

# (討 9) 連続鋳造における内部割れの生成機構について

新日本製鉄(株) 名古屋製鉄所 ○井上俊朗 小舞忠信 新美英俊  
高藤豊一 秋田靖博

## 1. 緒言

連続鋳造機の生産性の向上を計るには、単位時間当りの溶鋼鋳込量の増大と操業稼働率の向上とがあり、その一方法として鋳造速度の上昇がある。一般に高速化すると鑄片内部に割れが生成し、そのため高速化の障害となっている。本報告は当社名古屋製鉄所第2製鋼工場の10.5 m R 弯曲型連続鋳造機で生成した内部割れについて調査し、内部割れと凝固組織との関係からその生成機構について考察し、さらに内部割れと連鋳設備および鋳造条件との関係について検討したものである。

## 2. 内部割れの実態およびその原因

2-1. ガイドロール事故により生成した内部割れについて、図1に示すようにガイドロールの油圧压下装置不良のために上面のロールが約50 mm 浮き上がったまゝ通常の操業が行なわれ、このため内部割れが発生した。この時の調査結果について記述する。

### (1) 内部割れと鋳造組織

内部割れの生成した鑄片の凝固組織を写真1に示す。割れはロールの浮き上がった上側のみ生成し、同時に割れのほぼ中央にホワイトバンドが発生している(図2)。ホワイトバンドは事故ロールで鑄片がバルジングを起し、このため溶鋼の移動が生じ生成したものと考えられる<sup>(1)</sup>。すなわち、ホワイトバンドはその位置が固液共存域であったことを示し、割れはその両側に生成している。

### (2) 内部割れの生成位置

図3に差分法による凝固計算結果( Appendix)と割れ生成位置およびホワイトバンド生成位置との関係を示す。ホワイトバンドは固液共存域にあり、内部割れの外側先端は固相線( $T_s$ ) 近傍にあり、内側先端は液相線( $T_L$ ) 近傍であると推定される。図4<sup>(2)</sup>に浮き上がったロール位置に到達するまでの時間 $t$ と割れとの関係を示す。これからも外側先端は固相線近傍、内側先端は液相線近傍と推定される。

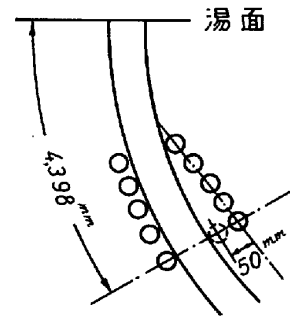


図1. ロール浮上り事故概要

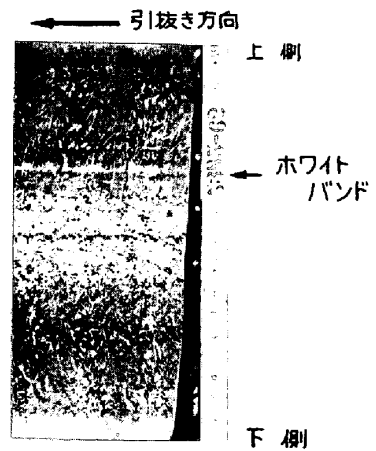


写真1. 内部割れと凝固組織

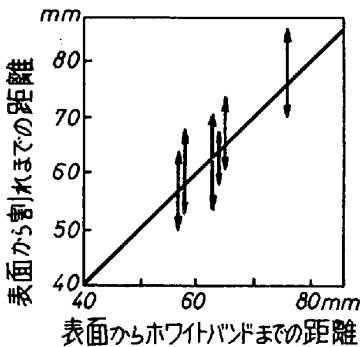


図2. 内部割れの生成位置

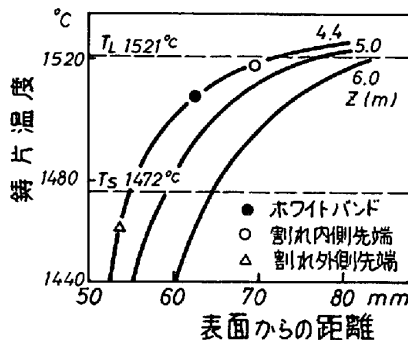


図3. 内部割れと鑄片温度

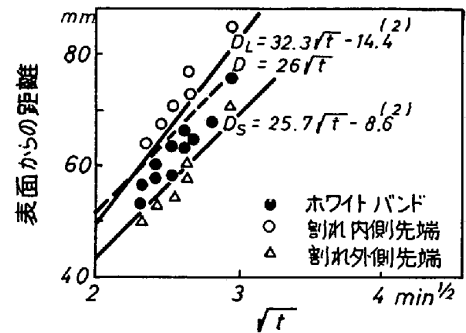


図4. 内部割れと $\sqrt{t}$  との関係

以上のことから内部割れの外側先端はバルジング力とシェル強度とが釣り合う完全凝固域近傍であり、内側先端はその時点において成長していたテンドライト先端近傍であると考えられる。

2-2. 高速鋳造時に生成した

ホワイトバンドを伴う内部割れについて

Si-Alキルド鋼(サイズ245×2.100<sup>mm</sup>)を鋳造速度1.0<sup>m</sup>/min, 注水比1.03<sup>kg</sup>, タンデッシュ内溶鋼過熱度20~25 deg. の条件で鋳造した結果、ホワイトバンドを伴う内部割れが発生した。写真2にL断面、写真3にC断面のS-フリントの一例を示す。

割れは上側と下側で著しく異っており、上側の割れが多く下側が割れにくいことを示している。この原因として組織の違い、およびバルジングの差等が考えられるが明確ではない。

(1) 内部割れの形態

図5に模式的に示すように写真2の割れは大きく4つの形態に分類できる。割れの生成はまず一番外側(鋳片表面より)のホワイトバンド近傍で起り、(a)の様な微細な割れとなり、その後の鋳片のバルジングによる内部歪により割れの拡大が起り、あるものは(b), (c)のように一本につながった割れとなり、あるものは(d)のような割れになるものと考えられる。

(2) 内部割れの生成位置および生成原因

2-1項で内部割れは凝固界面近傍で生成していることを明らかにした。図6に凝固速度係数 $K=26$ とした時の内部割れの生成位置とメニスカスからの距離との関係を示す。これより割れは矯正点以前、すなわち、バルジングによる内部歪により生じていることがわかる。また、内部割れは特定の1ヶ所のロール間のバルジングで生成するのではなく、種々の位置で生成しており、そのおのおのは図10(機種I)のB値と良く対応している。一般に、内部割れの生成は鋳片内部に生じる応力が、その部分の強度を越えることに基づく。その原因としては、機械的応力(バルジング力、矯正力等)、熱応力、変態応力等が考えられるが、当所の10.5mR弯曲型連鋳機における割れの原因はバルジングによることが明らかとなった。

3. 内部割れと設備要因との関係について

(1) 内部割れの生成位置とロールピッチとの関係

2項で内部割れが、バルジングにより生成していることを明らかにした。10.5mR弯曲型連鋳機でロールピッチのみが異なる時の割れの生成位置の違いを図7に示す。機種Iの場合、割れの生成位置は矯正点より上方にずれており、メニスカスから約11mの位置で生成している。一方、ロールピッチの狭い機種IIでは割れの生成位置は矯正点近傍となっている。割れ生成位置の違いは、

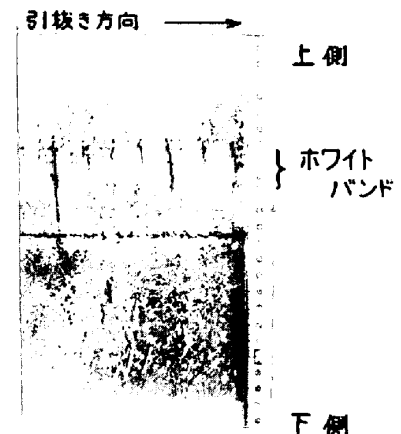


写真2. L断面の内部割れ

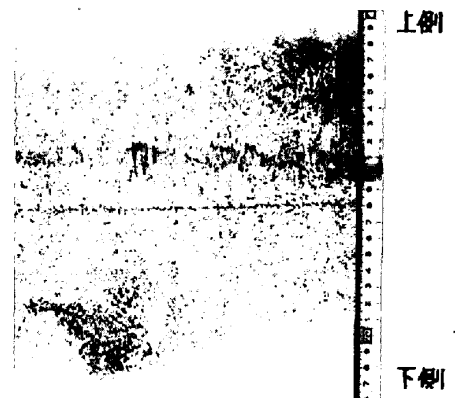


写真3. C断面の内部割れ

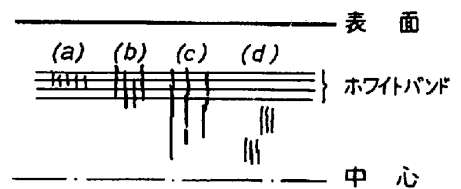


図5. 内部割れの形態

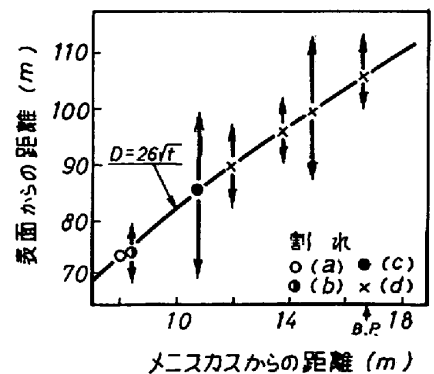


図6. 内部割れの生成位置

ロールピッチの差、すなわち、バルジングによる内部歪の差であると考えられる。

(2) 連続機種とバルジングとの関係

図8に示すような両端固定の平衡荷重バリを考えると、溶鋼静圧に基づくバルジングによる内部矯正歪は(2)式で与えられる。

$$\text{バルジنگ歪} \quad \delta = pl^2 / 32ED^3 \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$\text{バルジング歪} \quad \epsilon = pl^2 / 2ED^2 \quad \dots\dots\dots (2)$$

凝固シェル厚  $D = K\sqrt{t} = K\sqrt{Z/U}$  ( $U$ : 鋳造速度,  $Z$ : 湯面からの距離),  $P = PH$  ( $H$ : 湯面からの垂直距離,  $P$ : 溶鋼密度)とすると $\epsilon$ は(3)式となる。

$$\epsilon = B(U/K^2E) \quad \dots\dots\dots (3)$$

ただし、 $B = Pl^2H / 2Z$   $\dots\dots\dots (4)$

すなわち、設備が決まれば各ロール位置での $B$ 値は定まる。設備定数 $B$ は図9に示す垂直-N回矯正連続機については(5),(6)式となる。

弯曲部:

$$B = \frac{Pl^2}{2} \frac{Z_v + \sum_{i=1}^{N-1} R_i(\sin\theta_i - \sin\theta_{i-1}) + R_N(\sin\theta - \sin\theta_{N-1})}{Z_v + \sum_{i=1}^{N-1} R_i(\theta_i - \theta_{i-1}) + R_N(\theta - \theta_{N-1})} \quad \dots\dots\dots (5)$$

水平部:

$$B = \frac{Pl^2}{2} \frac{Z_v + \sum_{i=1}^N R_i(\sin\theta_i - \sin\theta_{i-1})}{Z_v + \sum_{i=1}^N R_i(\theta_i - \theta_{i-1}) + Z_H} \quad \dots\dots\dots (6)$$

図10に機種I, IIの $B$ 値の計算結果を示す。機種Iでは約11mの位置で $B$ 値が急激に増大しており、割れの生成位置と良く一致している。割れ限界歪を $\epsilon_{max}$ とすると $\epsilon_{max} = B(U_{max}/K^2E)$ となり、機種IとIIでの操業条件が同一ならば、 $\epsilon_{max} \cdot K^2E$ は一定となる。従って、 $B_I U_{max}^I = B_{II} U_{max}^{II}$ となる。図7, 図10より $B_I U_{max}^I = 800 \times 0.8 = 64$ ,  $B_{II} U_{max}^{II} = 620 \times 1.0 = 62$ となり、良く一致している。

4. 内部割れ防止対策

(1). 内部割れ防止対策

バルジク起因の内部割れは(3)式で整理できることを示した。その対策としては、① 設備定数 $B$ の減少、すなわちロールピッチ $l$ および溶鋼ヘッド $H$ の減少と ② 操業条件の変更、すなわち鋳造速度 $U$ の低下、凝固速度係数 $K$ の増加、弾性係数 $E$ の増加とがある。既往の設備の場合対策①は大幅な連続機の改造が必要であるが、対策②は比較的容易である。また、新設備設置には操業条件に応じた適正な $B$ 値を考慮する必要がある。

(2) 内部割れにおよぼす注水比の効果

図11に示すように2次冷却の強化により内部割れは著しく減少している。高注水比の効果としては①表面温度の低下による弾性係数 $E$ の増加(シェル強度の増加)、②凝固速度係数 $K$ の増加、③鋳造組織の違い(上側と下側の割れ形態の差)等があげられる。スラブ表面温度の測定、

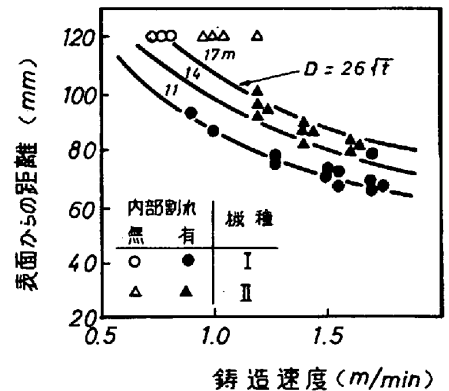


図7. 内部割れの生成位置の比較

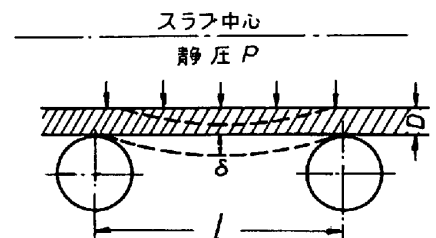


図8. ロール間バルジグ横式図

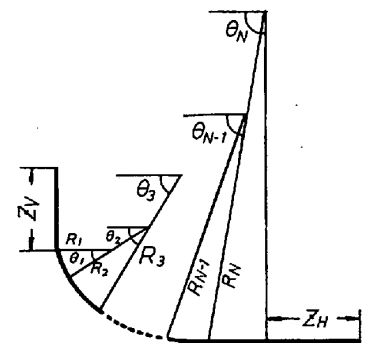


図9. 垂直-多点矯正連続機

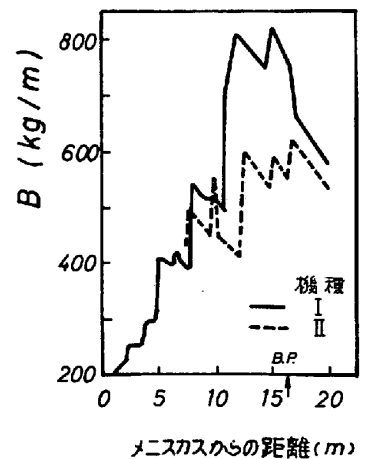


図10. 機種によるB値の比較

ロール間バルジング量の測定、鑄造組織の調査等を行ない検討した結果、②、③の効果が比較的少なく、①の効果が最も大きいと考えられる。また、高注水比にしても冷却パターンを適正にとると表面性状の悪化はなく（同等もしくは改善される）中心偏析は改善された。

4. まとめ

10.5 mR 弯曲型連鑄機において生成する内部割れについて検討した結果を要約すると、

- (1) 内部割れは凝固界面で生成し、割れの外側先端は完全凝固位置近傍であり、内側先端はその時点において生成していたデンドライト先端近傍であると考えられる。
- (2) 高速化に伴い生成する内部割れの原因は溶鋼静圧に基づくバルジングによる内部矯正歪である。
- (3) バルジング起因の内部割れは簡単なモデルで説明でき、設標定数Bと操業因子  $U/K^2E$  との積で整理できると考えられる。
- (4) 内部割れの防止方法について考察し、2次冷却の強化、ロールピッチの縮少が有効であることを示した。

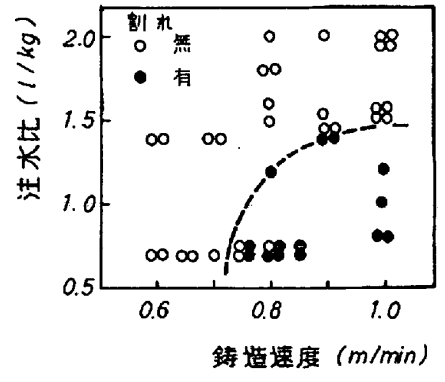


図11. 注水比による内部割れの変化

APPENDIX

一次元熱伝算方程式は(1)式で与えられる。

$$C\rho \frac{\partial T}{\partial \theta} = K \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \dots\dots\dots(1)$$

物性値が温度で変化するので、関数  $\phi^{(3)}$  を導入する。

$$\phi = \int_{\theta_d}^{\theta} \frac{K}{K_d} d\theta \dots\dots\dots(2)$$

$C = \partial H / \partial \theta$  であるので(1)は(3)式となる。

$$\frac{\partial H}{\partial \theta} = \frac{K_d}{\rho} \frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} \dots\dots\dots(3)$$

(2)式を差分方程式に変換し、電子計算機で計算した。なお、固液共存域はエンタルピーHと温度Tは直線であると仮定した。

境界条件(冷却条件)は(4)式で表わされるが、

$$K \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=0} = h(T_{x=0} - T_{surrounding}) \dots\dots(4)$$

必要な熱伝達率hは鑄型部については当所実験結果<sup>(4)</sup>を用い、スプレー部については三塚<sup>(5)</sup>のデータより計算した。

参考文献

- (1) 高石、小舞、野呂、秋田 : 鉄と鋼, 60(1974), P505
- (2) 川和 : 鉄と鋼, 59(1973), A29
- (3) 成田、森 : 鉄と鋼, 56(1970), P1323
- (4) 林、田村、加藤、片野、秋田 : 鉄と鋼, 60(1974), S101
- (5) 三塚 : 鉄と鋼, 54(1968), P1457