

静水圧積分による凝固欠陥の閉塞挙動の予測と 鍛造・圧延の工程設計

中崎 盛彦*・高須 一郎*・宇都宮 裕*²

Estimation of the Center Porosity Closure Behavior by Hydrostatic Integration Parameter and
Process Design of Forging and Rolling

Morihiko NAKASAKI, Ichiro TAKASU and Hiroshi UTSUNOMUYA

Synopsis : Steel bars and billets may have center porosities caused by contraction during casting. It is important to optimize not only casting conditions but conditions of subsequent forging and rolling in order to decrease the center porosity.

Forging and rolling, the two representative processes to produce steel bars, show different deformation behaviors, productivity and cost. But no study explained the porosity closure in the both processes consistently with an identical parameter. In this study, the authors discussed the integration of the hydrostatic stress, G_m , which was usually used in free forging, as a parameter to describe the closure of the porosities. The parameter can be calculated from plastic strain and stress by CAE analysis.

It was found that the cross-sectional area of the porosity was in proportion with the hydrostatic integration G_m in single-pass rolling of plasticine, when a plasticine billet was repeatedly rolled under an H-V sequence, however, the summation of G_m did not show a clear threshold for the porosity closure. The hydrostatic integration was modified as G_m^+ by subtracting a coefficient C , to reproduce the result of the plasticine test. In this case, the value C was 0.024, and the threshold of the summation of G_m^+ was 0.25. The new parameter G_m^+ has been successfully used to develop new pass schedules with larger G_m^+ for a new rolling mill.

Key words: rolling; forgings; bar and wire-rod; plastic deformation; CAE analysis; simulation; castings; porosity.

1. 緒言

棒鋼あるいはその中間製品であるビレットの製造時に、連続鋳造及び鋼塊凝固時の収縮に起因する中心空隙が残留することがある。これらの対策には、鋳造方法の検討はもちろん、圧延及び鍛造といった塑性加工工程での改善も必要である。従来、材料の加工度は圧延形状比や鍛錬比といった全体の加工量を基に評価されてきたが¹⁾、近年のコンピュータの大容量化・高速化によるCAE (Computer Aided Engineering) 解析技術の向上によって、精密なひずみ及び応力を様々な工程で計算することが可能になった。そこで、CAE解析を活用して圧延・鍛造工程の空隙閉鎖評価方法を確立し、それを現場工程の改善に適用することは、鋼材の品質向上や製品の競争力を付与する上で重要な技術となる。

大径棒鋼は2つの工程で製造されている。すなわち、一つは圧延のみで成形を行う直接圧延工程であり、もう一つは自由鍛造後に圧延する工程である。自由鍛造工程により中心空隙閉鎖は大きく促進されるものの、自由鍛造工程は高コストである。一方、圧延は比較的低コストであるもの

の、空隙圧着効果が低い。生産性を高めるためには直接圧延工程で製造するほうが有利である。従来、鍛造後圧延工程と直接圧延工程で製造出来る限界寸法は経験的知見に頼っていた。

田中らは静水圧積分 G_m を自由鍛造のCAE解析に適用し、正確に予測できることを確認した²⁾。静水圧積分 G_m は以下の式(1)で表される。

$$G_m = \int_0^{\epsilon} \left(-\frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}} \right) d\epsilon \dots\dots\dots (1)$$

σ_m : 静水応力, σ_{eq} : 相当応力, ϵ : 相当ひずみ。

すなわち静水圧積分は応力三軸度の積分値であり、正の値が増えると空隙が閉鎖し、物理的意味が比較的明瞭である。本研究では、鍛造及び圧延に共通に適用できる評価手段として田中らの考案した静水圧積分に着目し、プラスチック実験及びCAE解析により、単パスでの鍛造及び圧延工程の静水圧積分 G_m の評価を行った。さらに、連続圧延パスで連続圧延での適用について検討すると共に、中心空隙防止に及ぼす分塊圧延時の圧下量の効果についての

平成20年1月31日受付 平成20年3月31日受理 (Received on Jan. 31, 2008; Accepted on Mar. 31, 2008)

*1 山陽特殊製鋼(株) 研究・開発センタープロセス開発グループ (Process Development Group, Research & Development Center, Sanyo Special Steel Co., Ltd., 3007 Nakashima Shikama-ku Himeji, 672-8677)

*2 大阪大学大学院工学研究科マテリアル生産科学専攻 (Division of Materials and Manufacturing Science, Graduate School of Engineering, Osaka University)

評価を試み、静水圧積分 G_m の補正係数を考案する事により、実際の製造工程における空隙閉鎖予測をCAE解析により可能にした。

2. 実験及び解析条件

2・1 鍛造及び単パス圧延の実験条件

Fig. 1に自由鍛造のプラスティシン（油粘土）実験モデル図を示す。20kNプレスにより幅120mmの石膏製金敷でプラスティシン材を圧下する自由鍛造実験を行った。Table 1に鍛造実験条件を示す。プラスティシン材は95×75×200Lと、実機の1/5モデルとし、中心に凝固欠陥を模擬したφ10の貫通孔を設けた。プラスティシンは実鋼と比べて圧着しやすいことから、凝固収縮による空孔を再現し、かつ圧下後に空孔を残存させるため大きめの空孔を

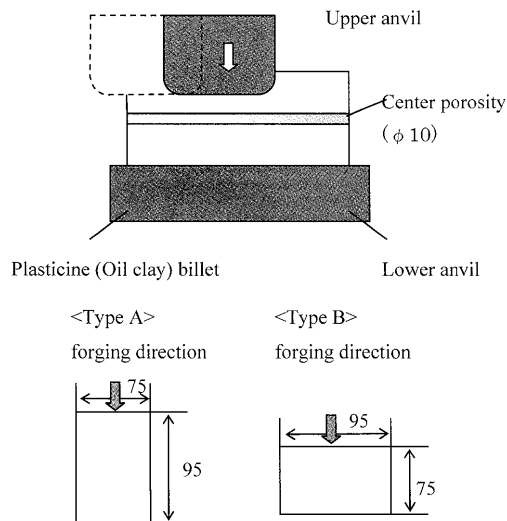


Fig. 1. Free-forging simulation model.

Table 1. Free forging conditions of plasticine simulation.

Billet dimension /mm	95 x 75 x 200	
Anvil length /mm	Upper:120	lower:250
	(plaster)	
Reduction of height /%	10,12,21,25	
Total pass number	1	

Table 2. Rolling conditions of plasticine simulation.

Billet dimension /mm	80 x 60 x 200	
Roll diameter /mm	220 (flat caliber)	
Reduction of height /%	8.3, 16.7, 25.0, 33.3	
Total pass number	1	

設定した。潤滑剤は炭酸カルシウム粉末を使用した。鍛造後のビレットを長手方向断面で切断し、鍛造後の孔の大きさを観察した。

Table 2に圧延モデル実験条件を示す。モデル圧延機を用い単パス実験を行った。ロールはS45Cで、カリバー形状は平坦なものを用了。潤滑はここでも炭酸カルシウム粉末を用いた。圧延断面を切断し、空隙寸法を実測した。これらの空隙寸法の実測値をCAE解析による空隙圧着パラメータと比較した。

2・2 連続圧延パス実験条件

実機の圧延は1パスのみでなくH-V複数パスの連続圧延で行われており、パスによって材料への圧下方向が変わるという特徴がある。異なる圧下方向から圧下した場合、空隙の圧着効果が単に静水圧積分の算術和で取り扱えるか不明である。そこで、連続圧延パスの空隙閉鎖挙動を確認するため、角ブloomから丸ビレットを圧延する3種類のパススケジュールにおいて、プラスティシンによるモデル実験を行った。Fig. 2に実験で用いたパススケジュールを示す。圧延パススケジュールの設定の考え方は以下の通りである。幅95mm×高さ75mmの角ブloomを7パスまでに幅58mm×高さ50mmに成形する。この時点で均一変形を仮定すると、φ10であった中心空隙は長径3.3mm、短径2.4mmの楕円形になると予想される。パスAは実機に相当するパススケジュールであり、中心空隙の閉鎖を目的として第8,10パスの両パスにて強圧下している。またパスB,Cはこれら両パスをさらに数回のパスに分割することで、圧下効果を弱めたものである。

2・3 解析条件

Table 3に自由鍛造及び圧延のCAE解析条件を示す。自由鍛造の解析にはDEFORM 3D™を用いた。また、圧延パ

Bloom size: B75mm×H95mm
Billet size:(after 7 passes) B58mm×H50mm

pass	Pass A		Pass B		Pass C		Turn
	height	R.A.	height	R.A.	height	R.A.	
8a			46	8.0	46	8.0	○
8b			42	8.7	42	8.7	
8c	37	26	37	11.9	37	11.9	
9a					55	9.4	
9b			50	17.6	50	9.1	○
9c					44	12.0	
9d	38	36.7	38	24	38	13.6	

○ :Rolling direction change
R.A. :Reduction of area /% height :/mm

Fig. 2. Rolling pass schedule.

Table 3. Calculation conditions of forging and rolling.

Forging		Rolling
CAE code	DEFORM-3D™	CORMILL
Steel, temperature	S45C, 1000C	
Flow stress /MPa	Misaka's formula ⁴⁾ $\sigma = 128.0 \epsilon^{0.21} \dot{\epsilon}^{0.13}$	
Type of elements	4 node tetra hedral element	8 node three-dimensional brick element
Friction coefficient	$\mu=0.20$	$\mu=0.57$

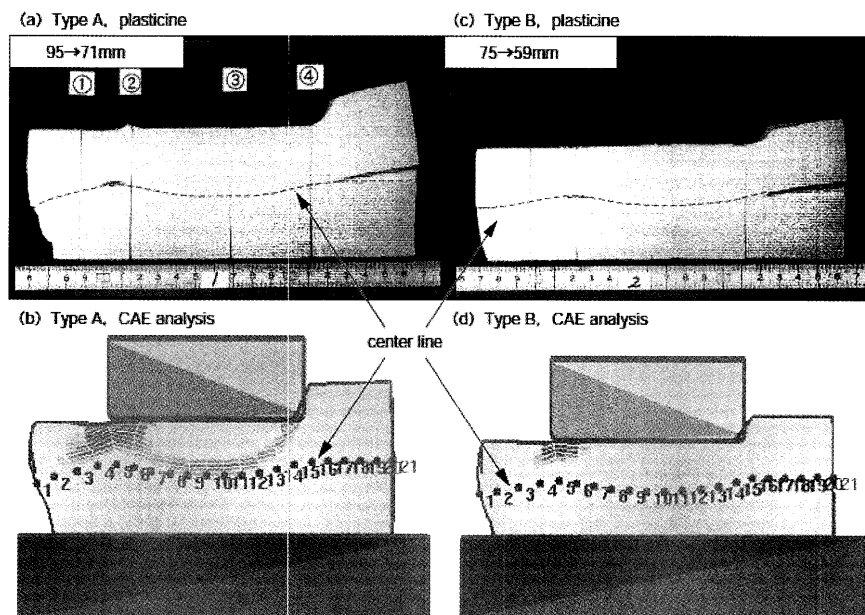


Fig. 3. Results of plasticine simulation (upper) and CAE analysis (lower) in free forging.

スにおける中心の応力・ひずみは柳本らの開発した「CORMILL SYSTEM」³⁾を用いて計算した。変形抵抗は美坂の式⁴⁾からS45Cの1000℃の値を計算して用いた。なお、計算は貫通孔が導入されていない中実材に対して行い、式(1)の静水圧積分 G_m を求めた。空隙のある材料を要素分割して解析する方法もあるが、その方法では必ず三次元解析を使用することとなる。一方、中実材の解析とパラメータの計算を組み合わせることで、対称解析でも空隙の閉鎖が容易に判定可能となること、モデルの解析時間が短くなる等の利点があるため、この方式を採用した。

3. 実験及び解析結果

3・1 鍛造及び単パス圧延の実験結果

Fig. 3に自由鍛造1パス後の長手方向の断面形状を示す。鍛造後のプラスティシンビレットには中心空隙のある中心線がしゅう曲している様子が観察された。また、CAE解析でも母材の中心線が同様にしゅう曲している様子が再現された。以上より、実験と解析結果の変形挙動は良く一致していることがわかる。解析の結果を用いて静水圧積分 G_m を計算したところ、 G_m は長手方向に分布しており、また G_m の低い場所と実験で空隙が残存している場所は一致していた。

一方、圧延1パス後の断面形状をFig. 4に示す。自由鍛造と異なり圧延材においては、中心圧下効果は長手方向に分布せず均一なため、圧延横断面の空隙閉鎖により評価した。1パスでの圧延実験では、中心空隙の断面面積変化は圧延材の断面減少率にほぼ比例した。この場合もプラスティシン実験及びCAE解析の結果は良く一致した。空隙の存在による断面変形への影響はわずかであり、無視して良い

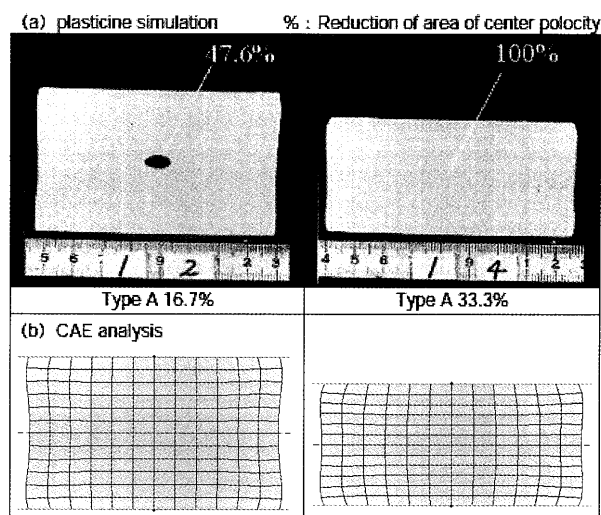


Fig. 4. Results of plasticine simulation (upper) and CAE analysis (lower) in rolling.

と考えられる。

Fig. 5に G_m 値とプラスティシン実験による空隙の断面減少率の関係を示す。断面減少率は自由鍛造、圧延のいずれにおいても G_m 値が増加するに従い増加した。また、空隙閉鎖のしきい値は本研究において $G_m=0.18$ となった。

3・2 連続圧延パス実験結果

Fig. 6にプラスティシン実験による連続圧延パスの中心空隙閉鎖挙動を示す。圧延により各パスの中心空隙面積は減少していることが分かる。パスAでは8パス終了後に空隙が閉鎖寸前まで縮小し、9パス終了後に完全に閉鎖した。一方、1パスあたりの圧下量を小さくしたパスBでは、パスAに対して8パス終了後に残存する空隙断面面積が大きく、また9パス終了後も空隙が残存した。パスCでも同様の傾向が見られ、9パス終了時に空隙が残存した。このこ

とから、空隙閉鎖に対して強圧下パスの適用が有効であることが実験的に確認された。また、パスB、Cは1パスあたりの圧下量が異なるにもかかわらず、9パス終了時に見られる空隙サイズはパスBで長径0.42mm×短径0.28mm、パスCで長径0.53mm×短径0.36mmとほぼ同じであり、大きな差は見られなかった。

Fig. 7に各パスにおける G_m の総和 ΣG_m の推移を示す。 ΣG_m についてもパスAはB、Cよりも大きいことがわかる。しかしながら、パスBの ΣG_m はパスCの ΣG_m に比べて大きく、空隙の断面減少率は G_m と単純な比例関係にはないことがわかる。

そこで、プラスチック実験における各パス毎の空隙断面減少率と G_m 値の関係について比較検討を行った。Fig. 8は各パスの G_m 値と空隙断面減少率の値の推移を対応させてみたものである。 G_m 値と空隙断面減少率の挙動は各パスでおおむね比例関係にある。両者の回帰分析により、式

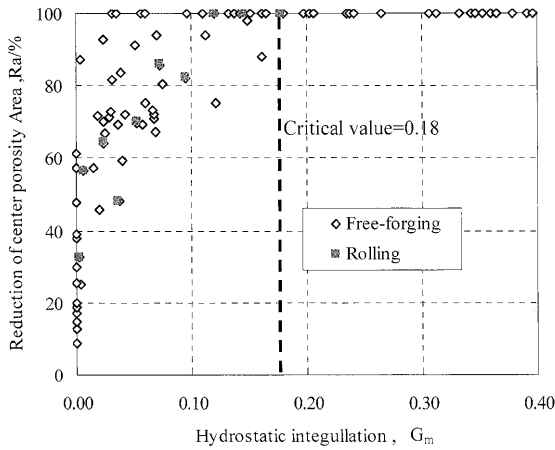


Fig. 5. Relationship between hydrostatic integration G_m and reduction of area of center porosity.

(2)が得られた。

$$R_{ap} = 6.65 G_m + 0.1623 \quad \dots\dots\dots (2)$$

R_{ap} : 空隙断面減少率。

しかしながら、いくつかのパスにおいて空隙断面減少率が正の値であるにもかかわらず、 G_m 値が負の値、すなわち穴が拡大する結果を示していることがわかる。Fig. 9にカリバーなし平ロールの1パス圧延で計算される G_m 値と、その時の空隙断面減少率の値を示す。一般に、断面減少率が大きいほど G_m の値も大きい。圧下率が小さい領域では、 G_m 値はわずかな負の値を示している。圧下率の低い領域では、中心まで圧下効果が届かず、その結果ビレットの断面減少率と中心空隙の断面減少率がほぼ同じ値になると考えられる。

そこで、 G_m の修正による更なる予測精度向上を検討した。空隙減面率と G_m の値で回帰を行った結果、断面減少率2%で空隙減面率と圧延材全体の減面率とが一致することが分かった。Fig. 8に示されたように、断面減少率が2%

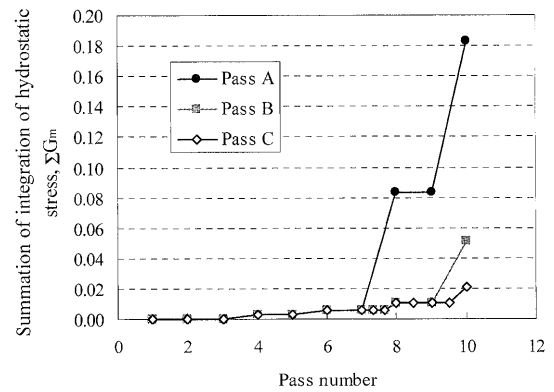


Fig. 7. Relationship between pass schedule and ΣG_m .

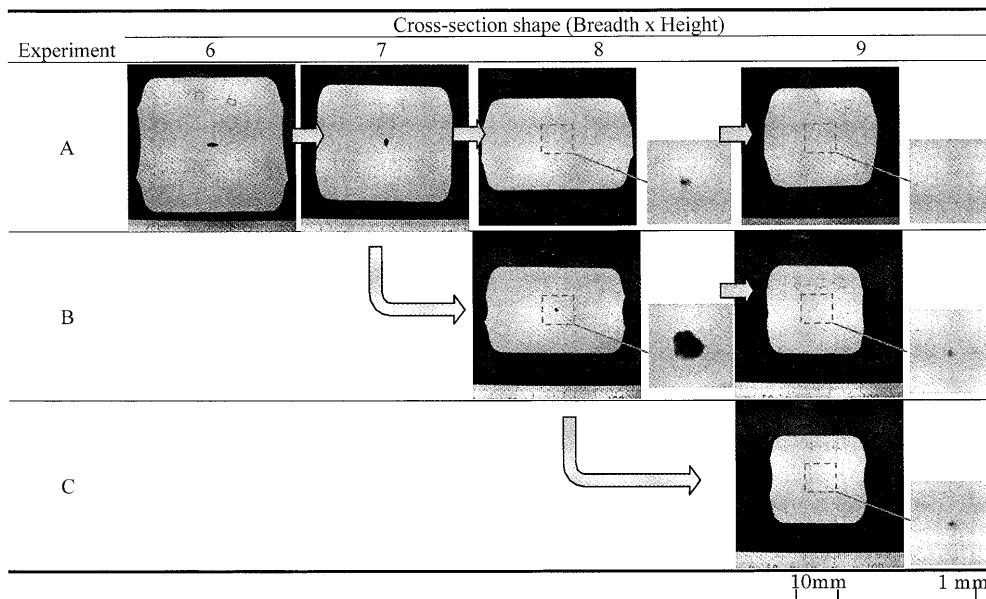


Fig. 6. Cross-section deformation in plasticine rolling experiment.

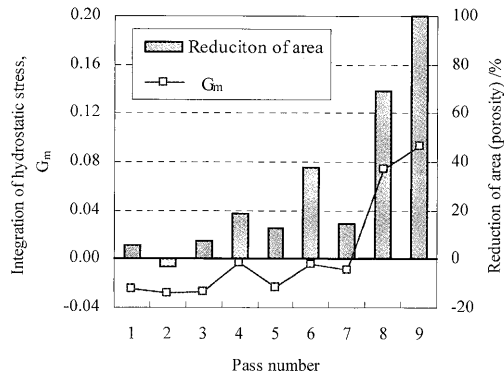


Fig. 8. Comparison of void area reduction and hydrostatic stress for each pass number.

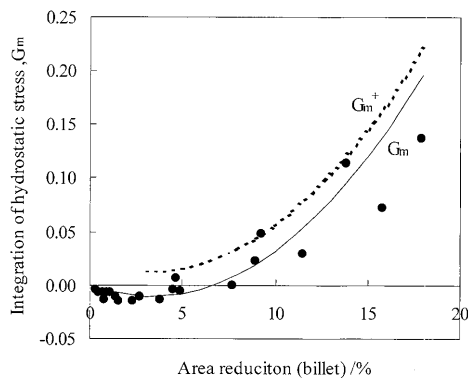


Fig. 9. Relationship between G_m and area reduction.

以下、すなわち $G_m \leq -0.024$ では、空隙の圧着効果は認められない。以上により、 G_m の値に 0.024 という修正項を加えることによって、空隙減面率の加速成分を表すことができると考えられる。すなわち修正された静水圧積分パラメータを G_m^+ を以下の式(3)で定義する：

$$G_m^+ = G_m + C \quad \text{as } R_a > 2\% \quad \dots \dots \dots (3)$$

$$G_m^+ = 0 \quad \text{as } R_a < 2\%$$

$C = 0.024$, R_a : ビレットの断面減少率

Fig.10 に G_m^+ と空隙断面減少率の関係を示す。上記の改良により、パス A はパス B, C より中心圧下効果が大きく、パス B の中心圧下効果はパス C とほぼ同等であることが示された。従って、 G_m^+ は空隙の断面減少率と良く一致することがわかった。Fig. 6 によると、パス A の中心空隙は閉鎖され、B, C が閉鎖す前であることがわかる。Fig. 6 及び Fig.10 の結果より、本実験の空隙閉鎖しきい値は $G_m^+ = 0.25$ であると推定される。

3.3 実パスへの適用

実機で三重式四列並列大形圧延機からシフティングリバースタイプの圧延機 (S1 ミル) に設備更新した⁵⁾際、ロール径が従来の $\phi 635$ から $\phi 900$ (ロール新作時) に拡張された。また、S1 ミルの前工程である分塊圧延機のモー

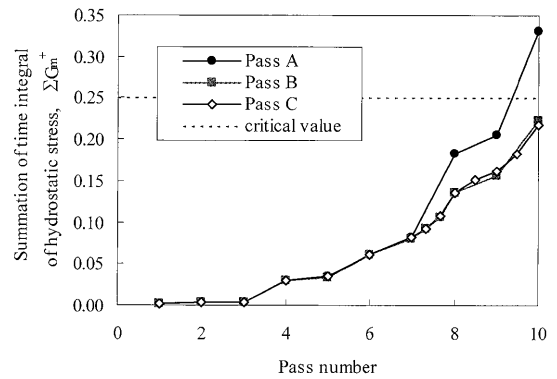


Fig. 10. Change of ΣG_m^+ for each pass.

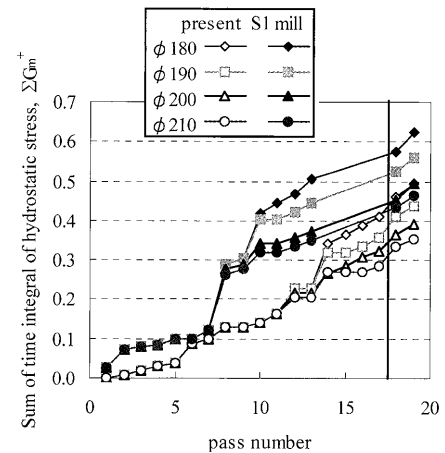


Fig. 11. Hydrostatic stress value for bars of 180 to 210 mm in diameter.

ター容量を増やしたことにより、より圧下量の大きいパススケジュールの設定が可能になった。

そこで、上記のパラメータ G_m^+ を圧延設備改善にあたり、その適性化に対する指標として適用した。Fig.11 に $\phi 180 \sim 210$ mm 製品の中心圧下効果計算結果を示す。各パスにおいて G_m^+ は増加し、ロール径の拡大による圧下効果の増大が見られた。特に 8 パス目の強圧下パスの効果が大きく、分塊圧延で従来のパスに比べて 20~30% 程度静水圧積分値が増加し、圧下効果が向上する結果となった。また、S1 ミルでの圧下効果も加算され、全体で 25~30% 圧下効果の向上が見られた。

また、Fig.12 に製品各寸法における ΣG_m^+ 値の比較を示す。ここで、炭素鋼での ΣG_m^+ の閉鎖限界のしきい値を 0.30 と定め、従来最大径が $\phi 210$ だった直接圧延工程製品は、新ミルの導入と空隙閉鎖パラメータ G_m^+ を向上させるパススケジュールの適用により炭素鋼で $\phi 240$ まで拡大可能となった。以上より、実製造ラインにおいても、本パラメータが有効であることを確認できた。

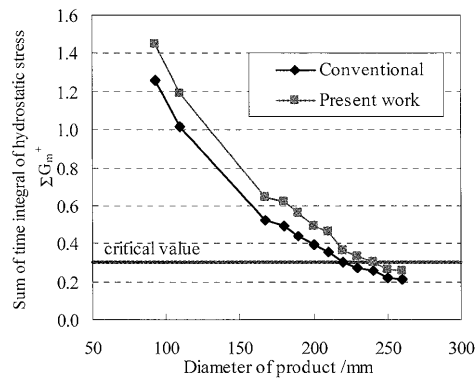


Fig. 12. Comparison of ΣG_m^+ between the conventional pass and the present pass.

4. 結言

(1) 1パスの圧延及び自由鍛造において、空隙の断面減少率は静水圧積分 G_m と比例する。

(2) 補正係数 C を導入し、静水圧積分を G_m^+ に修正す

ることによって、連続圧延パスにおいても空隙の断面減少を予測することが可能となった。本実験において、補正係数 $C=0.024$ であり、また空隙閉鎖のしきい値は $G_m^+=0.25$ であった。

(3) 新パラメータ G_m^+ を圧延設備の変更に活用し、空隙閉鎖パラメータを向上させるパススケジュールの考案により、圧延可能サイズが拡大した。そして、実製造ラインでも、本パラメータの有効性が確認できた。

文 献

- 1) N.Okumura, M.Nagumo, Y.Inoue and K.Yamamoto: *Tetsu-to-Hagané*, **70** (1984), 216.
- 2) M.Tanaka, S.Ono, M.Tuneno: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **28** (1987), 238.
- 3) J.Yanagimoto, M.Kiuchi, M.Nakamura, T.Kurahashi: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **32** (1991), 1000.
- 4) Y.Misaka and T.Yoshimoto: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **8** (1967), 414.
- 5) A.Kuwajima: *Sanyo Tech. Rep.*: **10** (200), 57.