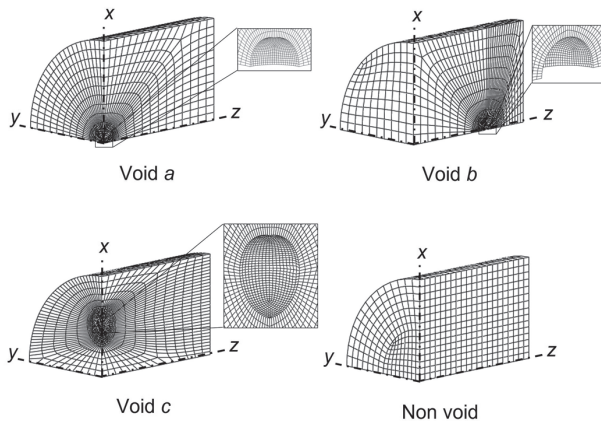


Fig. 11 Mesh model of numerical experiments (1/4 model)

空隙閉鎖挙動の評価は、圧下後の *x*, *y*, *z* 方向における空隙直径  $d_x$ ,  $d_y$ ,  $d_z$  と空隙体積減少率  $1 - V/V_0$  を用いて行い、 $1 - V/V_0$  を計算する際は空隙を楕円近似して以下の(2)式で算出した。

$$1 - \frac{V}{V_0} = 1 - \frac{d_x \cdot d_y \cdot d_z}{d_0^3} \quad (2)$$

ここで、 $V_0$  は初期の空隙体積、 $V$  は圧下後の空隙体積、 $d_0$  は初期の空隙直径である。

### 3.2 空隙閉鎖挙動

空隙閉鎖挙動を確認するため、 $1 - V/V_0$  と  $d_x$ ,  $d_y$  を Fig. 13 のように整理した。ここでは均熱条件における空隙 *a* の空隙閉鎖挙動を説明する。弾塑性解析において空隙が閉鎖するまでパスを繰り返したところ、平金敷は 5パス、V 金敷では 7パスで空隙が完全閉鎖し、両金敷ともに空隙は奇数パスの圧下方向である *x* 方向に閉鎖した。また、平金敷では素材が圧下方向の直角方向(*y* 方向)へ横膨らみしやすいため、空隙も扁平変形しながら閉鎖したのに対し、V 金敷では素材の横膨らみが抑えられるため空隙の扁平変形も抑制されながら空隙が閉鎖した。さらに、両金敷とも偶数パスにおける  $1 - V/V_0$  の変化

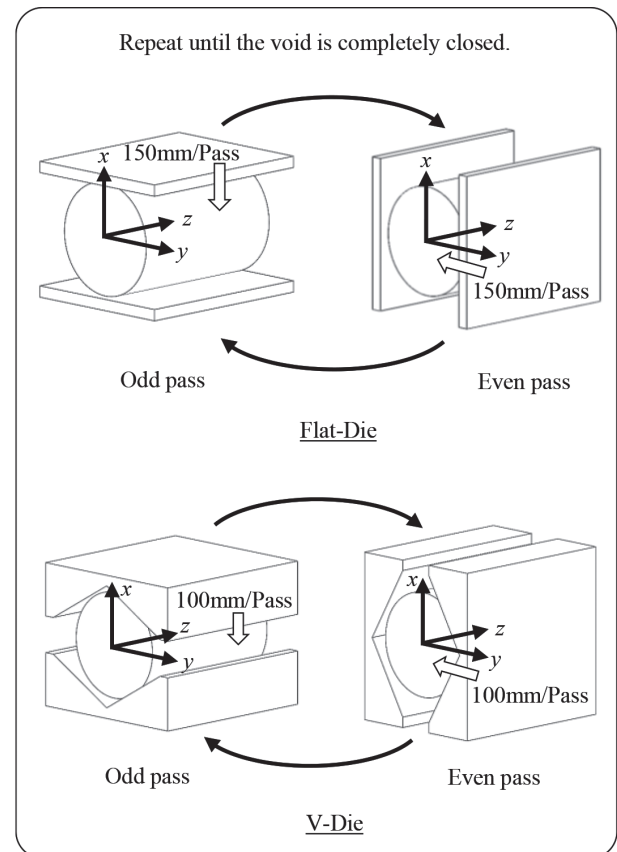


Fig. 12 Forging procedures for numerical experiments

量が小さく、特に平金敷ではその傾向が顕著であった。これは、前パスで楕円形状となった空隙の長径方向を圧下する場合は短径方向を圧下するよりも空隙が閉鎖しにくいと考えられる。

ここで、従来より空隙閉鎖の評価に用いてきた静水圧応力比積分  $G_m$  の評価精度を検証するため、空隙モデルによる弾塑性解析で得られた  $1 - V/V_0$  と中実モデルによる弾塑性解析で得られた空隙中心に相当する位置の  $G_m$  を比較した。 $G_m$  は以下の(3)式で定義される。

$$G_m = \int_0^{\varepsilon_{eq}} \left( \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}} \right) d\varepsilon_{eq} \quad (3)$$

ここで、 $\varepsilon_{eq}$  は相当塑性ひずみ、 $\sigma_m$  は静水圧応力、 $\sigma_{eq}$  は相当応力であり、 $\sigma_m$  を  $\sigma_{eq}$  で除した  $\sigma_m/\sigma_{eq}$  は一般に静水圧応力比と呼ばれ、空隙閉鎖に関する評価因子のひとつとされている。静水圧応力比積分  $G_m$  の評価精度を Fig. 14 に示す。両金敷ともに各条件で閉鎖時の  $G_m$  が異なり、空隙閉鎖の閾値が一意に定まらなかった。特に、空隙が扁平変形しやすい平金敷では各条件における  $G_m$  の閾値に大きな差があった。これは  $G_m$  の計算に評価因子として  $\varepsilon_{eq}$  を用いているためと考えられる。具

体的には、 $\varepsilon_{eq}$  は各方向の塑性ひずみ成分を1軸変換した値であり、偶数パスのように空隙閉鎖に対して有効ではないパスでも  $\varepsilon_{eq}$  が増加し、それに伴い  $G_m$  も増加するため、 $G_m$  は多パス鍛造における空隙閉鎖の進行を過剰に評価していると考えられる。すなわち、空隙閉鎖の評価因子として  $\varepsilon_{eq}$  を用いることは適切ではなく、従来より空隙閉鎖挙動の評価に用いてきた  $G_m$  では空隙閉鎖挙動を正確に評価できない。一方で、毛利らは空隙閉鎖の評価因子には  $\varepsilon_{eq}$  ではなく、圧下方向の真ひずみが適切であると報告している<sup>(2)(7)</sup>。そこで、圧下方向の真ひずみを  $\varepsilon_p$  とし、本数値実験における空隙体積減少率  $1 - V/V_0$  と圧下方向の真ひずみ  $\varepsilon_p$  の関係を Fig. 15 のように整理した。本数値実験では空隙が  $x$  方向に閉鎖したため  $\varepsilon_p = \varepsilon_x$  である。空隙閉鎖時の  $\varepsilon_p$  を空隙閉鎖の閾値  $\varepsilon_p^{cr}$  とすると、本数値実験では温度分布が異なる場合は  $\varepsilon_p^{cr}$  が一意に定まらなかった。これは、空隙閉鎖挙動には  $\varepsilon_p$  のみならず  $\sigma_m/\sigma_{eq}$  も寄与しているためであり、予冷却条件では表層部に形成された冷却層の影響で内部の  $\sigma_m/\sigma_{eq}$  が増加し、均熱条件よりも少ない  $\varepsilon_p$  で空隙が閉鎖したと考えられる。すなわち、空隙閉鎖挙動を評価するためには、 $\varepsilon_p$  と  $\sigma_m/\sigma_{eq}$  の両方を考慮する必要がある。

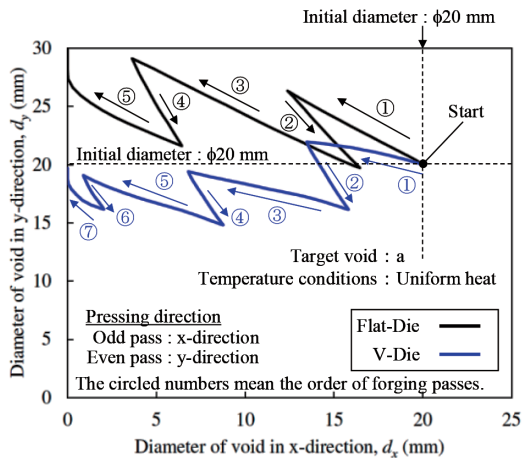


Fig. 13 Void closure behavior of numerical experiments

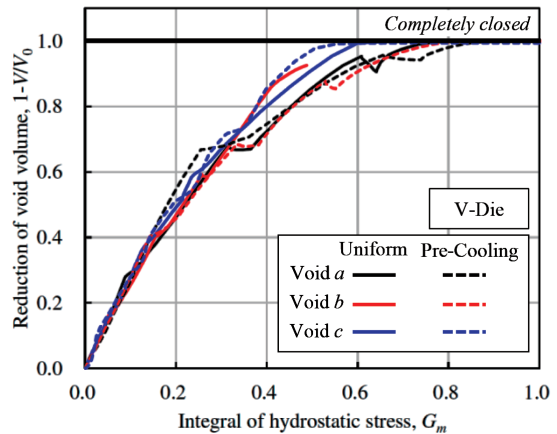
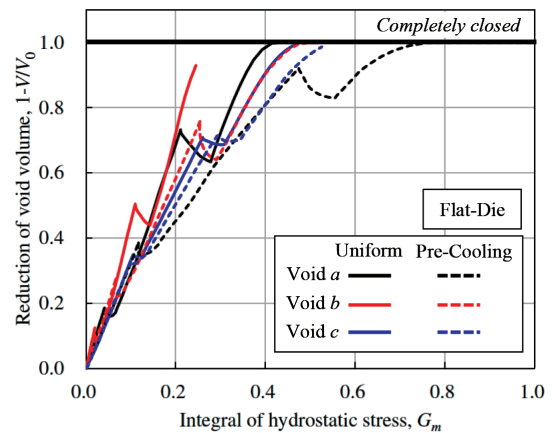


Fig. 14 Relationship between the reduction of void volume and integral of hydrostatic stress

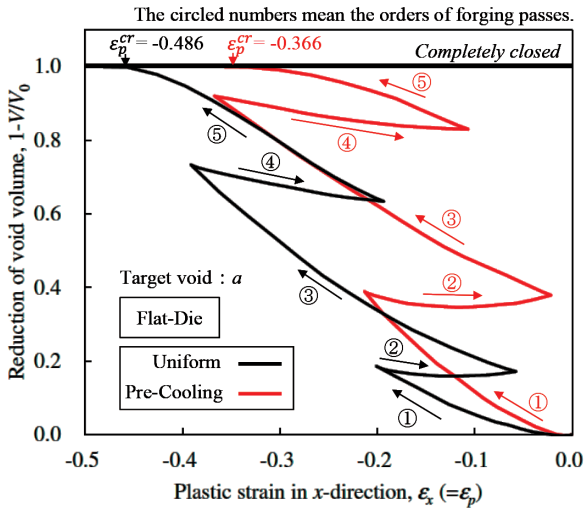


Fig. 15 Relationship between the reduction of void volume and plastic strain in x-direction

#### 4. 空隙閉鎖評価式の構築

##### 4.1 空隙閉鎖評価式

前章で示したとおり、空隙閉鎖挙動を精度よく評価するためには、 $\epsilon_p$  と  $\sigma_m/\sigma_{eq}$  の両方を考慮した空隙閉鎖評価式の構築が必要である。しかし、前章では空隙の閉鎖方向をあらかじめ確認した上で  $\epsilon_p = \epsilon_x$  として評価をしたが、実機の空隙閉鎖挙動を予測するときは空隙閉鎖方向が未知である。そこで、本報告では  $x, y, z$  の3方向に対して空隙閉鎖の可否を評価できるように(4)式に示す空隙閉鎖評価式  $R_v$  を考案した。

$$R_v = 1 - \left(1 - \frac{G_{mx}}{G_0}\right) \left(1 - \frac{G_{my}}{G_0}\right) \left(1 - \frac{G_{mz}}{G_0}\right) \quad (4)$$

$$\begin{aligned} G_{mx}^{i+1} &= G_{mx}^i + A \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}}\right)^n \Delta\epsilon_x \\ G_{my}^{i+1} &= G_{my}^i + A \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}}\right)^n \Delta\epsilon_y \\ G_{mz}^{i+1} &= G_{mz}^i + A \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}}\right)^n \Delta\epsilon_z \end{aligned} \quad (5)$$

ここで、 $G_{mx}, G_{my}, G_{mz}$  は  $x, y, z$  方向における修正した静水圧応力比積分で、時刻  $t^i$  における  $G_{mx}^i, G_{my}^i, G_{mz}^i$  が既知であるとする、時刻  $t^{i+1}$  における  $G_{mx}^{i+1}, G_{my}^{i+1}, G_{mz}^{i+1}$  は(5)式で計算される。また、 $G_0$  は空隙閉鎖に対する各  $G_{mj}$  の閾値、 $n$  は  $\sigma_m/\sigma_{eq}$  の影響、 $A$  は圧下条件に応じた補正係数で、Table 5 に示す8通りの値とした。従来の  $G_m$  は  $\sigma_m/\sigma_{eq}$  を  $\epsilon_{eq}$  で積分し、その値がある閾値を超えたか否かで空隙閉鎖を評価するが、 $R_v$  は  $\sigma_m/\sigma_{eq}$  を各方向の真ひずみで積分した  $G_{mj}$  が閾値  $G_0$  を超えて  $R_v = 1.0$  となったときに空隙が完全閉鎖することを意味する。

Table 5 Classification of coefficient A

Coefficient	Pressing direction $\Delta\epsilon_1$	Plastic strain state $\Delta\epsilon_2 \cdot \Delta\epsilon_3$	History of previous pass $G_{m1}^i$
$A_n$			
$A_1$	$\cong 0$	$\cong 0$	$\cong 0$
$A_2$			$< 0$
$A_3$		$< 0$	$\cong 0$
$A_4$	$< 0$	$\cong 0$	$< 0$
$A_5$			$\cong 0$
$A_6$		$< 0$	
$A_7$		$\cong 0$	
$A_8$		$< 0$	$< 0$

##### 4.2 各係数の導出

最適な  $G_0, A, n$  の探索には、汎用計算ソフト MATLAB に用意されている遺伝的アルゴリズムの一種である粒子群最適化法 (Particle Swarm Optimization) を用いた。粒子群最適化法は、ある候補値  $X^i$  をひとつの粒子として扱い、複数の粒子が互いに情報を共有しながら最適解を探索する手法であり、多変数の最適化問題に推奨される解法である。3章で示した12通りの解析結果に対し、空隙モデルで得られた空隙体積減少率  $R_{v1}$  ( $=1 - V/V_0$ ) と、式(4)を用いて算出した空隙体積減少率  $R_v$  の差分の総和をとり、この値が最小となる候補値  $X$  を探索した。また、探索条件は粒子数  $1000 \times$  世代数  $50$  回とした。ここで、鍛造途中の空隙形状の変化も評価対象とするため、式(6)に示すように鍛造中の各時刻  $t$  における結果を累積した。なお、探索した各係数の値は当社のノウハウであるため割愛する。

$$J = \sum_{j=1}^{12} \sum_t [R_{v1}^j(t) - R_v^j(t, X)]^2 \quad (6)$$

$R_v$  の精度を確認するため、空隙モデルの  $1 - V/V_0$  と比較したグラフを Fig. 16 に示す。グラフの対角線上に分布するほど予測精度が高いことを意味するが、 $R_v$  の予測精度は良好と判断した。

#### 5. 実鋼塊を用いた空隙閉鎖評価式の検証

##### 5.1 実機試験

前章で構築した空隙閉鎖評価式の妥当性を検証するため、60 ton 鋼塊 (NiCrMoV 鋼) を用いて実機試験を行った。実機試験に用いた鋼塊の形状を Fig. 17 に示す。実機試験では  $\phi 1917 \text{ mm} \times \text{L}2245 \text{ mm}$  の60 ton 鋼塊を  $\square 1320 \text{ mm}$  の角柱形状に鍛伸後、超音波探傷試験 (UT) を

行った。図中に赤実線で示す領域は凝固シミュレーションで予測した 60 ton 鋼塊で空隙が発生する領域(以下、空隙発生予測域)である。実機試験の鍛造要領を Fig. 18 に示す。まず、鋼塊の Top 側を□1320 mm へ成形し、次に Bot. 側を同様に□1320 mm へ成形した。金敷の送り回数は Top 側で 3 回、Bot. 側では 2 回とし、金敷を送ったあとに x 方向→y 方向→x 方向…と圧下方位を変えた。Top 側の圧下においては、空隙発生予測域に異なる応力および塑性ひずみを付与したときの空隙閉鎖挙動を確認するため、空隙発生予測域の Top 側に金敷を広く掛け、その Bot. 側では金敷を狭く掛けるようにした。鍛造後における空隙の残存状況を Fig. 19 に示す。図中に赤破線で示す領域は鍛伸後の UT で空隙の残存が認められ

た領域で、この領域は金敷を狭く掛けた箇所であった。また、鍛伸後の素材を解体し、残存した空隙を光学顕微鏡で観察したところ Fig. 20 に示す空隙が残存していた。

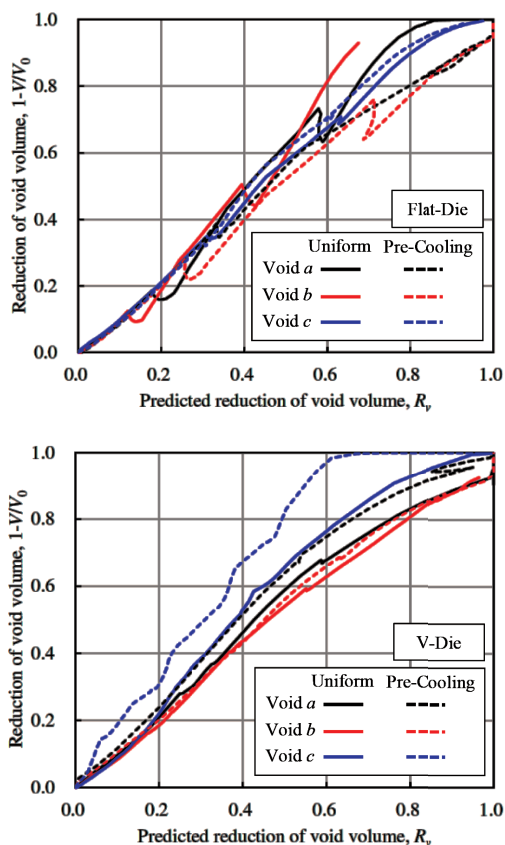


Fig. 16 Relationship between the reduction of void volume and predicted reduction of void volume

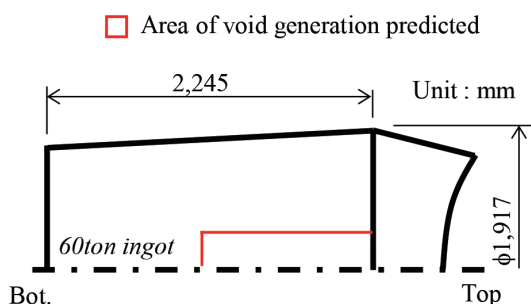


Fig. 17 Actual ingot for forging test with an actual ingot

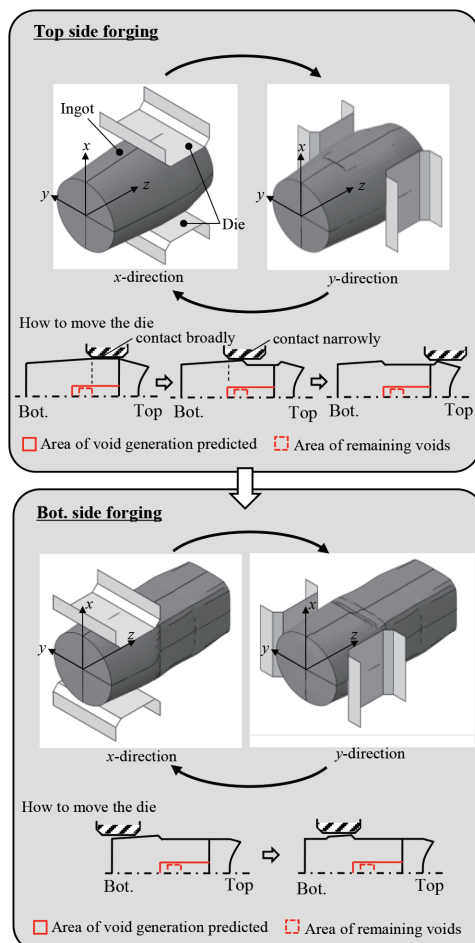


Fig. 18 Numerical simulation of the forging test with an actual ingot

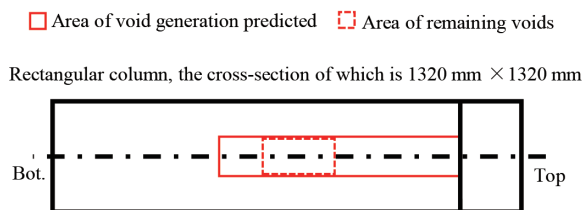


Fig. 19 Area of remaining voids in the ingot after forging test

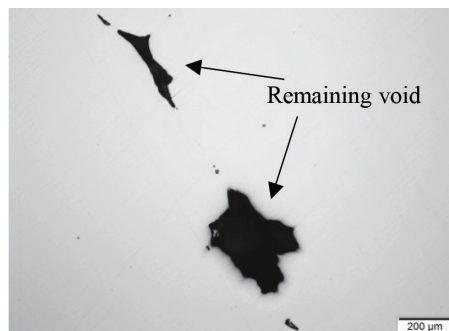


Fig. 20 Micrograph of a remaining void



5.2 弾塑性解析

弾塑性解析には Fig. 21 に示す 1/4 モデルを用いた。材料特性や摩擦係数は 2.2 節と同じ値を用いた。また、空放時間は実機試験と同様とした。

Fig. 22 に弾塑性解析で計算した評価式  $R_v$  と実機試験において空隙が残存した領域を比較したコンタ図を示す。弾塑性解析結果は実機試験で空隙が残存したほとんどの領域で  $R_v < 1.0$  となっており、空隙の残存がおおむね予測できていた。しかしながら、空隙が残存した領域でも Top 側は  $R_v = 1.0$  となっており、空隙閉鎖を過剰に評価した領域が存在した。これは、実機試験における金敷送り量を弾塑性解析で正確に再現できていないためと考えられる。しかしながら、大型鋼塊の鍛造において実機の金敷送り量を正確に把握し、それを弾塑性解析に反映させることは極めて困難であることを考慮すれば、本解析結果は精度よく空隙の残存を評価できていたと考える。一方で、実機試験で空隙の残存が認められなかった Bot. 側の空隙発生予測域は、弾塑性解析では  $R_v < 1.0$  と空隙が残存する予測結果となり、空隙閉鎖を過小に評価した。これは空隙発生予測域の Bot. 側では Top 側に比べて空隙の数が少ないためと考えられる。空隙の数が少ない場合、空隙同士の隣接距離が大きくなると考えられるが、毛利らの報告によれば隣接距離が近くなるほど閉鎖しにくくなる<sup>(7)</sup>。実機試験でも Bot. 側では空隙同士の間隔が広く、空隙閉鎖が容易であったと推定される。

以上の結果から、構築した  $R_v$  は実機の検討をする上で十分な精度を有しており、 $\epsilon_p$  と  $\sigma_m/\sigma_{eq}$  の両方を空隙閉鎖の評価因子とすることで空隙閉鎖挙動の評価精度が向上することを示した。今後の課題としては、本評価式は初期の空隙形状が理想的な球形状を仮定しているため、さらなる評価精度の向上には初期の空隙形状の影響を加味する必要があることが挙げられよう。

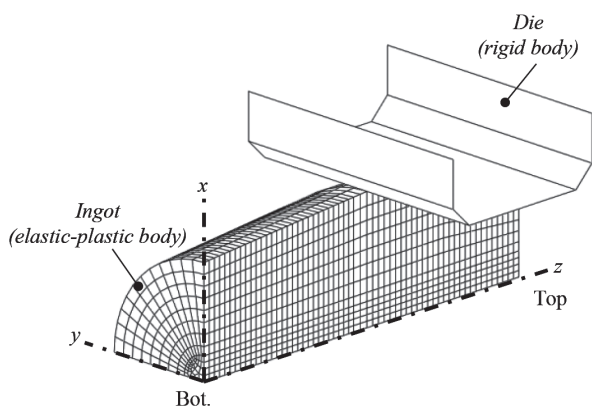


Fig. 21 Mesh model of the forging test with an actual ingot (1/4 model)

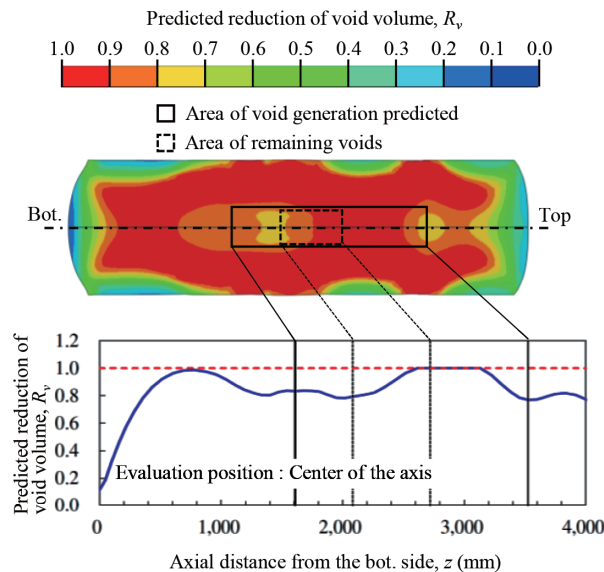


Fig. 22 Comparison between the result of the forging test and predicted reduction of void volume

6. 結 言

本研究では、自由鍛造時の圧下方向を考慮した空隙閉鎖評価式を構築し、実鋼塊を用いた鍛造試験でその精度を検証した。その結果を以下にまとめる。

- (1) 平金敷で圧下した場合は素材が圧下方向の直角方向 (y 方向) へ横膨らみしやすいため、空隙も扁平変形しながら閉鎖した。一方、V 金敷では素材の横膨らみが抑えられるため、空隙の扁平変形が抑制されながら空隙が閉鎖した。
- (2) 平金敷、V 金敷とも偶数バスの空隙体積減少率  $1 - V/V_0$  の変化量が小さく、特に平金敷ではその傾向が顕著であった。これは、前バスで楕円形状となった空隙の長径方向を圧下する場合は短径方向を圧下するよりも空隙が閉鎖しにくいためと考えられる。
- (3) 多バス鍛造の数値実験結果を基に、従来の評価式  $G_m$  の評価精度を検証したところ、空隙閉鎖の閾値が一意に定まらなかった。これは、 $G_m$  の計算に評価因子として鍛造方向を考慮できない相当塑性ひずみ  $\epsilon_{eq}$  を用いているためと考えられる。即ち、空隙閉鎖の評価因子として  $\epsilon_{eq}$  は適切ではない。
- (4) 鍛造方向を考慮するには  $\epsilon_{eq}$  ではなく、圧下方向の真ひずみ  $\epsilon_p$  で空隙閉鎖を評価する必要があるものの、温度分布が異なると内部の  $\sigma_m/\sigma_{eq}$  が変化するため  $\epsilon_p$  のみでは空隙閉鎖を正確に評価できない。そのため、空隙閉鎖挙動を精度よく評価するには  $\epsilon_p$  と  $\sigma_m/\sigma_{eq}$  の両方を評価因子とする必要がある。
- (5) 数値実験結果の  $\epsilon_p$  と  $\sigma_m/\sigma_{eq}$  を基に粒子群最適化法を用いて構築した空隙閉鎖評価式  $R_v$  の評価精度を

実機試験で検証したところ、実機の検討に十分な評価精度を有していた。さらなる予測精度の向上には、初期の空隙形状の影響を加味する必要がある。

### 参 考 文 献

- (1) 山田人久, 桜井隆, 竹之内朋夫, 岩波義幸: “鋼塊軸心部ザク欠陥の発生条件の推定”, 鉄と鋼, 第 73 卷 (1987) 第 14 号, pp. 94-101
- (2) 毛利健吾, 有馬猛, 福谷理明, 寺崎俊夫: “多パス鍛造における空隙閉鎖評価因子の検討—大型鋼塊の空隙閉鎖に関する研究 第 2 報—”, 塑性と加工, 第 57 卷 (2016) 664 号, pp. 64-69
- (3) 田中光之, 小野信市, 常野誠: “丸棒への平金敷押し込み時の空隙圧着の数値解析”, 塑性と加工, 第 28 卷 (1987) 314 号, pp. 238-244
- (4) 中崎盛彦, 高須一郎: “自由鍛造・圧延工程への静水圧積分の適用”, Sanyo Technical Report, Vol. 9 (2022) No.1, pp. 21-26
- (5) 柿本英樹, 有川剛史, 岸本敦: “内部欠陥閉鎖挙動の予測技術”, 神戸製鋼技報, Vol.64 (2014) No.2, pp. 33-37
- (6) 小野信市: “大型軸材の鍛造における内部空隙圧着に関する研究”, 北海道大学学位論文 (1996)
- (7) 毛利健吾, 有馬猛, 福谷理明, 松田健次: “真ひずみによる実機空隙閉鎖評価の有効性検証—大型鋼塊の空隙閉鎖に関する研究 第 4 報—”, 塑性と加工, 第 61 卷 (2020) 709 号, pp. 14-21
- (8) K. Osakada, T. Kawasaki, K. Mori, and N. Taniguchi: “A Method of Determining Flow Stress under Forming Conditions”, CIRP Annals, Vol. 30 (1981) No. 1, pp. 135-138