

論 文

UDC 621.746.047 : 669.14-412 : 620.192.46 : 620.172.251.2

連 鋳 鋳 片 に お け る バ ル ジ ン グ の ク リ ー プ モ デ ル に よ る 解 析

藤井博務*・大橋徹郎*²・織田昌彦*・有馬良士*・広本 健*

Analysis of Bulging in Continuously Cast Slabs by the Creep Model

Hiromu FUJII, Tetsuro OHASHI, Masahiko ODA, Ryoji ARIMA, and Takeshi HIROMOTO

Synopsis :

The creep test on steels and the bulging test by plasticine were carried out to confirm the validity of equation derived by introducing creep concept to calculate the bulging of continuously cast slabs. At the same time, bulging was measured of the slab completely solidified in a 10.5 m R bow-type machine. The results obtained are summarized as follows :

1) At temperatures experienced in continuous casting, deformation of steel slabs is characterized by creeping. Only the transient creep was observed in a short creep time up to 30 sec during when the slabs travel a half of supporting roll spacing.

2) When the transient creep was expressed as

$$\epsilon = a_0 \sigma t^n, \quad (\epsilon ; \text{strain}, \sigma ; \text{stress}, t ; \text{creep time})$$

the creep constant a_0 was expressed by an Arrhenius equation, and the value of n changed in the range of 0.4~0.6 depending on temperature.

3) The observed values of bulging of the slab completely solidified in the machine corresponded well with the calculated ones.

1. 緒 言

連 鋳 鋳 片 に お け る バ ル ジ ン グ は、鋳 片 の 内 部 品 質 に 重 大 な 影 響 を 与 え、中 心 偏 析 の 悪 化 を も た ら し¹⁾²⁾、内 部 割 れ 発 生 の 主 原 因 で あ る^{3)~5)}こ と は 周 知 の と お り で あ る。

こ の た め、バ ル ジ ン グ 防 止 に は、従 来 よ り 多 大 な 努 力 が 払 わ れ て お り、操 業 条 件 と し て 鋳 造 速 度、注 水 比 の 適 正 な 選 択、装 置 的 に は 分 割 ロール 方 式 に よ る ロール ピ ッ チ の 短 縮⁶⁾、ウ ォー キ ン グ ・ バ ー の 採 用⁷⁾、ロー ヘ ッ ド 化⁸⁾⁹⁾な が 挙 げ ら れ る。

ダイ レ ク ト ・ ホ ッ ト ・ チ ャー ジ さ ら に は ダイ レ ク ト ・ ロール ン グ の 指 向 さ れ て い る 現 在、高 温 か つ 無 欠 陥 の 鋳 片 を 確 保 す る 必 要 が あ り、鋳 造 速 度 の 低 減、注 水 比 の 増 大 に よ る バ ル ジ ン グ 防 止 は 適 切 な 対 策 と は 言 い が た く、装 置 的 な 対 処 が 求 め ら れ る。し か し、既 述 の 装 置 的 な 対 策 に も 一 長 一 短 が あ り、い ず れ が 最 適 か 結 論 が い ま だ 出 て い な い 状 態 で あ る。

一 方、バ ル ジ ン グ 量 の 測 定 は、そ の コ ン ト ロール の た め に は、不 可 欠 な も の で あ る が、測 定 場 所 が 高 温 多 湿 の 悪 条 件 下 に あ り、そ の 測 定 は 非 常 に 困 難 で あ る と い え

る。そ の た め、バ ル ジ ン グ 量 を 把 握 し、鋳 造 中 に 制 御 す る ダイ ナ ミ ッ ク ・ コ ン ト ロール も 試 み ら れ て い る が、実 用 化 の 段 階 と は い え な い。

我 々 は、こ の バ ル ジ ン グ 現 象 を 平 板 の ク リ ー プ モ デ ル に よ り、理 論 的 に 解 析 し、バ ル ジ ン グ 式 を 算 出 し た¹⁾。本 報 告 で は、プ ラ ス チ ン ン に よ る シ ミ ュ レー ト 実 験、高 温 引 張 試 験 に よ る 鋼 の 高 温 ク リ ー プ 定 数 の 測 定 を 行 う と と も に、鋳 造 停 止 実 験 を 実 施 し、実 測 バ ル ジ ン グ 量 と 計 算 値 と を 比 較 し、理 論 式 の 妥 当 性 に つ い て の 検 討 を 行 っ た。

2. バルジ ン グ 算 出 式 な ら び に ク リ ー プ 理 論

2.1 バルジ ン グ 算 出 式

ロール 間 バ ル ジ ン グ は、ク リ ー プ 理 論 と 平 板 の 曲 げ モー メ ン ト 式 を 組 み 合 わ せ た 次 式 が 基 本 式 と な る¹⁾。

$$\left. \begin{aligned} M_x &= \frac{-h^3}{12a_0(1-\nu^2)t^n} \left(\frac{\partial^2 \omega}{\partial x^2} + \nu \frac{\partial^2 \omega}{\partial y^2} \right) \\ M_y &= \frac{-h^3}{12a_0(1-\nu^2)t^n} \left(\frac{\partial^2 \omega}{\partial y^2} + \nu \frac{\partial^2 \omega}{\partial x^2} \right) \end{aligned} \right\} \dots (1)$$

一 方、平 板 の 曲 げ モー メ ン ト の 近 似 解 が 得 ら れ て お

昭和 53 年 4 月 本 会 講 演 大 会 に て 発 表 昭 和 55 年 10 月 20 日 受 付 (Received Oct. 20, 1980)

* 新 日 本 製 鉄 (株) 広 畑 製 鉄 所 (Hirohata Works, Nippon Steel Corp., 1-1 Fuji-cho Hirohata-ku Himeji 671-11)

*² 新 日 本 製 鉄 (株) 広 畑 製 鉄 所 工 博 (Hirohata Works, Nippon Steel Corp.)

り¹⁰⁾, これと(1)式とから $\partial^2\omega/\partial y^2$ が得られ, 中心軸上のたわみ量 ω をバルジング量 δ と規定すると次式のように表される.

$$\left. \begin{aligned} \delta &= \beta \frac{t^n}{h^3} \sin\left(\pi \cdot \frac{x}{a}\right) \\ \beta &= 12(1-\nu^2) \cdot \alpha \cdot a_0 \cdot q \cdot a^4 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2)$$

ここで, ν ; ポアッソン比, α ; 形状係数, a_0 ; クリープ定数, q ; 溶鋼静圧, h ; シェル厚, a ; ロールピッチ, t ; クリープ時間(1ロールピッチ通過時間の1/2), n ; 定数(温度, 鋼種に依存)

2.2 クリープ理論

連鋳適用温度範囲の鋼は塑性領域に入っており, その変形挙動はクリープであり, 歪みと時間の関係は一般に次式で示される¹¹⁾.

$$\epsilon = \epsilon_0 + \beta t^n + kt \dots\dots\dots (3)$$

右辺第1項は瞬間歪み, 第2項は遷移クリープによる歪み, 第3項は定常クリープによる歪みである.

後述するが, t の小さい領域での瞬間歪み, ならびに連鋳において実用上重要な時間帯での定常クリープは見られず, 歪み ϵ は主として, 遷移クリープに基づいており, この遷移クリープは, 次式のように表される.

$$\epsilon = \beta_0 \sigma^m t^n \dots\dots\dots (4)$$

ここで定数 β_0 は材料の種類, 結晶構造および温度により決定され, 近似的に Arrhenius 型で表示され, (4)式は(5)式のようになる.

$$\epsilon = A_0 \sigma^m t^n \exp[-Q_c/RT] \dots\dots\dots (5)$$

ここで Q_c はクリープの活性化エネルギーと呼ばれるものである. この(5)式をそのまま, 平板のクリープモデルに組み込むために便宜的に次式のように書き直し, この定数 A が応力によつて変化するものとした.

$$\epsilon = A \exp[-Q_c/RT] \cdot \sigma \cdot t^n \dots\dots\dots (6)$$

ここでクリープ定数 a_0 なるものを定義し, 次式によつてクリープを表示することにした.

$$\left. \begin{aligned} \epsilon &= a_0 \sigma t^n \\ a_0 &= A \exp[-Q_c/RT] \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (7)$$

なお理論的解析によれば, m は2~4であり, 定数 A は $\sigma \sim \sigma^3$ を含む関数形になるものと考えられる.

3. プラスチシンによるシミュレート実験

3.1 実験方法

その変形挙動が, 高温における鋼材のそれに類似しているプラスチシンを使ったシミュレート実験を行つた.

Fig. 1の実験装置概略図に示すごとく, 加圧が可能な容器の上蓋部にプラスチシンの板をセットし, 高圧ガスにより等分布荷重をかけて脹らませる. 脹れ量は差動ト

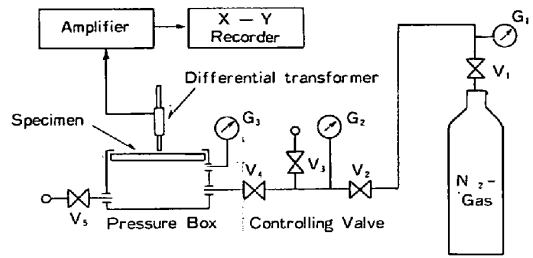


Fig. 1. Block diagram for simulating bulging by plasticine.

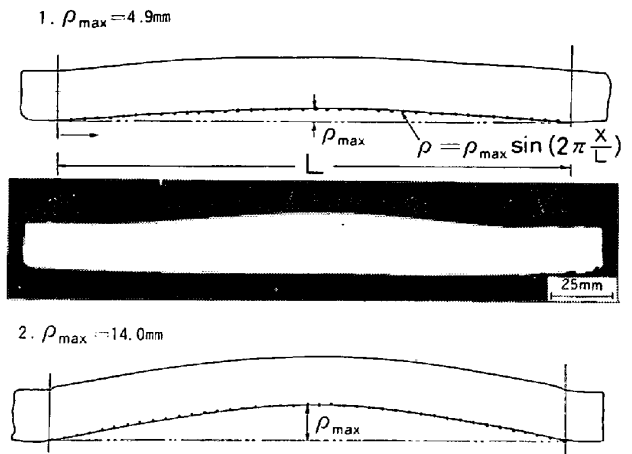


Fig. 2. Shape of cross section and profile plasticine of after testing.

ランスにより測定し, 圧力は容器とパイプで連結した圧力計により読み取つた. プラスチシンは, 大きさ; 100×200, 200×200, 厚み; 10, 20, 30 (mm) のものを使用した. また圧力調整方法としては, バルブ V_4, V_5 を閉じた状態でバルブ V_1, V_2 を調節して圧力計 G_2 により試験予定圧力にセットする. その時バルブ V_3 は開けた状態にしておく. 次にバルブ V_4 を開け, 試験を行い, 圧力計 G_3 により容器内の圧力を読む. 試験中も V_3 を開けて大量のガスを放出しているため, 試験容器とプラスチシンの隙間からの漏れは無視でき, 試験中容器内の圧力は, ± 0.005 気圧に制御することができた. なお, プラスチシンの物性は, 温度により変化するため, 室温を $24 \pm 1^\circ\text{C}$ にコントロールして試験を行つた.

3.2 実験結果

Fig. 2に試験後の板中央断面図のスケッチならびに外観写真を示す. 板中央部分はなだらかに隆起しており, その形状がサインカーブで近似できることがわかる. すなわち, 板中央断面のスケッチに(8)式で得られる各位置の脹れ量(以下バルジング量と呼ぶ)をプロットしたが, それらの点が下面の曲線上によく載っていることから, バルジングの形状がサインカーブで表示でき, (2)式のパルジング量 δ をサインカーブで近似する妥当性が

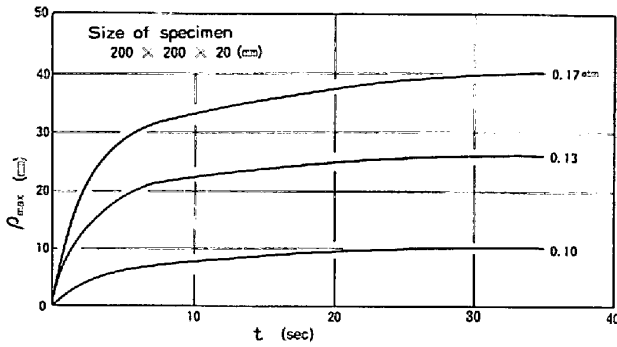


Fig. 3. Change of with time bulging at the center of the plate of plasticine.

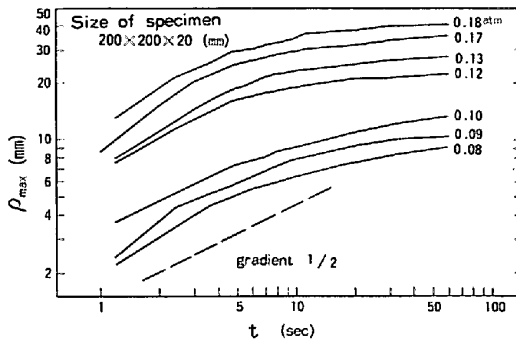


Fig. 4. Logarithmic expression of the relation between bulging and time for plasticine.

証明された。

$$\rho = \rho_{max} \sin\left(\pi \cdot \frac{x}{L}\right) \dots\dots\dots (8)$$

Fig. 3 に板中央の最大バルジング量 ρ_{max} の時間変化の一例を示す。図よりバルジングは、クリープ現象を呈しており、クリープ時間 t の小さい範囲では、遷移クリープが支配的であることがわかる。また、Fig. 4 はクリープ時間 t とバルジング量 ρ_{max} の関係を両対数グラフに示したものであり、10 s 以内の t の小さな範囲では、その勾配がほぼ 0.5 であり、遷移クリープを表している (7) 式の n が 0.5 に近い値であることがわかる。

Fig. 5 に $t = 10$ s におけるバルジング量 ρ_{max} 値と圧力 P の関係を示す。各試片ごとに、ほぼ直線にのることから、圧力 P ((2) 式の q に相当) は、バルジング量に対して一次の関係にあることがわかる。図は、黒丸の $200 \times 200 \times 20$ のサイズのものを基準に、板厚および形状の補正を行つている。(2) 式のバルジング算出式の α 、 h および a を補正することにより同一板厚の黒丸と白丸が、ほぼ同一直線で整理されるが、板厚 10 mm、30 mm のものが異なる傾向を示している。これは板厚の異なることにより、同一圧力に対するシェル内応力が異なる結果、クリープ定数 a_0 が変化するためである。すなわち、板厚が厚くなる程、同一圧力 P に対するシェル内応

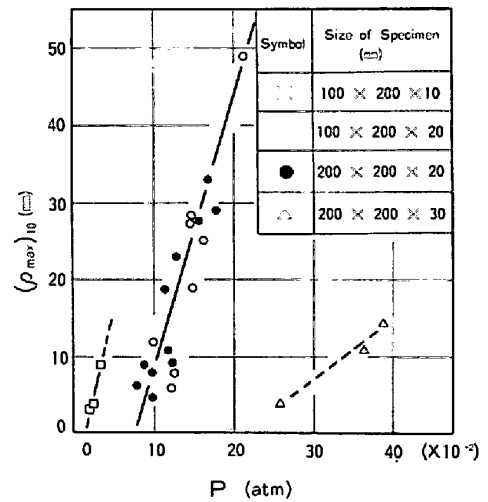


Fig. 5. Effects of the size and pressure on bulging of plasticine (Normalized for the size of specimen).

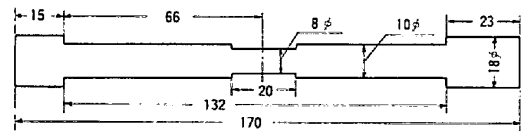


Fig. 6. Design of creep specimen.

力が低下するため、(7) 式の A が小さくなり、その結果として a_0 が小さくなるためである。

4. クリープ定数の測定

既述のバルジング量の算出には、クリープ試験によりクリープ定数 a_0 と定数 n を求める必要がある。以下にその実験方法と結果を述べる。

4.1 実験方法

試験装置は、Thermal Restraint Simulator¹²⁾ であり、Fig. 6 に示すような試験片を連鋳々片より採取し、高周波誘導加熱により室温より 50°C/s の昇熱速度で試験温度の $700 \sim 1400^\circ\text{C}$ まで加熱し、一定の荷重を付加し試験を行つた。Fig. 7 に高周波加熱コイルのディメンションと 20 mm の標点距離内の温度分布を示す。温度制御用の熱電対がセットされている中心から離れるにしたがつて若干温度が低くなるが、試験温度 1350°C においても -20°C 以内に収まっている。なお試験を行つた厚板用 Al-Si キルド鋼および冷延用 Al キルド鋼の成分系を Table 1 に示す。

4.2 実験結果

Fig. 8 に伸び歪み ϵ と時間 t との関係を示す。 t の増大とともに ϵ は増大しており、明らかにクリープ現象を呈している。また、前述のプラスチックによるバルジング実験と同様、瞬間歪み、ならびに実用上重要な領域

Table 1. Chemical composition of specimens for creep test.

Type of steel	Elements (%)					
	C	Si	Mn	P	S	T.Al
Middle carbon Al-Si killed	0.15	0.25	0.68	0.012	0.014	0.023
Low carbon Al killed	0.05	0.03	0.27	0.017	0.013	0.060

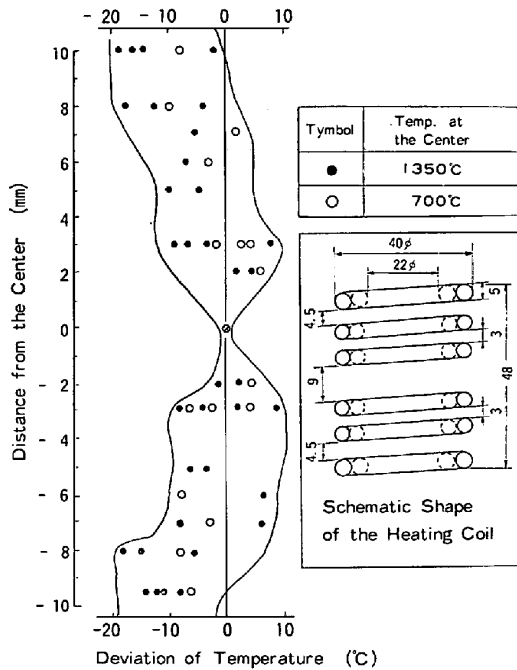


Fig. 7. Temperature distribution in the gauge length.

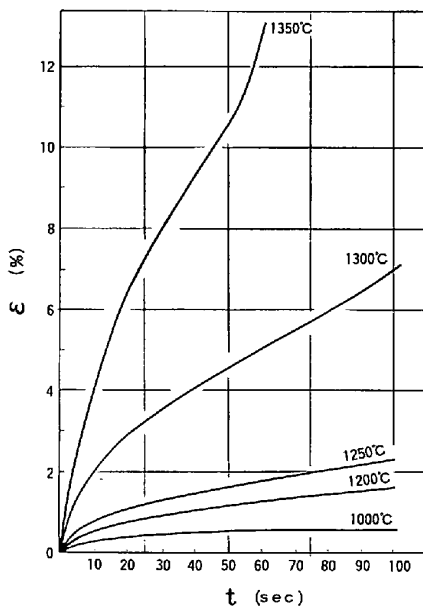


Fig. 8. Effects of temperature and time on strain during creep test. (Middle carbon Al-Si killed steel, $\sigma = 1 \text{ kg/mm}^2$)

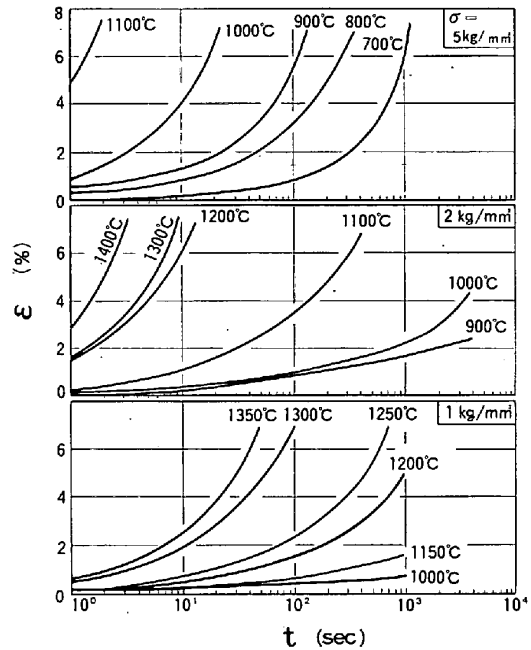


Fig. 9. Effects of load, temperature and time on strain during creep test (Middle carbon Al-Si killed steel).

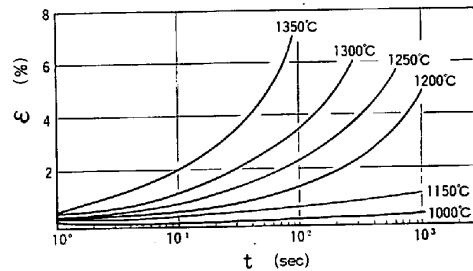


Fig. 10. Effects of temperature and time on strain during creep test (Low carbon Al killed steel : $\sigma = 1 \text{ kg/mm}^2$).

(1分以内)における定常クリープは見られず、歪み ϵ は、主として遷移クリープに基づいている。

Fig. 9 に厚板用 Al-Si キルド鋼についての温度と応力の影響を、Fig. 10 に冷延用 Al キルド鋼における温度の影響を示す。温度ならびに応力の増大に伴い加速クリープの開始時期が早くなり、急激な伸びが生じている。また厚板用 Al-Si キルド鋼と冷延用 Al キルド鋼とを比較した場合、1300°C以上の温度では、Al-Si キル

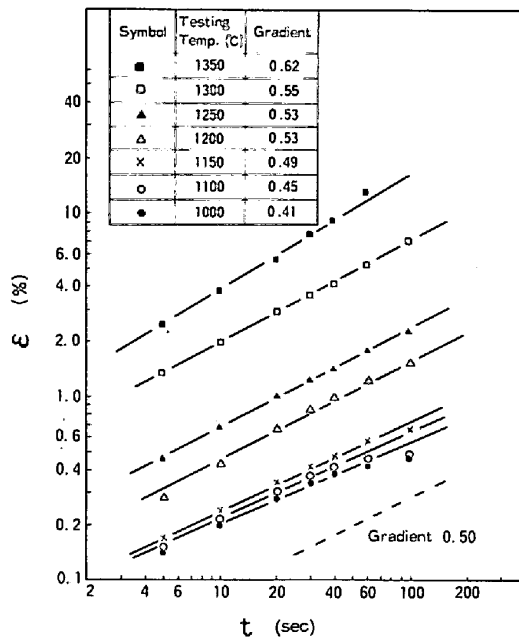


Fig. 11. Logarithmic expression of the relation between strain and time.

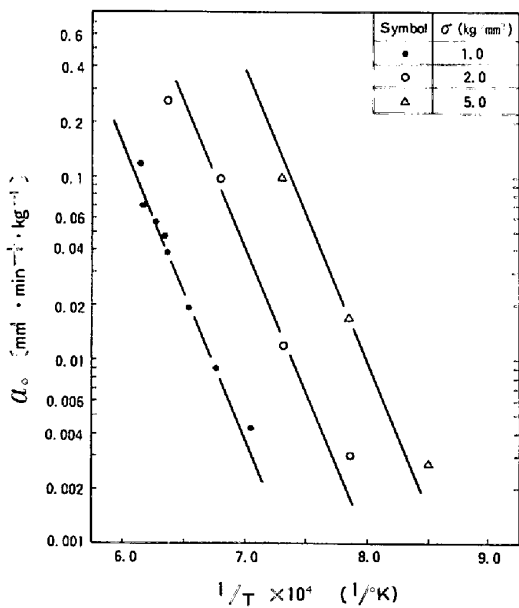


Fig. 12. Relation between creep constant and reciprocal of temperature.

ド鋼の方がクリープ定数が大きくなっているが、それ以下ではほとんど差のないことがわかる。

定数 n の値を求めるために、 ϵ と t を両対数表示したものの一例を Fig. 11 に示す。温度の増大に伴い、勾配、すなわち n の値が大きくなっており、応力 1.0 kg/mm² の場合、温度 1 000~1 350°C の範囲では 0.41~0.62 である。また Fig. 9 から明らかのごとく、応力の増大によっても n の値は大きくなる。

バルジング量を求める場合、実用上問題となるのは、

クリープ時間すなわち鋳片がロール・ピッチの 1/2 の距離を通過する時間であり、これは 10~30 s の範囲である。Fig. 11 のような ϵ と t の両対数表示において、10~30 s の ϵ の平均値より、 $n = 0.5$ の直線を引き、その切片より $a_0 \sigma$ の値を求める。この方法により求めた a_0 の温度および応力依存性を Fig. 12 に示す。応力ごとに同一の傾きの直線で近似でき、この傾きから (2) 式のクリープの活性化エネルギー Q_c が求められる。この場合その値は 74 kcal/mol であり、DORN¹³⁾ が実験により求めた値 78 kcal/mol と自己拡散の活性化エネルギーより推定した値 73 kcal/mol にほぼ一致している。

以上のような方法により (2) 式の A と σ の関係を求めておけば、各温度、各応力ごとのクリープ定数 a_0 が求まり、バルジング量が算出できることになる。

5. 実測バルジング量との対比

ロール間の最大バルジング量 δ は (2) 式により与えられる。いま厚板用 Al-Si キルド鋼について $n = 0.5$ とすると次式でバルジング量が与えられる。

$$\delta = \frac{12(1-\nu^2)\alpha qa^4 a_0}{h^3} \sqrt{t} \dots\dots\dots (9)$$

計算バルジング量を鋳造中の値と対比させるには、現在のところ、鋳造時のバルジング量を精度よく測定することが困難なため、便宜的な方法として鋳造途中で鋳片を停止させ、その測定値との対比を行った。

鋳造停止中はシェル厚 h ならびにシェル内温度が変化する結果、クリープ定数 a_0 が変化する。したがって (9) 式を逐次計算する必要がある。すなわち次式によつて全バルジング量が与えられる。

$$\delta = \Sigma \frac{12(1-\nu^2)\alpha qa^4}{2h^3} \cdot \frac{a_0}{\sqrt{t}} \cdot dt \dots\dots\dots (10)$$

完全凝固後のバルジング量の実測値と計算値の対比を Fig. 13 に示す。計算値の傾向は実測値の傾向とほぼ一致していることがわかる。ただ、32 番ロール以降で一部に計算値と実測値で最大 1.5 mm 程度の差があるが、これは鋳造停止中、この zone は特に注水比が低く、ノズル間で冷却水の不均一が生じていたことにより、シェル厚、シェル内温度が計算に使つたものと差があつたためと思われる。

このことから、今まで述べてきた、クリープ理論によるバルジング式ならびに用いた物性値の妥当性が明らかとなつた。なお Photo. 1 に、極端な低注水比にして、鋳造停止した場合の鋳片のバルジング状況を示す。写真は鋳片の幅中央断面を示しており、ロール間のバルジング形状が明瞭に観察される。

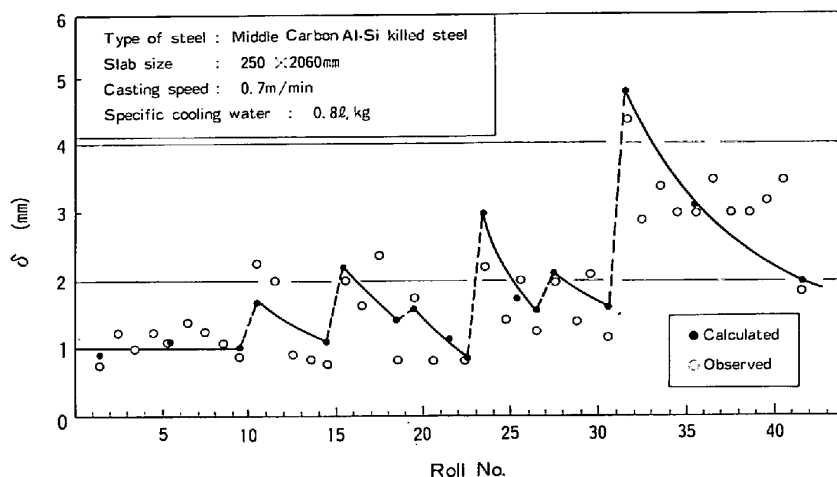


Fig. 13. Comparison of observed values of bulging with calculated values in the slab completely solidified in the machine.

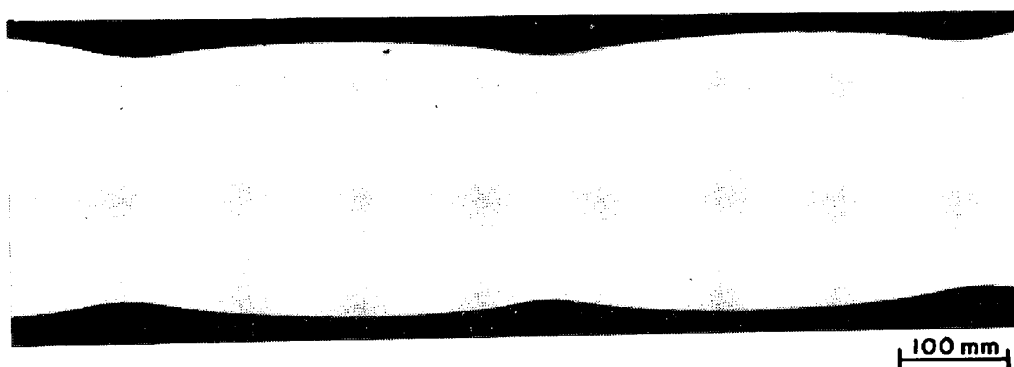


Photo. 1. Shape of bulging of the slab completely solidified in the machine.

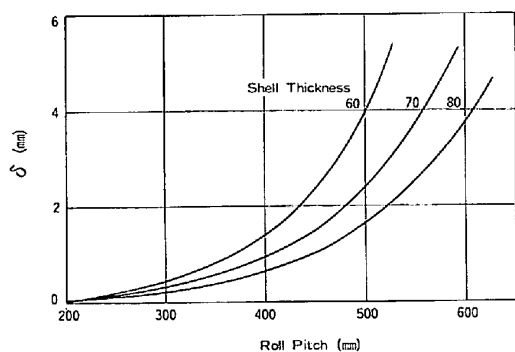


Fig. 14. Effects of roll pitch on bulging (static pressure ; 7 kg/cm², casting speed ; 1.0 m/min, specific cooling water ; 0.85 l/kg)

Fig. 14 に(9)式により計算したバルジング量に及ぼすシェル厚, ロールピッチの影響を示す. ロールピッチの寄与の極めて大なることがわかる.

6. 考 察

6.1 バルジング量の算出

WÜNNENBERG¹⁴⁾は, ロールピッチを拓げることにより

バルジング量を大きくして測定を行つてゐるが, 通常操業におけるロール間バルジング量は, 1 mm 程度のものであり, 高温多湿下での測定は非常に困難である. したがつて何らかの理論的な解析が必要とされ, 種々の方法が提出されている. その方法を大別すると, 梁⁵⁾¹⁵⁾¹⁶⁾²⁰⁾や平板³⁾¹⁷⁾の曲げモーメントから材料力学的に解析するものと, 有限要素法¹⁸⁾¹⁹⁾により計算機を駆使し数値的に求める方法とに分類され, 鋼の物性の取り扱いからは, 弾性⁵⁾¹⁵⁾¹⁹⁾・弾塑性¹⁷⁾¹⁸⁾およびクリープ³⁾²⁰⁾に分類される.

本報告で示したごとく, 連铸適用温度範囲における鋼の変形挙動はクリープであり, 1 ロールピッチを通過する 1 min 以内でのクリープは遷移クリープが主体であり, これを考慮した取り扱いをする必要がある. PÜHRINGER²⁰⁾もこの遷移クリープ歪に瞬間歪を加味したモデルにより, 鋼片内の応力・歪みを解析している.

また, Fig. 5 に示したプラスチックによるシミュレート実験結果において, (2)式の α , a , および h を補正したにもかかわらず, バルジング量 (ρ_{max})₁₀ と圧力 P

が板厚ごとに異なる傾向を示したが、もし常温の鋼板のような弾性体であれば、同一の直線で整理されるはずである。しかし、プラスチックのような塑性を有するものでは、板内応力に対応したクリープ的挙動を示すことが判明した。このプラスチックが、動的な変形挙動についても高温鋼材のそれとシミュレート性を有することが報告されている²¹⁾。このことを考慮すれば、クリープ的な挙動もシミュレートできるものと考えられ、プラスチックによるシミュレート実験の妥当性を示すものと思われる。

弾性モデルとクリープモデルを直接比較することは、使っている諸物性値の違いから困難であるが、シェル内温度分布が同一であるとした場合、井上ら²⁾が示したごとく、弾性モデルの場合バルジングによる歪み ϵ_b が製造速度に対して直線的に増加してゆくのに対し、クリープモデルではやや鈍い増加率となる。これはロール間を通過してゆく時間の寄与に基づくものである。

6.2 バルジングによる内部割れ発生

バルジング量の目安が内部割れ発生の有無で判断できるほど、内部割れ発生に及ぼすバルジングの寄与は大きい。ところが、この内部割れの発生限界歪みが測定者によつて大きく異なっており、0.2% から 3% までばらついている。一般に実機より算出したもの²²⁾²³⁾は、その値が小さく、シミュレート実験より求めたもの^{24)~30)}は大きくなっている。この原因として、実機における歪み算出の問題、シミュレート実験における実験条件ならびに実験精度が考えられる。

製造条件を種々変化させ、(11)式によりバルジング歪みを計算し、内部割れ発生状況と対応させた。鋼種によ

$$\epsilon_b = \frac{1600 \cdot \delta \cdot h}{a^2} (\%) \dots\dots\dots (11)$$

り内部割れ発生限界歪みは異なっており、中炭 Al-Si キルド鋼では 0.60%、低炭 Al キルド鋼では 0.68%、極低炭素鋼では 0.74% である³¹⁾。これらの限界歪みは、ロールアライメントが正常と考えた時の見掛けの限界歪みであり、実際には種々のミス・ロールアライメントが考えられる。

ミス・ロールアライメントは、セグメント・セットの狂いに基づく R 不整; σ_R 、ロールの曲がりによるロール振れ; σ_b 、連続ロール部のロール間隔差; σ_d からなり、最悪の場合を仮定した時のミス・ロールアライメント; σ_M は

$$\sigma_M = \sigma_R + \sigma_b + \sigma_d \dots\dots\dots (12)$$

となる。広畑の連铸機の整備状況から、 σ_M に基づく矯正歪は、0.45% 程度と推定される。

この他にも熱応力に基づく熱歪が作用する。すなわち内部割れの発生はロール直下であり、ノズル冷却水がかからなくなり、铸片表面温度が上昇する結果、固液界面に引張応力が作用することになる。この応力による歪みの正確なことは不明であるが、0.1~0.2%³²⁾と考えられる。これらを総合すると、真の内部割れ限界歪は 1.2~1.5% と推定される。なお、ここで検討した製造条件では矯正点以前に凝固が完了しており、矯正歪を考慮していない。

また、内部割れ発生限界歪が歪速度により変化することについては、シミュレート実験により種々報告されており、歪み速度の減少に伴い、その限界歪値が大きくなる²⁴⁾²⁶⁾²⁹⁾³⁰⁾。これは、高温領域で顕著な応力緩和効果を示すものであり、これと同様のことが、凝固速度の大きい領域で認められ、見掛け上の限界歪が増大して³³⁾いるが、これは凝固界面が時間的に変化する結果、蓄積される歪みエネルギーが分散されるためである。

これらのことは、铸片シェルのバルジングや曲げによる矯正機および応力緩和効果を考慮した解析が重要であることを示すものであり、今後の研究に期待されよう。

7. 結 言

連铸々片におけるバルジング現象に平板のクリープモデルを導入して得られたバルジング式の妥当性を証明すべく、プラスチックを使ったシミュレート実験、高温引張試験機によるクリープ定数の測定、ならびに製造停止実験における実測バルジング量と計算値との比較を行い、以下の結果を得た。

- 1) 铸片のロール間バルジングは、遷移クリープの領域の現象である。
- 2) 定数 n の値は、温度および応力により変化し、普通鋼の場合、応力 1.0 kg/mm²、温度 1000~1350°C では 0.4~0.6 である。
- 3) 温度および応力依存性のあるクリープ定数 a_0 は Arrhenius 型で表示され、その活性化エネルギーは約 74 kcal/mol である。
- 4) 製造停止実験におけるバルジング量の測定値と計算値とがほぼ一致しており、クリープ理論によるバルジング式ならびに用いた物性値の妥当であることがわかった。

文 献

- 1) 梅田洋一、梨和甫、安元邦夫、徳田誠: 鉄と鋼, 59(1973), S81
- 2) 熊井浩、浅野鶴一、大橋徹郎、野村悦夫、藤井博務: 同上, 60(1974), p. 894

- 3) 藤井博務, 大橋徹郎, 広本 健: 同上, 62 (1976), p. 1813
- 4) 丸橋茂昭, 長谷川守弘: 同上, 62(1976), A115
- 5) 井上俊朗, 小舞忠信, 森 紘一, 加藤 郁, 秋田靖博: 同上, 62(1976), A119
- 6) R. SCHOFFMAN: AISI Meeting (1971) Sep.
- 7) 佐伯 修, 副島利行, 高木 弥, 吉用明敏: 鉄と鋼, 59(1973), S350
- 8) K. WÜNNENBERG, K. FRENKEN: Stahl u. Eisen, 95 (1975), p. 733
- 9) 橋尾守規, 木村智彦, 野下杲平, 坂下 勉: 鉄と鋼, 66(1980), S243
- 10) 成岡昌夫, 丹羽義次, 山田善一, 白石成人: 構造力学, 第Ⅲ巻(1970), p. 111 [丸善]
- 11) 平 修二: 金属材料の高温強度 (1968) [養賢堂]
- 12) 藤井博務, 織田昌彦, 大橋徹郎, 川村浩一, 浅野鋼一: 鉄と鋼, 64(1978), p. 2148
- 13) O. D. SHERBY, R. L. ORR, and J. E. DORN: Trans. AIME, 200 (1954), p. 71
- 14) K. WÜNNENBERG: Stahl u. Eisen, 98 (1978), p. 254
- 15) R. G. BLOSSEY: NOH-BOS Conf. Proc., Toronto, 58 (1975), p. 141
- 16) K. A. FEKETE: Radex Rundschau, (1974), p. 135
- 17) 水上秀昭, 北川 融, 川和高穂, 村上勝彦: 鉄と鋼, 65(1979), S169
- 18) 反町健一, 江見俊彦: 同上, 63(1977), p. 1297
- 19) 成田貴一, 森 隆資, 綾田健三, 宮崎 純, 藤卷正憲: 同上, 63(1977), S141
- 20) O. M. PUHRINGER: Stahl u. Eisen, 96 (1976), p. 279
- 21) 千々岩健児, 畑村洋太郎, 長谷川信樹: 鉄と鋼, 66(1980), p. 496
- 22) H. V. ENDE and G. VOGT: JISI. 210 (1972), p. 889
- 23) G. KOMMA, G. VOGT, and K. WÜNNENBERG: Iron Steel Eng., 50 (1973), p. 68
- 24) 松坂 燐, 桐原誠信, 吉岡孝利, 渡辺 潔, 木村智明: 同上, 60(1974), S454
- 25) 新山英輔, 堀口 穰, 木村智明, 西村貞夫: 同上, 62(1976), S94
- 26) 藤井博務, 大橋徹郎, 広本 健: 同上, 62 (1976), S484
- 27) 村上勝彦, 榊井 明, 宮下芳雄: 同上, 63 (1977), S147
- 28) 宮村 紘, 越智昭彦, 金丸和雄, 金子信義: 同上 62(1976), S482
- 29) 成田貴一, 森 隆資, 綾田研三, 宮崎 純, 藤卷正憲: 同上, 64(1978), S152
- 30) 伊藤孝道, 別所 勇, 谷口一幸, 津田 統: 同上 64(1978), S151
- 31) 藤井博務, 大橋徹郎, 広本 健: 学振製鋼第19委員会, 第3分科会凝固現象協議会提出資料, 19委-9992, 凝固 208 (1977)
- 32) 児玉英世, 新山英輔, 堀口 穰, 木村智明: 鉄と鋼, 62(1976), A111
- 33) 児玉正範, 小島信司, 中井一吉, 反町健一, 今井卓雄, 垣生泰弘, 野崎 努: 鉄と鋼, 64(1978), A123