

論文

UDC 669.18-412 : 621.746.5 : 621.744.3 : 620.192.4

鍛造用大型鋼塊の凝固と健全性に及ぼす鋳型設計の影響

田代 晃一*・渡辺 司郎*・北川幾次郎*²・田村 至*²

Influence of Mould Design on the Solidification and Soundness of Heavy Forging Ingots

Kōichi TASHIRO, Shirō WATANABE, Ikujiro KITAGAWA, and Itaru TAMURA

Synopsis :

Influence of hot top and mould design on the formation of central porosities and loose structure in heavy forging ingot was analyzed by using finite element method. The results of analysis were compared with those of sectioning investigation of 100 t and 135 t ingots, and the influence of mould and hot top design on the internal defects has been made clear quantitatively.

The result shows that the geometry of hot top and mould design plays most important role on the manufacture of sound heavy ingots. The central porosities and loose structure are liable to increase when the rate of vertical solidification at the centerline of ingot exceeds the value of about 10 mm/min., and the defects are strengthened at the area where the rate of solidification is accelerated.

For 0.25% C-3.5% Ni-Cr-Mo-V steel ingot, "A" segregation begins to form when the rate of transverse (horizontal) solidification decreases to the value of about 0.8 mm/min.

1. 緒 言

現代の重工業のなかでも、とくに船舶、製鉄用機械および発電プラントにおける鍛鋼品の大型化に伴い、使用する鋼塊も 400 t, 500 t と超大型化しつつある。このように鋼塊が大型化すると、ザク性欠陥やセンターポロシティと呼ばれる鋼塊軸心部に生じる空隙性欠陥の範囲が広く、大きさが増大する。このような内部脆弱組織は鍛造による鍛錬効果によつて改善できるが、鋼塊の大型化に伴つて、プレス能力との関連で鍛錬効果が低下するため、鋼塊自体の健全性を増すことにより能力不足を補う必要が生じてくる。

通常の方法で造塊される鍛造用大型鋼塊の健全性は、主に鋳型および押湯の設計条件に支配されるが、製造された鋼塊の健全性を非破壊的に確認する適当な方法が無い場合、その品質の確認には通常、鋼塊の切断調査あるいは鍛造後の粗材の調査などに頼らざるを得ない。しかし、前者では多額な費用と時間を要し、また後者では鍛造による複合効果が入るため鋼塊自体の健全性を直接評価することにはならない。

そこで、本研究では大型鋼塊の凝固特性に及ぼす押湯

および鋳型の設計条件の影響を知るために、有限要素法による凝固解析プログラムを作製し、種々の条件で解析を行い、さらにその解析結果を鋳型の测温結果や大型鋼塊の切断調査結果と対比して、検討を行った。これらの結果よりザク性欠陥および偏析などを軽減する設計条件を確認するとともに、400~500 t の超大型鋼塊の設計に対する方向づけを得ることができた。

2. 解 析 方 法

2.1 計算方法

境界条件が複雑な場合、電算機の計算プログラムとしては差分法よりも有限要素法を使用したほうが便利である。上記の理由から鋼塊の凝固を扱う計算でも有限要素法によつて計算を行った。鋼塊および鋳型の断面形状はコルゲート状であるが、それらは円形断面の軸対称体として扱った。要素分割の一例を Fig. 1 に示すが²⁾、温度変化の大きいところの要素はなるべく細かく分割し、精度を期した。

2.2 初期条件、境界条件および物性値

計算には 0.39% 炭素鋼を想定して、液相線温度を 1498°C、固相線温度を 1438°C とし、初期条件および

昭和 51 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 55 年 3 月 5 日受付 (Received Mar. 5, 1980)

* 日本鑄鍛鋼(株) 工博 (Japan Casting & Forging Corporation)

*² 日本鑄鍛鋼(株) (Japan Casting & Forging Corporation, 46-59 Sakinohama Oaza-Nakahara Tobata-ku Kitakyushu 804)

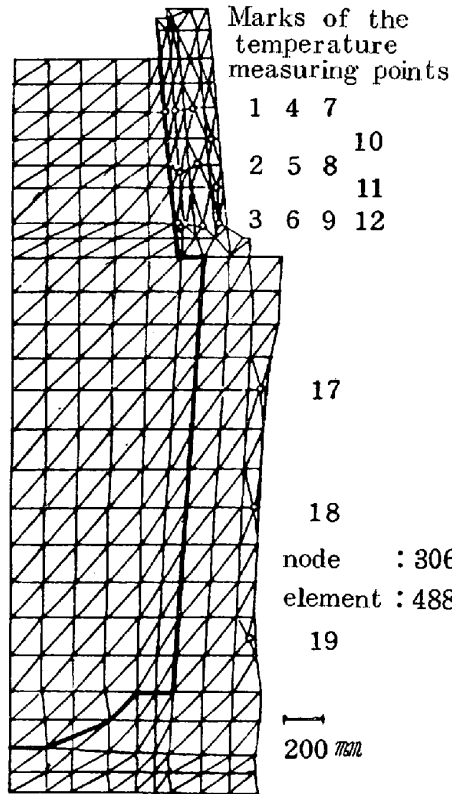


Fig. 1. Element division and temperature measuring points for 65t ingot.

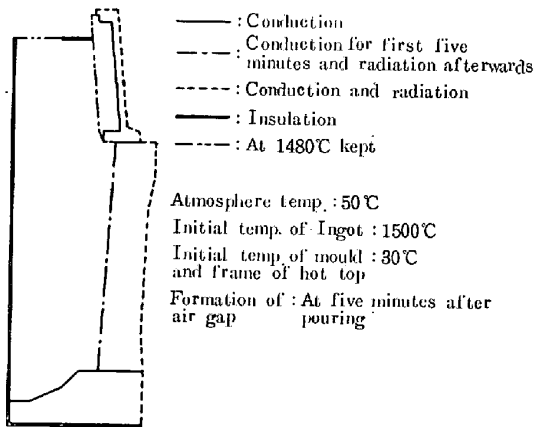


Fig. 2. Initial and boundary condition used for solidification analysis.

境界条件は Fig. 2 のように設定した。鑄型および押湯枠の外表面ならびに空隙生成後の鋼塊表面の輻射率は温度の関数とし³⁾、0.75~0.95 とした。鑄型および押湯枠の外表面の対流熱伝達係数は 15 kcal/m²h°C とした。

押湯部の各境界の取り扱い方は文献によつて異なるが、今回の解析では Table 1 に示すような取り扱い方をした。また、押湯上面の境界条件は、全面を断熱としているもの⁴⁾ あるいは外部加熱としているもの⁵⁾ などがあつたが、今回の解析では Fig. 2 に示すように、一部断熱他は一定の温度（ここでは液相線と固相線温度間の

Table 1. Boundary condition about hot top.

Boundary Ref.	Brick lining/ cast metal	Brick lining/hot top iron frame
Ref. (4)	Conduction	Insulation
Ref. (5)	Conduction before and radiation after formation of air gap	Radiation
Present work	//	Conduction

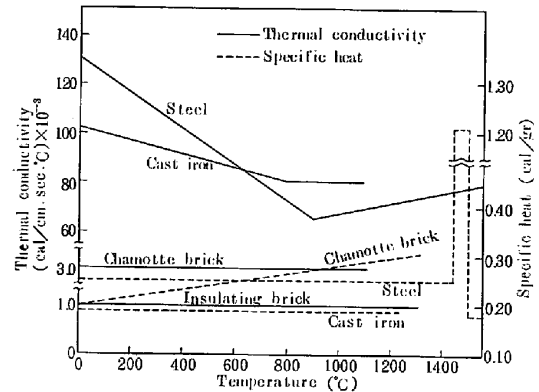


Fig. 3. Thermal conductivity and specific heat used for solidification analysis.

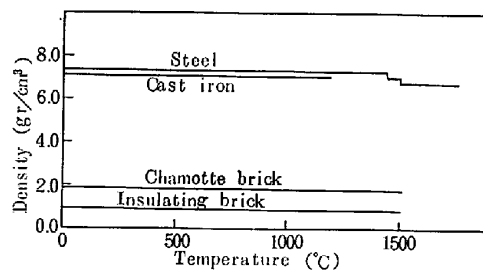


Fig. 4. Density used for solidification analysis.

1480°C) に保温されているものとした。当解析が対象とする鍛造用大型鋼塊では押湯高さが十分にあるので鋼塊本体部の凝固に対する押湯上面の境界条件の影響は小さい。これは解析結果からも示されるが、押湯高さが低い場合には上面の境界条件の影響が大きくなり、さらに引けによる形状の変化なども考慮する必要があると考えられる⁶⁾。

計算に使用した鋼の物性値は普通鋼の値を採用し、鑄鉄およびれんがのそれは次のような値とした。すなわち；

- (1) 熱伝導率および比熱：鋼、鑄鉄およびれんがのそれらを Fig. 3 に示す。
- (2) 密度：Fig. 4 に示す値とした。
- (3) 凝固潜熱：鋼の凝固潜熱を 60 cal/g とした。潜熱を凝固区間に配分する方法として⁷⁾、
 - (a) 凝固範囲に潜熱を均等に与える方法

(b) 二等辺三角形の形に配分して与える方法

(c) 固相率に比例して与える方法

などがあるが、ここでは(a)の方法を採用した。

(4) 対流：鑄込終了後の溶鋼の動きについては不明の点が多く、本実験のごとき大型鋼塊では鑄込終了時の溶鋼温度はほぼ液相線温度に近く、大きな対流は無視できると考えられるので考慮しなかつたが、対流を計算条件に入れた例としては溶鋼の熱伝導率を、約 10 倍にする方法も提案されている⁷⁾。

(5) その他：普通鋼では沈澱品の影響と考えられる縦凝固の加速があるとの報告⁹⁾もあるが、今回の解析では沈澱品の生成は計算条件には入れていない。

3. 実験方法

3.1 測温方法

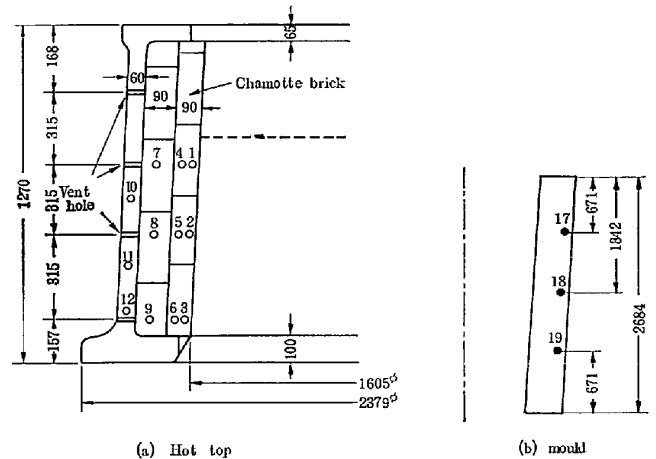
有限要素法による温度計算結果を検証するために、通常用いられているタイプの押湯枠および鑄型内の温度分布を測定した。

Fig. 5 に 65 t 鋼塊 (0.39% 炭素鋼) の押湯枠および鑄型内の測温位置と使用熱電対を示す。押湯内張りのシャモットレンが内で 9 点、押湯金枠内で 3 点、鑄型内で 3 点を測定した。1000°C 以上になると予想される 1~6 の位置では Pt-Pt-13%Rh のシース熱電対 (1.6mmφ) を、他の位置ではアルメル・クロメルのシース熱電対 (3.2mmφ) をそれぞれ使用した。なお、押湯部での熱電対は押湯枠のガス抜き穴を利用して、側面からそう入した。

3.2 鋼塊の切断調査方法

凝固計算結果と内部性状の対比を行うため、切断調査を行った鋼塊は、110 t および 135 t の 3.5Ni-Cr-Mo-V 鋼である。調査では鋼塊の軸心部を含むように縦断するとともに、さらに鋼塊肩部から 10%、50% および 80% 下の位置で横断した。各位置について浸透探傷試験、磁粉探傷試験、マイクロ組織観察、サルファープリント、マクロ腐蝕、成分偏析、ポロシティおよび介在物などの調査を行った。

鋼塊の健全性および内質の良否に関係の深いポロシティの分布の測定方法としては、鋼塊軸心部および鋼塊肩から高さ方向に 10%、50%、80% の部位で径方向の各位置から採取した試験片を鏡面仕上げしたのち、その面積率、個数および大きさを測定した。測定面は縦断面の 25.4 mm φ の試料とし、これを光学顕微鏡で 100 倍に拡大して 490 視野について検鏡した。ポロシティの面積率は JIS 非金属介在物測定法に準じ算定し、個数としては各視野についての個数の総計を求めた。また、そ



Temperature measuring points

- 1, 2, 3 : 10mm (Sheathed PR 1.6mmφ) from brick lining surface
- 4, 5, 6 : 45mm (" PR 1.6mmφ) " "
- 7, 8, 9 : 135mm (" CA 3.2mmφ) " "
- 10, 11, 12 : 30mm (" CA 3.2mmφ) from outer face of frame
- 17, 18, 19 : 30mm (" CA 3.2mmφ) from outer face of mould

Fig. 5. Position of temperature measurement and sorts of thermocouple used for 65t ingot.

の大きさについては、非金属介在物の大きさの測定と同じ要領で短辺と長辺の長さを測定し、結果の検討は長辺の値によつて行つた。

逆V偏析の生成範囲の測定は縦断面および横断面のサルファープリントから判定した。

4. 計算結果と測温結果の比較

計算によつて得られた結果を検証するため、押湯枠内および鑄型内の温度を測定し、両者が一致するか否かをまず検討した。

Fig. 6 に測温に使用した 65 t 鋼塊の押湯枠および鑄型内の温度分布の計算値と実測値の比較を示す²⁾。Fig.

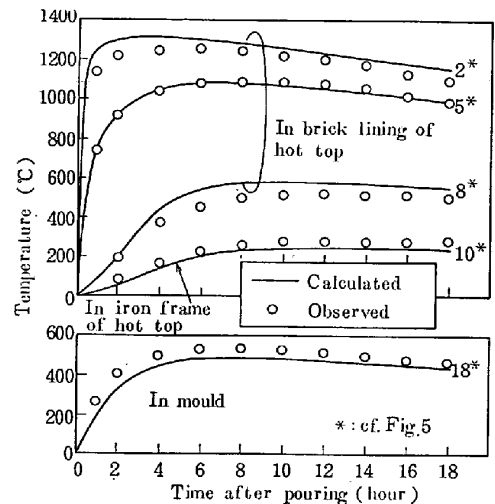


Fig. 6. Comparison of the calculated temp. with the measured in the hot top frame and mould of 65t ingot.

6 では代表的な位置として押湯枠の高さ中央の位置 2, 5, 8, 10 および鑄型の高さ中央の位置 18 (Fig. 5 参照) で計算値と実測値の比較を行つている。

押湯枠れんが内の位置 2, 5, 8 の計算値は実測値よりやや高めかよく一致しており, 押湯金枠内の位置 10 および鑄型内の位置 18 の計算値はやや低めになつている。押湯枠および鑄型中では温度勾配が急であるから, 熱電対のセット時のずれ, あるいは熱変形などによつて測温位置が少しずれると温度は大きく変動することを考慮に入れば, 計算値と実測値はよく一致していると言える。

各点の特徴としては, 押湯枠の内面側れんが中の各位置 2, 5 は 1000°C 以上になるが, 裏張りれんが中の位置 8 および押湯金枠中の位置 10 は 600°C 以下で, あまり高温にはなつていない。また, 内面側の位置が最も高く, 外周側へ行くにしたがつて低下している。

鑄型表層部の位置 18 も 600°C 以下であり, 17 と 18 の温度はほぼ等しく, 19 の温度がやや低くなつていた²⁾。これは 19 の位置では底部からの冷却効果が効くが, 18 の位置(高さ中央)以上ではその効果がほとんどないことによると考えられる。

以上のごとく, 計算値と実測値はほぼ一致するので, ここで使用した計算の前提である前記の各物性値および計算条件等は妥当であると考え, 以下では同様な条件をもつて計算を進め, 鑄型の設計条件と鋼塊の凝固特性の関係を解析した。さらにこれらの凝固特性と大型鋼塊の切断調査結果に基づく内部健全性との関連を検討し, 大型鋼塊の品質設計上の指針を得ることにした。

5. 解析結果とその検討

5.1 大型鋼塊の凝固パターンの検討

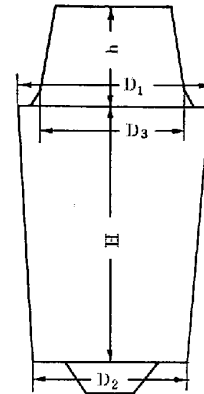
以下大型鋼塊の凝固計算結果を XY プロッターを用いて描いた結果を示す。これらの結果は想定した 0.39% 炭素鋼の液相線温度 1498°C, 固相線温度 1438°C 間を比例配分して, 固相率約 60% の 1460°C の位置を経時的に図示したものである。たとえばバーテストで測定される凝固位置は固相線温度の位置ではなく, 固相率が 60~70% 程度の位置であり¹⁴⁾, また固相率が約 60% の位置は固液共存相中のほぼ中央であるので平均的にみて実質的な凝固前面とした。以後, この 60% 凝固線を凝固線と仮称することにする。Fig. 7 に以下の検討に必要な鋼塊の形状, 寸法の定義を示す。

5.1.1 押湯枠部の熱的条件の影響

Fig. 8~10 に押湯枠の熱的条件を種々変化させた場合の 65 t 鋼塊の凝固パターンを示す。Fig. 8 は標準設

計の押湯枠を使用した場合の凝固パターンで, 今回測温を行つた鋼塊のそれに相当する。

Fig. 9 には押湯れんがの断熱を強化した場合, すなわち裏張りに断熱れんが(イソライト)を使用した場合の結果を示す。図中には Fig. 8 に示した裏張りがシャモットれんがの場合を破線で併記したが, 断熱れんがを裏張りしても押湯中の凝固線がやや遅れる程度で, 鋼塊本



D_1 : Diameter of ingot top
 D_2 : Diameter of ingot bottom
 D : Mean diameter of ingot ($= (D_1 + D_2) / 2$)
 D_3 : Diameter of bottom of hot top
 H : Height of ingot
 h : Height of hot top
 H/D : Height/Diameter ratio of ingot
 T_p : Taper ($= (D_1 - D_2) / H \times 100\%$)
 φ : Ratio of hot top diameter to ingot diameter ($= D_3 / D_1 \times 100\%$)
 Fig. 7. Definition of ingot size.

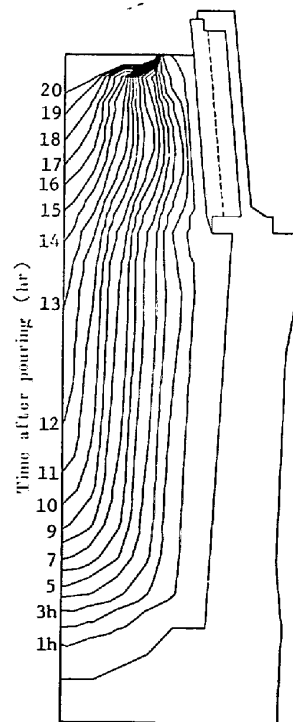


Fig. 8. Solidification pattern of 65t ingot.
 ($H/D=1.31$, $T_p=11.6\%$, $\varphi=84.9\%$)

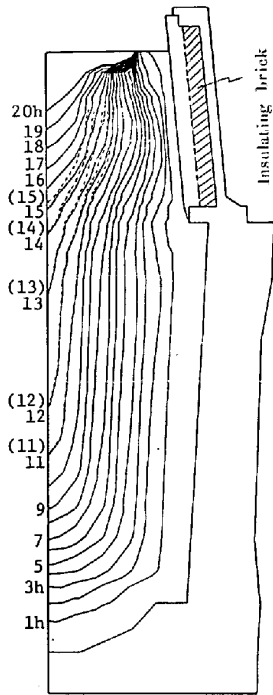


Fig. 9. Solidification pattern of 65t ingot with insulating brick as hot top lining.
.....Solidification lines in Fig. 8

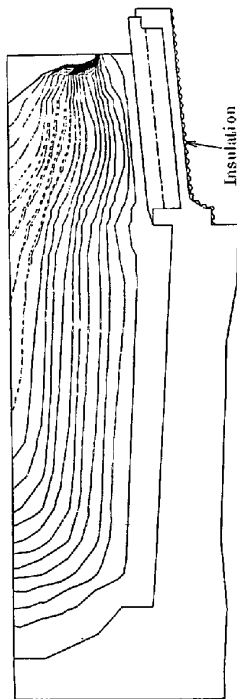


Fig. 10. Solidification pattern of 65t ingot insulated at outer wall of hot top.

体中の凝固線にはほとんど差がなく、ザク性欠陥の軽減にあまり大きな効果があるとは言えない。なお、シャモットれんがおよび断熱れんがの熱伝導率 k はそれぞれ約 3.0×10^{-3} および 1.0×10^{-3} cal/cm \cdot s \cdot °C、密度 ρ はそれぞれ 1.9 および 0.88 g/cm 3 であり、比熱 C はほぼ等しいので、断熱れんが自体の温度伝導率 $a(=k/c\rho)$ はシ

ャモットれんがの約 72% となり、それだけ断熱効果が増してはいるが、この程度の断熱効果の増大では鋼塊本体の凝固パターンに大きな影響を与えないことがわかる。

Fig. 10 に押湯枠外周を完全に断熱とした場合を示す。外周を断熱としない Fig. 8 の通常の場合を破線で示すがあまり差がない。これは押湯中の熱は、押湯枠外周からの放熱によつて奪われるよりも、むしろ押湯れんがおよび押湯金枠の熱容量が大きく、それらの吸熱による熱損失の方が大きく影響しているためと考えられる。そこで、押湯枠部の熱容量を小さくした場合の影響をみるために押湯金枠下部のれんが保持用のフランジを切断加工して短くした場合、および押湯れんがと金枠全体を 100°C に予熱した場合の凝固パターンを計算し、その結果を Fig. 8 の通常設計の場合と対比してみたが、この程度の改善では大きな差は認められなかった。

以上のことから、押湯枠自体の多少の断熱あるいは熱容量の減少等の対策では鋼塊本体の凝固の改善効果は余り期待できず、むしろ押湯や鋼塊の形状的な効果が重要であると言えよう。

5.1.2 鋼塊の高径比、押湯径絞り比およびテーパの影響

Fig. 11 に切断調査に使用した 135 t 鋼塊の凝固パターンを示す。Fig. 12 に押湯径絞り比 ϕ (Fig. 7 参照) がほぼ等しく、高径比 H/D が異なる 110 t 鋼塊 (ϕ が

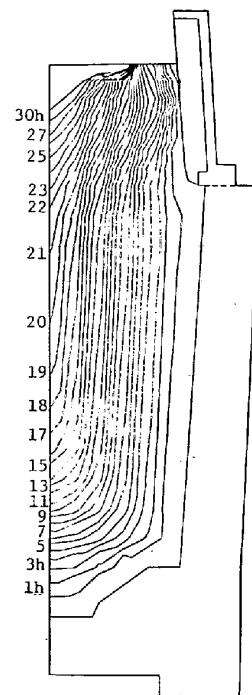


Fig. 11. Solidification pattern of 135t ingot.
($\phi=87\%$, $H/D=1.4$)

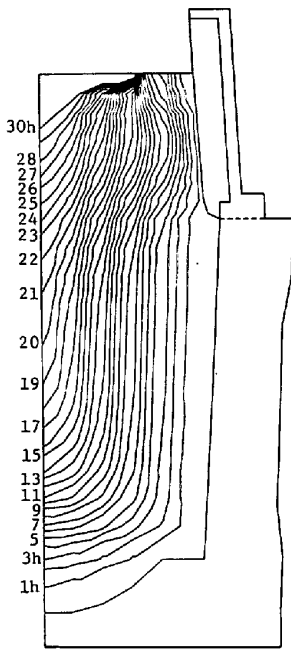


Fig. 12. Solidification pattern of 110 t S-type ingot. ($\phi=91\%$, $H/D=1.1$)

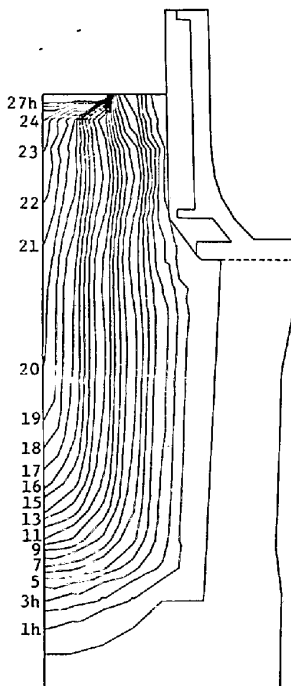


Fig. 13. Solidification pattern of 110 t L-type ingot. ($\phi=71\%$, $H/D=1.1$)

大きく以後 110 t S 型鋼塊と呼ぶ) の凝固パターンを示す。両者は、それぞれ ϕ は約 87% および 91%, H/D はそれぞれ約 1.4 および 1.1 である。

両者を対比すると 135 t 鋼塊の方が未凝固の溶鋼プールはやや狭く深くなつており、中心欠陥の軽減には不利なことがわかる。これは後述の切断調査結果でも確認された。

次に押湯部の径の影響をみるために、Fig. 13 に切断調査を行つた 110 t 鋼塊の凝固パターンを示す。この鋼塊は径の小さい押湯枠を用いたもので、以後 110 t L 型鋼塊と呼ぶ。この場合の ϕ は約 71% であり、110 t S 型鋼塊に比べて未凝固の溶鋼プールは鋳込後 18~20 h で非常に狭く深くなつてい。したがつて、生成したデンドライトはブリッジングして、鋼塊本体に対する給湯がさまたげられる可能性が十分にあると考えられ、これは後述の切断調査でも確認された。これに対し Fig. 12 の径の大きい押湯枠を用いた 110 t S 型鋼塊では押湯径絞り比が大きいので、未凝固の溶鋼プールは 110 t L 型鋼塊に比べて広く浅い V 字型になつており、下部のデンドライト組織間への給湯はさまたげられず、中心欠陥の防止に効果があると考えられる。

また、鋼塊テーパの影響も同様な計算法によつて検討したが、当然テーパの大きい方がザク性欠陥の発生防止に有利になるが、あまりテーパを大きくとれば、鋼塊の肩部のつり切れ現象(凝固収縮にともなう鋼塊本体の沈下が鋳型で局部的に阻止されて、それ以下の部分の重量に耐えられないで生じる横割れ)が発生するので現実の設計では 10% 程度が妥当と考えられる。

以上の種々の条件下における凝固パターンの解析結果から、鋼塊の内部の健全性は押湯枠部の熱的な設計条件よりも、押湯径絞り比や鋼塊の高径比などの型の幾何学的な設計条件に大きく影響されることが示された。したがつて以下では 110 t および 135 t 鋼塊の切断調査結果と対比しながら凝固の解析結果を検討してみた。

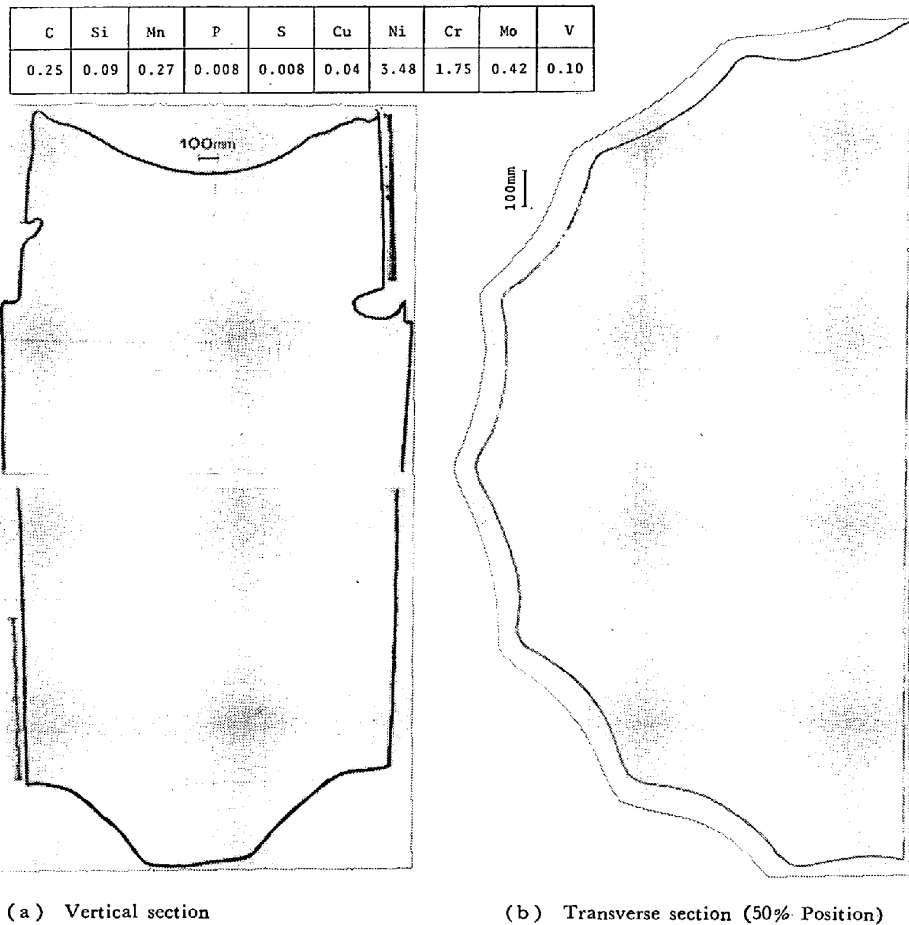
5.2 凝固特性と切断調査結果との対比

135 t および 110 t L 型鋼塊については切断調査を行い、内部のポロシティの分布やザク性欠陥の発生状況あるいは逆 V 偏析の生成位置などを調査した。以下に前述の凝固特性と対比しながら、これらの鋼塊に生じた欠陥の発生状況を検討してみる。

5.2.1 鋼塊軸心部の欠陥発生状況と凝固特性との関係

Photo. 1 に 3.5%Ni-Cr-Mo-V 鋼の 135 t 鋼塊の縦断面および横断面のサルファープリントを示すが、当鋼塊では軸心部のいわゆる V ゾーンの一部と逆 V 偏析ゾーンの偏析線中に最大 1 mm 程度のポロシティ(小空隙)が認められた。しかし、Photo. 2 に同鋼種の 110 t L 型鋼塊の縦断面の浸透探傷試験結果を示すが、これでは軸心部に明りような収縮孔とともに割れの共存したいわゆるザク性欠陥が確認され、その周辺にもポロシティが認められた。

Fig. 14 に 135 t, 110 t S 型および 110 t L 型鋼塊



(a) Vertical section (b) Transverse section (50% Position)
 Photo. 1. Sulphur print of 135t ingot of 3.5% Ni-Cr-Mo-V steel.

の軸心上の縦凝固速度と軸心部の欠陥の発生状況とを対比して示している。ここで縦凝固速度は Fig. 11~13 の凝固パターンから求めた値である。これまでは健全な鋼塊を得るための条件を凝固パターンの状態、とくに軸心近傍のV状の凝固先端の形状によって定性的に検討してきたが、この形状の効果を表わすパラメータとして軸心上の縦凝固速度を使用すればその条件を定量的に検討することができる。すなわち Fig. 14 からわかるように 110 t S型鋼塊では最大縦凝固速度が約 6 mm/min と最も小さいのに対し、110 t L型鋼塊では約 15 mm/min と最も大きく、135 t 鋼塊では中間の約 10 mm/min である。

まず、135 t 鋼塊では 110 t L 型鋼塊のような大きなザク性欠陥は生成していないが、軸心部では前述のように最大 1.0 mm 程度の小空隙、いわゆるセンターポロシティが観察された。そこで、135 t 鋼塊の縦凝固速度とポロシティの分布を対比してみるとポロシティの面積率の大きい位置、すなわちポロシティの多発する位置は縦凝固速度が増加してゆく範囲、換言すれば凝固が加速されている範囲である。また、大きいポロシティが発生する位置は縦凝固速度が大きい範囲である。

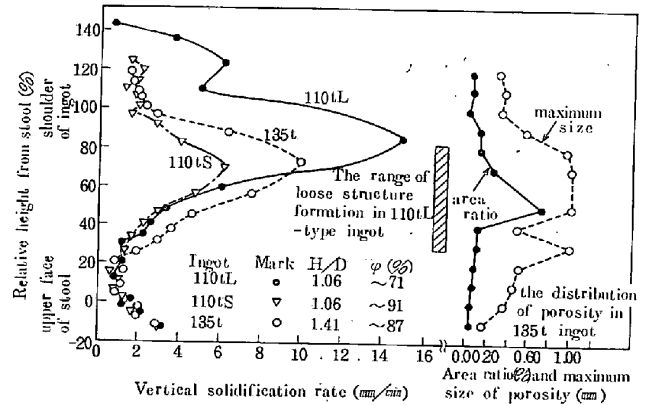


Fig. 14. Comparison of vertical solidification rate of 110t S,-110tL-type and 135t ingots, the range of loose structure in 110t L-type ingot and the distribution of micro-porosity in 135t ingot.

これを前掲の凝固パターンとの関連で鋼塊軸心付近の凝固前面の形状と合わせて考えると、以下のようなメカニズムが推定される。すなわち Fig. 11 の凝固パターンからわかるように、底部からの冷却効果が有効にきく鑄込後約 15 h までの凝固前期では凝固前面の形状はU字状をなし、給湯効果は良好であるのでポロシティはほ

C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V
0.26	0.05	0.29	0.010	0.007	0.06	3.57	1.74	0.38	0.10



Photo. 2. Result of penetration test on vertical section of 110t L-type ingot made of 3.5% Ni-Cr-Mo-V steel.

とんど生成していない。

しかし、凝固中期では底部からの冷却効果の影響が急速に低下し、縦凝固は横からの凝固の影響を多く受けて進行するので Fig. 14 に示すように、縦凝固速度は大きく加速される。また、この部位では凝固前面の形状は、Fig. 11 に示すように鋭く長いV字状をなし、この位置にポロシティが多く発生する。これは鋭いV字状である程デンドライト組織は入り組んでおり、その間隙を通じた給湯が困難となるためと考えられる。なお、凝固加速域でポロシティが多く発生するのは、給湯が困難な域の絶対長さが長いことにも対応している。

さらに押湯近くまで凝固が進むと、凝固前面の形状は再び上方に開いたV字状となり、給湯が行われやすくなり、ポロシティは著しく減少する。

これに対して 110 t L型鋼塊では Fig. 14 から明かなように最大縦凝固速度が大きいとともにその位置が頭部側に寄っている。この原因を Fig. 13 の凝固パターンと対比してみると、明らかにこの鋼塊の押湯径が小さいことが影響しているものと推定される。とくに鋳込み後

18~20 h の凝固前面はほとんど垂直に近く、デンドライトの交錯による給湯の遮断、さらにはブリッジの生成も考えられ、これがザク性欠陥生成の主原因と考えられる。またザク性欠陥の生成位置は Fig. 14 からわかるようにやはり凝固加速域であり、最高加速域近くでブリッジングが起こっていると推定される。なお縦凝固速度が小さい底部側でもザク性欠陥のような割れが観察されるが、この割れの周辺には通常のザク性欠陥の周辺で観察されるようなマイクロポロシティは観察されず、Fig. 13 の凝固パターンからも給湯は十分と考えられるので、これは凝固完了後の熱応力による割れの発生やガス切断時の割れの進展などによると考えられる。割れは脆弱な等軸晶面（粒界）で起こっている。

これに対して 110 t S型鋼塊では鋼塊の高径比が小さく、押湯径絞り比が大きいため最大縦凝固速度は底部からの冷却効果および頭部からの押湯効果によりかなり低い値に押えられており、軸心部の健全性の確保には有利であると判断される。

5.2.2 最大縦凝固速度の近似式

以上のことからわかるように、最大縦凝固速度の値はザク性欠陥あるいはセンターポロシティの軽減対策の1つの目安になり、135 t および 110 t L型鋼塊の切断調査例から 100 t 程度の鋼塊では約 10 mm/min 以下が望ましいと考えられる。さらに鋼塊が大型化すれば凝固中期の軸心部のデンドライトの交錯が増大するので、より低い値を考える必要がある。

ところで鋼塊形状、大きさおよび造塊条件などが変わるたびにコンピュータによる数値計算で最大縦凝固速度を求めているのは費用と時間のロスが多い。そこで、数値計算による最大縦凝固速度 S_N (Fig. 14 の各曲線の最大点の縦凝固速度) を近似式で表せれば便利である。前節で述べたように、凝固速度は押湯径絞り比、鋼塊の高径比およびテーパなどによつて大きく影響されるから S_N をそれらの関数として近似式 S_T で表すと次式のようになる。

$$S_T = \frac{2 \exp(0.5861 - 0.0558 T_p)}{D}$$

$$\left\{ 11.72(H/D) - 3.74 \ln(\varphi - 70.0) + 5.99 \right\} \dots (1)$$

ここで、 D : 鋼塊の平均直径 (m) (Fig. 7 参照)

φ : 押湯径絞り比 (%)

H/D : 鋼塊の高径比

T_p : 鋼塊のテーパ (%)

また、河合は T_p の項がない次式 S_K を提案している¹⁰⁾。

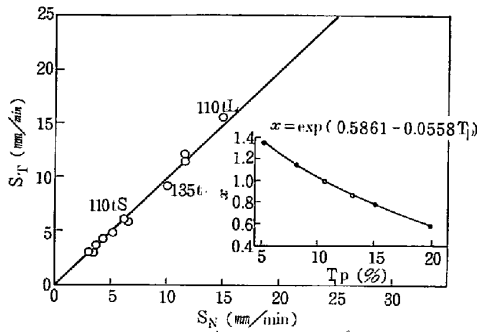


Fig. 15. Comparison of approximate value S_T with numerical analysis value S_N of maximum vertical solidification rate.

$$S_K = \frac{26.4}{D} \left\{ (H/D - 0.7) + \frac{0.035}{\varphi - 0.69} \right\} \dots\dots (2)$$

Fig. 15 に最大縦凝固速度の数値計算値 S_N と近似値 S_T の比較を示すが、両者はよく一致している。 S_T は T_p の項が入り、式がやや複雑であるが、 S_N に対する近似度は S_K よりよい。一方、 S_K は近似度は落ちるが計算が簡単である。

5.2.3 横凝固速度と逆V偏析との関係

Photo. 1 の 135 t 鋼塊のサルファープリントは S 量が 0.007 と低いためにやや不明りようではあるが逆V偏析の生成している範囲がわかる。サルファープリントで見ると逆V偏析は鋼塊のほぼ中心軸近くまで発生している。

Fig. 16 に各鋼塊の本体高さ中央部 (50% 位置) の横凝固速度と 135 t 鋼塊における逆V偏析生成位置およびポロシティの分布を対比して示す。110 t L型, 110 t S型および 135 t 鋼塊の縦凝固速度は前述のように異なるが、50% 位置における横凝固速度はほぼ等しい。

135 t 鋼塊において逆V偏析が生成し始める位置は横凝固速度が約 0.8 mm/min 以下の範囲となつている。前報¹¹⁾で示した逆V偏析発生の上部臨界凝固速度 U.C.L. (Upper Critical Limit of Solidification Rate [m/h]) を次式(3)から算出すると、同鋼塊の C% は 0.25 であるから約 1.1 mm/min となり、今回の結果ともほぼ一致する。

$$U.C.L. = 0.174(\%C) + 0.025 \dots\dots (3)$$

なお、鈴木ら¹²⁾は 14 kg 鋼塊 (0.64~0.76% C, 0.013~0.015% S) の実験から逆V偏析が生成する位置は凝固速度 R (mm/min) と冷却速度 ϵ ($^{\circ}C/min$) が $\epsilon \leq 8.75 R^{-1.1}$ の関係になる範囲であるとしているが、今回調査した 135 t 鋼塊では Fig. 17 に示すように R および ϵ ともに著しく小さい範囲に逆V偏析が生成している¹³⁾。これは化学成分とくに C 量の相違によると考えられる。

次に、Fig. 16 の横凝固速度と鋼塊横方向のポロシテ

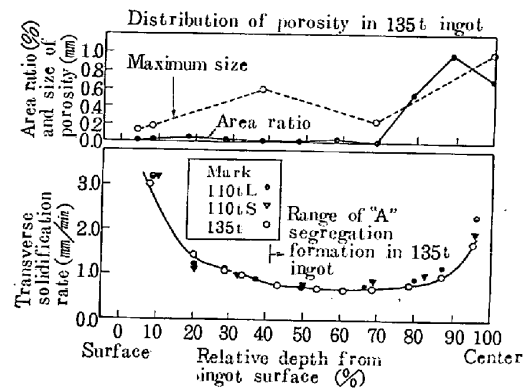


Fig. 16. Comparison of transverse solidification rate at the middle part of three ingots. Range of "A" segregation formation and distribution of porosity in 135t ingot.

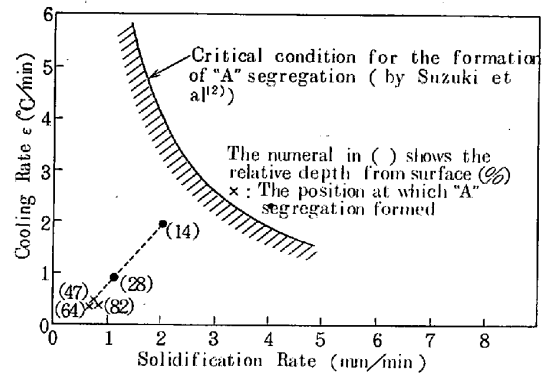


Fig. 17. Relationship between the rate of local solidification and local cooling, and the position at which "A" segregation formed in 135 t ingot.

の分布との関連をみると、鋼塊表層近くでは凝固速度は大きい、給湯が十分であるためにポロシティは小さく少ない。横凝固速度が低下し始め、逆V偏析が生じる位置になるとポロシティは次第に大型化するが面積率の増加は少ない。これはポロシティの発生位置が逆V偏析線にほとんど限定されているからである。しかし、鋼塊軸心部に近づき横凝固が加速され出すと、前述の縦凝固の場合と同様に急速にポロシティは増加し大型化している。

6. 結 言

鍛造用大型鋼塊の凝固特性を有限要素法を用いて解析し、鋼塊の切断調査結果と対比して、鋼塊中心部の空隙性欠陥を軽減する押湯および鑄型の設計条件を検討し次の結論が得られた。

- (1) 健全な大型鋼塊を得るためには、鑄型および押湯の幾何学的な形状の設計が重要である。
- (2) 軸心部のザク性欠陥やセンターポロシティは

最大凝固速度が大きい場合に生成しやすく、とくに加速凝固域に現れやすい。

(3) 最大凝固速度は鋼塊の平均半径, 高径比, 押湯径絞り比およびテーパなどの関数として近似的に表すことができる。

(4) ザク性欠陥を軽減するためには 100 t 程度の鋼塊では最大縦凝固速度が約 10 mm/min 以下になる設計条件が必要であり, 鋼塊の大型化とともにさらに低下させることが望ましい。

(5) 0.25% C の 3.5% Ni-Cr-Mo-V 鋼で逆 V 偏析が生成する位置は横凝固速度が約 0.8 mm/min 以下になる鋼塊内部である。

以上のごとく, 鍛造用大型鋼塊内部の空隙性欠陥や逆 V 偏析が生成する条件およびそれらを低減する条件を定量的に明らかにした。その結果を応用して 400 t 級の大型鋼塊も健全に製造することが可能となつた。

終わりに臨み, 終始いろいろと御助言, 御指導を賜つた日本鑄鍛鋼(株)元専務取締役故河合正吉博士に心から感謝の意を表するとともに, 御冥福を御祈り致します。

文 献

- 1) たとえば, 吉識雅夫監訳: マトリックス有限要素法 (1972), [培風館]
- 2) 田代晃一, 渡辺司郎, 田村 至: 鉄と鋼, 62 (1976) 2, p. 29
- 3) R. SARJANT and M. SLACK: JISI, 166 (1954), p. 428
- 4) 前川静弥, 鈴木是明, 宮本剛汎: 日本製鋼技報, 29, p. 73
- 5) 成田貴一, 森 隆資: 学振 19 委 8691, 凝固, 34 (1968)
- 6) G. A. FISCHER: Proceedings ASTM, 62, p. 1137
- 7) A. I. KOLER, J. D. THOMAS, and A. A. JZAUARAS: Cast Metals. Res. J., 9(1973)4, p.156
- 8) G. FENTOR: JISI, 169 (1957), p. 396
- 9) H. SAKUDA, H. OOI, and J. MATSUNO: Proceedings of The 7 th. International Forging Conference (1975), p. 19
- 10) 河合正吉: 私信, 鋼塊鑄型設計に関するコメント (1975)
- 11) 田代晃一, 磯木 透, 木村重夫: 鉄と鋼, 57 (1971) 9, p. 1479
- 12) 鈴木是明, 宮本剛汎: 鉄と鋼, 63 (1977) 1, p. 45, p. 53
- 13) 木下勝雄, 北岡英就, 岡野 忍, 江見俊彦: 鉄と鋼, 65 (1979) 13, p. 1868
- 14) 高橋忠義, 工藤昌行: 鉄と鋼, 56 (1970) 12, p. 1511