

いる介在物がこの流れに捕捉され、成長あるいは凝集する結果であると考えられる。

以上にのべたように湯模様発生の直接の原因はいわゆる“mushy zone”内を溶鋼の流れが通過することでありその可能性は mushy zone の巾が大きいほど、また注入にともなう溶鋼の流れがおそくまで持続されるほど大きくなる。したがってその発生防止対策としては、注入温度を高くし、溶鋼の温度勾配を大きくしてmushy zone の巾を小さくすることおよび注入速度を大きくして凝固が等軸晶域まで進まないうち、いかにえれば広いmushy zoneが形成されないうちに注入を終了してしまうことなどが考えられる。

鋼塊用押湯の設計法*

住友金属工業、鋼管製造所

江藤重任・梅田洋一・山田恭暉

Calculation of the Feeder Head for Steel Ingot

Shigeto Etō, Yōichi Umeda and Yasuteru Yamada

1. 緒 言

キルド鋼鋼塊の内質の健全性を確保するために、押湯が広く用いられていることは改めて述べるまでもない。しかし押湯の設計にあたって、適正な形状、あるいは容量の決定が、ほとんど経験的な勘に基づいたものであると言つても過言ではなく、理論的な解析もいくつかみられるが^{1)~4)}、必ずしも満足すべきものではない。特にこれらの報告では収縮孔が本体に入らないための限界の押湯についてのみ論じており、これから実用の押湯を設計する手段を見出すことは困難である。すなわち、この限界の押湯の場合には押湯から鋼塊本体への熱移動の影響が大きく、G. FENTON⁵⁾による実験データはあるが、普遍性のある解析法は未だ得られていない。

さらに、押湯上面あるいは側面からの熱の放散はいずれも非定常的であることが一層問題を複雑にしている。しかし、押湯の計算という、比較的ラフな検討の場合には、次のような仮定をおいてさしつかえないであろう。

1) 押湯上面からの放熱は無視することができる。

押湯上への発熱ふりかけ剤の使用が広く行なわれており、その使用量が極端に少ない場合のほかは無視しう程度の熱放散しかないと考えられる。

2) 鋼塊本体—押湯間の熱の移動は無視することができる。

上述した限界押湯の場合には、この熱移動は収縮孔の形状に大きく影響するが、実用の押湯については、本体内の偏析を防止するための余裕がかなりあり、押湯内溶鋼の含熱量が大きくなるため、この熱移動は、相対的に小さなものとなる。

3) 鋼塊下部からの冷却は無視できる。

鋼塊の H/D は通常 2 以上の値であり、押湯部にまで、底部からの奪熱の影響が現われることはないと考えて良いであろう。

4) 押湯および本体内での凝固は、時間の平方根に比例して進行する。

現実には、鋼塊本体内の凝固は、段階的に進行する⁶⁾と考えられるが、押湯内の凝固についても同様な現象は起こりうるとすれば、両者の相関関係としては、無視してよいであろう。

なお、ここでは全て円形断面の押湯および鋼塊についてのみ検討する。正方形断面あるいは長方形断面の場合の計算式を求めるのは容易である。

2. 偏析帯を含んだ押湯の計算

(断熱スリーブの場合)

t 時間内に凝固する鋼の体積 $V(t)$ は、前述の仮定から次式で表わされる。

$$V(t) = S \eta \sqrt{t} \dots \dots \dots (1)$$

ここで S は放熱面の面積(鑄型あるいは押湯の側壁面積) η は凝固速度定数である。(1)式を変形すると(2)式が得られ、凝固が完了する時間 t_e は(3)式で与えられる。

$$\sigma = R \{1 - (2\eta\sqrt{t})/R\}^{1/2} \dots \dots \dots (2)$$

$$t_e = (R/2\eta)^2 \dots \dots \dots (3)$$

σ : t 時間後の未凝固部の半径

R : 鑄型または押湯の内径(半径)

以下では添字 i をつけたものは鋼塊本体を、 f をつけたものは押湯を示すことにする。

t 時間後の押湯上面での未凝固部の面積、 $F(t)$ は、

$$F(t) = \pi R_f^2 \{1 - (2\eta_f\sqrt{t}/R_f)\} \dots \dots \dots (4)$$

また、単位時間内に鋼塊本体内で凝固する体積 $dV(t)$ は次式で与えられる。(ここで H_i は本体高さを示す)

$$dV(t) = \pi R_i H_i \eta_i t^{-1/2} dt \dots \dots \dots (5)$$

一方、溶鋼の凝固による見かけ体積収縮率を k とし、押湯上面が単位時間内に dh だけ沈下すると考えると

$$k \cdot dV(t) = F(t) dh \dots \dots \dots (6)$$

という関係があり(4)、(5)式を代入して積分し、さらに時間 t に(3)式の凝固完了時間を代入すると

$$h_e = \frac{k R_i H_i \eta_i}{R_f \eta_f} \cdot \ln \left(\frac{R_f \eta_i}{R_f \eta_i - R_i \eta_f} \right) \dots \dots \dots (7)$$

が得られ、これは、本体凝固完了までに、押湯上面が沈下する高さを示すことになる。

よつて、本体内に収縮孔が入らないための限界の押湯容量比は、次式で与えられる。

$$\begin{aligned} V_{f0}/V_i &= \pi R_f^2 h_e / \pi R_i^2 H_i \\ &= \frac{k R_f \eta_i}{R_i \eta_f} \cdot \ln \left(\frac{R_f \eta_i}{R_f \eta_i - R_i \eta_f} \right) \dots \dots \dots (8) \end{aligned}$$

しかるに実用の押湯では、本体の凝固が完了した時に押湯内に、いわゆる上部偏析部に相当するだけの溶鋼が残存する必要がある。上部偏析部の鋼塊全体に対する比率を α とすると、必要残存溶鋼の高さ h_0 は次式で与えられる。

$$F(t_e) \cdot h_0 = \alpha \pi \{ (1+k) R_i^2 H_i + R_f^2 h_0 \} \dots \dots \dots (9)$$

(9)式に(3)式を代入すると、

$$h_0 = \alpha (1+k) R_i^2 H_i \eta_i / R_f \{ (1+\alpha) R_f \eta_i - R_i \eta_f \} \dots \dots \dots (10)$$

よつて押湯の必要注入高さ H は、次式で示される。

$$H_f = h_e + h_0 \dots \dots \dots (11)$$

この結果、偏析を考慮した必要押湯量 V_f は(12)式で与えられる。

* 第73回講演大会にて発表 講演番号 113 昭和42年5月10日受付

$$\frac{V_f}{V_i} = \frac{kR_f\eta_i}{R_i\eta_f} \ln\left(\frac{R_f\eta_i}{R_f\eta_i - R_i\eta_f}\right) + \frac{\alpha(1+k)R_f\eta_i}{(1-\alpha)R_f\eta_i - R_i\eta_f} \dots\dots\dots (12)$$

(12)式の値は、各定数が一定であれば $R_f \leq R_i$ の範囲では、 R_f の大きいほど小さくなり、押湯径の大きい方が有利であることを示している。

3. 断熱スリーブ厚さと熱損失量

押湯からのスリーブを介しての損失熱 Q は、熱流が定常的であると考えたと次式で表わされる。

$$Q = Q_1 + q \times t_e \dots\dots\dots (13)$$

Q : スリーブの蓄熱量, q : スリーブ外壁からの単位時間当りの放散熱量。

しかるに q は、煉瓦厚さ l の関数で与えられる。

$$q = a\lambda(T_1 - T_a) / (\lambda + l_a) \dots\dots\dots (14)$$

a : スリーブ表面からの伝熱係数 ($14.6 \text{ kcal/hr} \cdot \text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$)

λ : スリーブの熱伝導率 (Ch 質 1.0 , 断熱スリーブ $0.3 \text{ kcal/m} \cdot \text{hr} \cdot ^\circ\text{C}$) T_1 : スリーブ内壁温度 (1300°C), T_a : 雰囲気温度 (50°C)

また Q_1 も、 l の関数として得られる。

$$Q_1 = l \cdot S_g \cdot C(T_M - T_s) \dots\dots\dots (15)$$

S_g : スリーブ煉瓦かさ比重 (Ch 質 2.0 , 断熱スリーブ 1.5), C : スリーブ煉瓦比熱 ($0.25 \text{ kcal/kg} \cdot ^\circ\text{C}$) T_M : スリーブ煉瓦平均温度 $= (T_1 - T_0)/2$, T_s : スリーブ煉瓦初期温度 $= T_a$

これらの値をそれぞれ代入して (13) 式の値を求めると Fig. 1 のようになり、スリーブ材質、および鋼塊凝固時間に応じて、適当な厚さを選ぶことが重要である。

4. 発熱押湯スリーブの効果

発熱押湯スリーブを使用する場合には押湯内における熱流れの非定常性は一層激しくなる。しかし、発熱剤の燃焼による温度推移は Fig. 2 に示すようなもので、溶鋼注入後 15 min 程度で発熱反応は終了する。このため発熱剤は押湯スリーブを加熱する以上の効果は期待できず、積極的に溶鋼を加熱しようとするのは、むしろ熱効率を低下させることになり、望ましくないであろう。

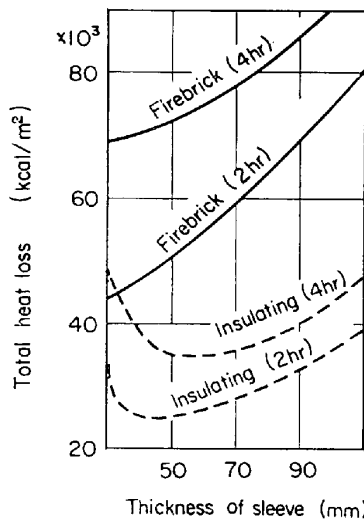


Fig. 1. Thermal characteristics of feederheads materials and solidifying time of ingot.

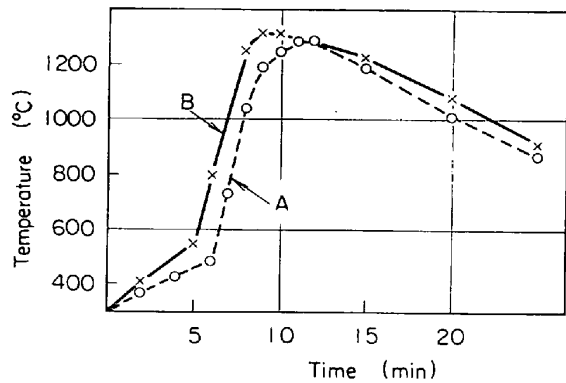


Fig. 2. Temperature of exothermic mixture during the reaction.

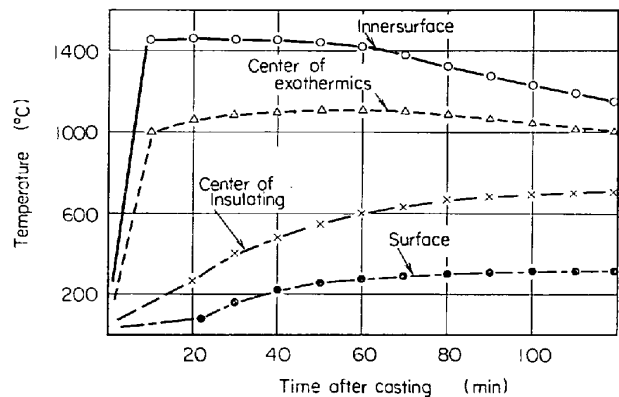


Fig. 3. Temperature of sleeve made of exothermic mixture (3t ingot).

3 t 鋼塊における発熱スリーブ内の温度推移を筆者らが実測した結果 (Fig. 3) もこのことを裏付けており、発熱スリーブにおける必要発熱量は、(15)式で示される Q_1 の値で十分であろう。

5. 発熱押湯の計算

発熱スリーブの効果が、上述のようなものであるとすれば、押湯量はスリーブを加熱するのに必要な分だけ減少させることができる。押湯内に注入される溶鋼が、凝固点以上に過熱されていないと仮定すると、押湯半径が次式で示される σ_f だけ大きいと想定して計算を行なえば良いであろう。

$$\sigma_f = Q_1 / C_M \cdot S_M \dots\dots\dots (16)$$

ここで C_M : 溶鋼の凝固潜熱, S_M : 溶鋼密度を示す。

この仮想押湯において、未凝固部の半径が R_f となるのに要する時間 t_{Rf} は (2) 式を使つて次のように与えられ、さらにこのときの押湯上面の沈下量 h_{Rf} は (17) 式で与えられる。

$$t_{Rf} = \left\{ \sigma_f (2R_f + \sigma_f) / 2\eta_f (R_f + \sigma_f) \right\}^2$$

$$h_{Rf} = \frac{2kR_i H_i \eta_i}{\eta_f (R_f + \sigma_f)} \cdot \ln\left(\frac{R_f}{R_f + \sigma_f}\right) \dots\dots\dots (17)$$

よつて Fig. 4 の A の部分の体積 V_s は次式で近似される。

$$V_s = \pi \{ (R_f + \sigma_f)^2 - R_f^2 \} \{ H_f - 2h_{Rf} / 3 \} \dots\dots (18)$$

(12)および(18)式から発熱スリーブを用いた場合の必要押湯容量比は(19)式のごとくなる。

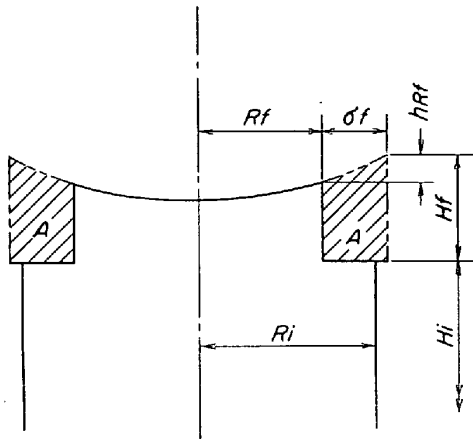


Fig. 4. Supposed feederhead using exothermic sleeve.

$$\frac{V_{fs}}{V_i} = \frac{kR_f\eta_i}{R_i\eta_f} \ln\left(\frac{R_f\eta_i}{R_f\eta_i - R_i\eta_f}\right) + \frac{\alpha(1+k)R_f\eta_i}{(1-\alpha)R_f\eta_i - R_i\eta_f} - \{(R_f + \sigma_f)^2 - R_f^2\} \{H_f - 2h_{Rf}/3\} / R_i^2 H_i \dots (19)$$

上式の第1項は限界押湯容量, 第2項は上部偏析相当分, 第3項は発熱スリーブによる減少分をそれぞれ示している。

6. 実用押湯の計算値の比較

(19)式を用いることによって, いくつかの物理定数が与えられるならば, 発熱スリーブを用いた場合の押湯必要量を計算することができる。筆者らは, それぞれ次の値を代入して計算を行なった。

1) みかけ収縮率 k : 筆者らが鋼塊の縮み代, 鋼塊単重(比重)を測定した結果では, 低炭素鋼・低合金鋼においては, 0.040 が適当である。

2) 凝固速度定数 η : R. SCHEEL¹⁾は η_i, η_f にそれぞれ 1.5, 0.8cm/min^{1/2} を与えている。筆者らのバー・テストによる測定でも, ほぼ近い値が得られておりこれを採用した。

3) 偏析率 α : 筆者らが押湯を縦断した結果からは, この値は 0.009~0.011 程度であり, ここでは, 0.010 を用いた。ただし, この値は低および中炭素鋼, 低合金鋼を対象としたものであり, ステンレス鋼のように, 鋼塊の凝固組織が全て柱状晶であるような場合には極めて小さな値となることに注意しなければならない。

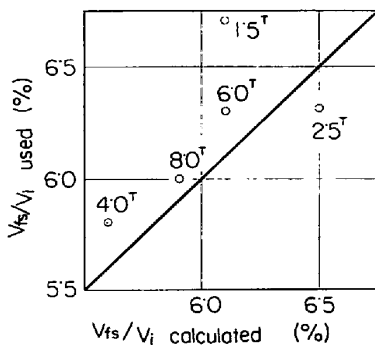


Fig. 5. Comparison of feeder head ratio between calculated and used (2/3).

4) スリーブ煉瓦の比熱, 比重などの物理定数はいずれも (15) 式で与えた値を用いた。

このようにして計算した結果と, 実用押湯における試験結果とを比較すると, Fig. 5 に示したように, ほぼ良い一致を示し, 小型鋼塊, あるいは H/D の極めて小さな鋼塊を除いては, この計算式によつて押湯の設計が可能であると考えられる。

7. 結 言

鋼塊の押湯を設計する場合, その多くは, 試行錯誤によつて行なわれている。これを単純な理論式により導びくため, いくつかの仮定をおいて検討を行なった。

この結果, 実用押湯のデータとよく一致する式を得ることができた。

文 献

- 1) H. KNÜPPEL, A. DIENER and R. SCHEEL: Arch. Eisenhüttenw., 35 (1964) 7, p. 603
- 2) H. KNÜPPEL, A. DIENER and R. SCHEEL: Stahl u. Eisen., 84 (1964) 18, p. 1128
- 3) Yu. P. SOLENTSEV and B. B. GULYAEV: Stal in Eng., (1965) 4, p. 278
- 4) L. SMRHA: Steel Times, 16 (1965) 4, p. 560
- 5) G. FENTON: Blast Furn. Steel Pl., 45 (1957) 12, p. 1415
- 6) 中川, 百瀬: 鉄と鋼, 52 (1966) 3, p. 434
- 7) 一戸, 梶岡, 福田: 鉄と鋼, 52 (1966) 3, p.476

熱間衝撃ねじり試験による鋼の変形抵抗の測定*

東京工業大学 工博 中村正久
電気通信大学 工博 作井誠太
東京工業大学 大室雄蔵

Strain Rate Dependence of Flow Stress in Steels Measured by High Speed Hot Torsion Tests

Dr. Tadahisa NAKAMURA, Dr. Seita SAKUI and Yuzo OHTAKARA

1. 緒 言

熱間衝撃ねじり試験は熱間加工性の評価¹⁾²⁾ または熱間変形抵抗³⁾⁴⁾ の測定のために広く用いられているが, 中実の試験片を用いた場合, トルクから変形抵抗を計算するのは困難であつて, 変形抵抗について特定の仮定をしたり⁵⁾, またはトルク-回転角度曲線の特定の位置⁶⁾ に対してせん断変形抵抗が計算されている。トルク-回転角度の曲線から真のせん断応力-せん断ひずみの曲線を描くことは厳密にはできない⁷⁾⁸⁾。このためには薄肉円筒試験片を用いた研究^{10),12),13)}がある。著者らは鋼の熱間変形挙動とひずみ速度との関連を調べることを目的⁴⁾とし, 今回 SUS 24 ステンレス鋼および低合金鋼の円筒試験片の熱間衝撃ねじり試験を行なったので報告する。

* 第73回講演大会にて発表 講演番号 133 昭和42年5月10日受付