

## 展 望

### 鋼の連続铸造技術の現状と将来\*

下 川 義 雄\*\*

#### Technical Review on the Continuous Casting of Steel — Present and Future Trend —

Yoshio SHIMOKAWA

#### ま え が き

筆者が終戦直後、住友金属(当時扶桑金属)鋼管製造所の試作工場にわが国で最初の鋼の連続铸造の試作機を設置し、その研究結果を報告してからすでに20年が経過した。その後20年間に鋼の連続铸造は製鉄工業の重要な設備の1つとなり、現在年間1000万t以上の設備が稼動しており、ごく近い将来数千万tに達するものと考えられる。しかるにこの重要な技術に対して総合的な報告がないので、公表文献を整理してその発展をたどりあわせて現状将来の展望を行なうことにした。

#### 1. 鋼の連続铸造の設備ならびに操業の概要

鋼の連続铸造は Sir Henry BESSEMER にはじまる。彼は水冷ロール間に溶鋼を流しこみ連続的に直接鋼板を製造しようと試みたが、この方法は現在も成功していない。その後多くの研究者が種々の試みを行なっているがいずれも成功せず現在の方法は成功の可能性を残すベルト式の Goldbin 法、Hazlett 法を除いてはすべて Junghans 法または Junghans-Rossi 法と呼ばれる両端開放水冷鑄型に溶鋼を鑄込み、連続的に鑄塊を得る方法である。

この方法の設備の概念図は図1に示すとおりである。取鍋中の溶鋼はタンディッシュ (tundish) と呼ばれる底にノズルを持つ容器を通して水冷鑄型中に注入され、鑄型の下端を出た表面が凝固した鑄塊は2次冷却装置とよばれる通常水冷用スプレーと案内ロールを組み合わせた部分を通る間に完全に凝固し、引抜きロールで連続的に下方に引き出され、ガス溶断機その他で所定長さに切断され搬出されて半製品の鑄塊となる。注入開始時には開放鑄型の下端はダミーバーによつて底が作られ、これはまた鑄塊が引抜きロールに達するまでこれを案内する役目を行ない引抜きロール通過後取りはずされる。

#### 2. 鋼の連続铸造の現在までの発展の概要

この技術の発展もまた他の新技術の発展と同様、試行

錯誤のくり返しによるノーハウの蓄積、関連技術の発達に基づく設備の改良の集積といえる。文献中に見られる連続铸造の発展状況を取りまとめて図2および表1、2に示した。これらは入手文献を基にした関係上世界中の現在までの設備をすべて網羅しているとはいえないが発展の概要はつかめると考えている。図2から明らかなように研究、試作、工業設備と着実な発展を示しているのは西独、英国、ソ連で、研究試作段階はこれらと大差ないので一時停滞し最近数年間に爆発的發展をたどっているのが米国である。

またこれらの発展に対しては Rossi によつて設立さ

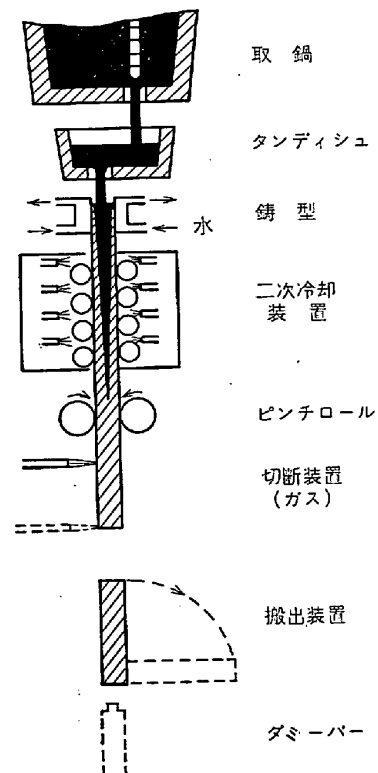


図1 連続铸造法の設備ならびに操業模式図

\* 昭和43年9月21日受付(依頼展望)

\*\* 住友金属工業(株) 工博

表1 世界における鋼の連続鑄造の発展 (図2 参照)

国名	記号	設置場所	取鍋容量 (t)	形式*	** ストランド 数(基数)	設計形式	鑄塊寸法(mm)	備考
日 本	J <sub>1</sub>	住金(鋼管製造所)	0.1	V, 半連続	1	自 社	90, 105, 125丸	純試験機 炭素鋼, 低合金鋼 上の改造 ステンレス 鋼軸受鋼 純試験機 LD炉
	J <sub>2</sub>	住金(製鋼所)	8	V	1	Concast	75~170 角他	
	J <sub>2'</sub>	〃	30	V	2	〃		
	J <sub>3</sub>	八幡(光)	40	V	1	〃	max. 135×1250	
	J <sub>4</sub>	日立	—	V, S	1	自 社	90, 170 角	
	J <sub>5</sub>	北日本特殊鋼	10	V	2	DMB	120~250×120~260	
	J <sub>7</sub>	富士(室蘭)	50	V	2/1	日 立	120~250×800~1000	
	J <sub>6, J<sub>8</sub></sub>	以降(表2)						
西 ド イ ツ	G <sub>1'</sub>	Schorndorf	0.4	V	1	Junghans	80, 110, 175角	試験用
	G <sub>2</sub>	Mannesmann (Huckingen)	—	V	1	Mannesmann- Junghans	120, 130丸; 140×180, 300角	
	G <sub>2'</sub>	〃	—	V	4ストランドに改造			炭素鋼
	G <sub>2''</sub>	〃	—	—	4ストランド中1ストランドをS型に改造			
	G <sub>3</sub>	Benteler	20	V B	2	Concast	120, 140角	
	G <sub>4</sub>	Dillingen	30	V B	1	〃	200×1000	
	G <sub>5</sub>	Mannesmann (Giro Funke)	60/80	V	4/8	DMB	200×1500, 280角	
	G <sub>6</sub>	Mannesmann (Huckingen)	160	O S	1	DMB	250×2100	
	G <sub>7</sub>	Dillingen	85	S	1	Concast	250×1600	
G <sub>8</sub>	Rheinstahl	70/100	S	1×2	〃	300×2100		
G <sub>9</sub>	Mannesmann (Huckingen)	220	O S	2×2	DMB	300×2100		
英 国	K <sub>1</sub>	Low Moor	—	V	1	自 社	始め試験用後生産用	純試験機 試験用 生産用に 改造 高速度鋼 研究用
	K <sub>2</sub>	BISRA(London)	0.1	半連続	—	自 社	—	
	K <sub>3</sub>	Barrow	7.5	V後V B	1	Rossi/自 社	50角	
	K <sub>3'</sub>	〃	〃	V B	2	〃	50角	
	K <sub>4</sub>	William Jossep	1.5	V	1/2	BISRA	Spring-mounted,	
	K <sub>5</sub>	BISRA(Sheffield)	—	V, 半連続	1	BISRA	Spring-mounted,	
	K <sub>6</sub>	Barrow	20/25	V B	2×2	Concast	50角	
	K <sub>7</sub>	Appleby- Frodingham	90	V	4	〃	225角	
	K <sub>8</sub>	R T B	15	V	1	〃	110×865	
	K <sub>9</sub>	SCOW	60	V	2	BISRA	200×1200	
K <sub>10, K<sub>10'</sub></sub>	Shelton	45/55	V	4×4	Concast	max. 610×430		
オ ー ス ト リ ー	A <sub>1</sub>	Böhler	0.5/8	V	2	自 社	100角, 丸~235×360	試験用
	A <sub>1'</sub>	〃	—	V	4ストランドに改造, 固定鑄型を往復運動に改造			
	A <sub>1''</sub>	〃	—	—	1ストランドS型に改造		max. 175×600	
	A <sub>2</sub>	Breitenfeld	4/8	V	—	Leitner	—	
	A <sub>2''</sub>	〃	—	V	—	DMB	—	
	A <sub>3</sub>	Scheller- Brekman	18	V	1	Concast	205角, 180×500	
	A <sub>4</sub>	Schmidt-Stahl	6	V B	1	〃	100角	
フ ラ ン ス	F <sub>1, F<sub>1'</sub></sub>	Unineux Jacob-Holzer	1.5	V	1/2	Vargnimond	Oval	Spring- mounted Si 鋼他 1号機 2号機
	F <sub>2</sub>	C.A.F.L.	35/40	V	4	DMB	240角	
	F <sub>3</sub>	Allevard	12	V	1	Concast	75角, 90×140	
	F <sub>3'</sub>	〃	12	V B	2	〃		
	F <sub>4</sub>	SAFE	35	V	4	DMB	115~200角	

れた Concast グループ, Junghans に端を発した DMB (Demag-Mannesmann-Böhler) グループおよびソ連中央冶金技術研究所 (TsNIICM) を軸にしたソ連グループの貢献が大きいことがわかる。

### 3. 連続鑄造機の基本構造

#### 3.1 鑄塊の凝固殻の厚さの計算と実測

連続鑄造した鑄塊の凝固状態を研究することは鑄造機

国名	記号	設置場所	取鍋容量 (t)	形式*	** ストランド 数(基数)	設計形式	鑄塊寸法(mm)	備考
その他 欧州	E <sub>1</sub>	Nyby Bruks (スウェーデン)	15	V	1	Rossi/自社	60×250	ステンレス鋼
	E <sub>2</sub>	Acière et Minieral de la Sambre (ベルギー)	15/20	V	1	BISRA	75, 100, 200角	CNRMの 研究用
	E <sub>3</sub>	Terni(イタリア)	70	V	8	DMB	110, 140角	8-ストランド 世界1号機 寸法により ストランド 数を変更
	E <sub>4</sub>	Von Moos(スイス)	5	V B	1	Concast	86角	
	E <sub>5</sub>	Svermov(チェコ)	30/50	V	2/8	ソ連式	80角~300×800	
	E <sub>6</sub>	Motara (スウェーデン)		V P B	1	Olsson		溶鋼保持炉
	E <sub>7</sub>	Von Moos (スイス)	5	S	1	Concast	86角	S型世界第 1号機
	E <sub>8</sub>	Domnarfvets (スウェーデン)	80/100	S	1	〃	max. 225×1600	30万 t /年
	E <sub>9</sub>	Oxelösunds (スウェーデン)	140	S	2	〃	max. 250×1650	
カナ ダ	C <sub>1</sub>	Atlas (Welland)	30/50	V	1/2	Rossi/Koppers	max. 168×510	ステンレス 鋼
	C <sub>2</sub>	SCOC (Alberta)	20/30	V B	2	Koppers	150角	Weybridge- 型生産第1 号機
	C <sub>3</sub>	Western Canada	30	V B	1	BISRA	140角×3	
	C <sub>4</sub>	Lake Ontario	50	V B	3×2	Koppers		
	C <sub>5</sub>	Atlas(Tracy)	70	S	1	Concast	150×1320	ステンレス 鋼
	C <sub>6</sub>	Dominion Steel	45	S	4	〃	150角	G.E.C 1号機 スラブ用と ブルーム用
	C <sub>7</sub>	SCOC(Ontario)	90	S	6	〃	100角	
	C <sub>8</sub>	Minetoba Rolling	30	S	2×2	〃	100, 200角	
	C <sub>9</sub>	Newfoundland Steel	30	VBLH	2	Gamma Eng.	100角	
	C <sub>10</sub>	Algoma Steel	100	S	2×1 4×1	Concast	250×1115 355×305	
U S A	U <sub>1</sub>	B & W	7	V	1	自社	Oval 断面	試験機
	U <sub>2</sub>	Allegheny- Ludlum	3	V	1	Rossi	225角, 75×375	試験機
	U <sub>3</sub>	McLouth	50	V B	1	Concast	250×1300	B & W 生産 第1号機
	U <sub>4</sub>	Roanoke Electric	20	V	2	B & W	75, 100, 150角	
	U <sub>5</sub>	Robin Steel	25	V B	2	Koppers	75, 105角	
	U <sub>6, U<sub>6</sub>'</sub>	Connors Steel	16/18	V B	2×2	〃	70~150角	研究用 U E F 第1 号機
	U <sub>7</sub>	Armco Steel (Sand Spring)	70/75	S	6	DMB	70~110角	
	U <sub>8</sub>	Bethlehem Steel	125	V B	1	Olsson	250×1000, 200角	
	U <sub>9</sub>	Wickwire Bros.		VBLH	2	U E F	50~100角	
	U <sub>10</sub>	Wisconsin Steel	135	V	8	Koppers	100~150角	
U <sub>11</sub> ~U <sub>23</sub> 計23機文献 <sup>2)</sup> 参照								

の高さの決定に際してきわめて重要なことである。溶鋼は凝固する際、凝固殻の厚さ  $d$  と凝固時間  $t$  との間に NELSON によれば次の関係がある ( $K$ は常数)。

$$d = K\sqrt{t} \dots\dots\dots(1)$$

SPEITH と BUNGOROTH<sup>3)</sup>は上式を変形し鑄塊の直径を  $D$ (mm), 完全凝固までの時間  $T$ (min)として次の関係を与えた。

$$T = (D/50 \cdot 8)^2 \cdot K_1 \dots\dots\dots(2)$$

そして  $K_1$  の値は今までの経験から 0.85 とすればよい

と考え、溶鋼プールの深さ  $L_s$  は鑄込速度を  $V$  とすれば

$$L_s = V \times T \dots\dots\dots(3)$$

となるから、完全凝固までの鑄塊長さ  $L_s$  について計算値と実測値との関係を求め、よい一致を得ている。

連続鑄造の際の凝固殻の厚さおよび溶鋼プールの深さの実測はソ連<sup>4)</sup>において積極的に進められている。ソ連の研究は放射性同位元素  $P^{32}$  および  $S^{35}$  を用い、完全凝固後縦断して写真を撮る方法と鉛を投入する方法の併

国名	記号	設置場所	取鍋容量 (t)	形式*	ストランド数(基数)**	設計形式	鑄塊寸法 (mm)	備考
ソ	R <sub>1</sub>	TsNIICHM	0.5	V, 半連続	1	TsNIICHM	max. 200角, 丸	純試験機 (1~5号機) ステンレス鋼 工業試験用 生産用1号機  出鋼全量を連続鑄造する一貫工場 (220万t/年 50万t/年 ステンレス鋼炭素鋼)
	R <sub>1'</sub>	〃	0.03/1.5	V, 半連続	1	〃	幅900のスラブまで	
	R <sub>2</sub>	Red October	10	V, 半連続	2/4	—	max. 175×600	
	R <sub>3</sub>	Novo-Tula	10	V	1	—	200角, 130×620	
	R <sub>4</sub>	Krasnoye-Sormovo	50	V	2×2	—	175×420	
	R <sub>5</sub>	Kalinine (Mayday works)	1.5	V	1	—	40~60丸	
	R <sub>6, R<sub>6'</sub></sub>	Novo-Lipetsk	80	V	2×2	—	170×1020	
	R <sub>6''</sub>	〃	130	V	2×6	—	max. 315×2000	
	R <sub>7</sub>	Donetsk	140	V	4	—	max. 200×1000	
	R <sub>8</sub>	Kaganovich (Gorki)	15/50	V	2	—	max. 180×550	
R <sub>9</sub>	Uzbekski (Begovat)	65	V	4	—	200×200		
R <sub>10</sub> 以降 Novo-Lipetsk, Novc-Tula, Amurstal, Tscherpowetsなどに全鋼量を連続鑄造する計画があるが未完成								

\* V: 垂直型, VB: 垂直曲げ型, S: 湾曲型, OS: Oval 湾曲型, VBLH: 垂直鑄型鑄込後溶鋼を含むストランドを曲げる形式, VPB: 垂直型順送り曲げ形式

\*\* たとえば 2×2 は 2ストランド機 2基, 1/2 は 1ないし 2ストランドを示す.

表2 日本における最近の連続鑄造機設置状況<sup>2)</sup>.

記号	稼動年月	設置工場	取鍋容量 (t)	形式 <sup>1)</sup>	ストランド数	設計形式	鑄塊寸法 (mm)	生産能力 <sup>2)</sup> (万 t/year)
J <sub>6</sub>	1965/3	日本冶金	50	V	1	Concast	max. 150×1300	4.8
J <sub>8</sub>	1966	国光製鎖	30	S	2	〃	100, 130, 190角	14.4
J <sub>9</sub>	1966/12	東北砂鉄	15	VPB	1	Olsson	125角	4.2
J <sub>10</sub>	〃	神鋼(灘浜)	85 <sup>3)</sup>	V	8	ソ連式	110角	26.4
J <sub>11</sub>	〃	〃	85 <sup>3)</sup>	V	4/2	〃	300角, 260×950	26.4
J <sub>12</sub>	1967/2	向山工場(川口)	10	VPB	2	Olsson	90角	4.8
J <sub>13</sub>	1967/3	大和製鋼	50	S	1	Concast	max. 250×1550	15.6
J <sub>14</sub>	〃	東芝製鋼	70	VPB	4	Olsson	115~180角	24.0
J <sub>15</sub>	〃	日本鋼管(鶴見)	100 <sup>3)</sup>	S	1	DMB	max. 200~1600	24.0
J <sub>16</sub>	1967/4	八幡(八幡)	75 <sup>3)</sup>	VB	6	Olsson	80~145角	24.0
J <sub>17</sub>	1967/5	日新(呉)	85 <sup>3)</sup>	V	1	ソ連式	max. 190×1360	24.0
J <sub>18</sub>	1967/8	住金(小倉)	70 <sup>3)</sup>	S	6	Concast	110角	18.0
J <sub>19</sub>	1967/12	住友電工(伊丹)	23	VB	2	Olsson	115~130角	9.6
J <sub>21</sub>	1968/7	川鉄(水島)	180 <sup>3)</sup>	S	8	Concast	max. 250×300	60.0
J <sub>22</sub>	1968/8	八幡(八幡) 2号	75 <sup>3)</sup>	VB	6	Olsson	80~170角	24.0
J <sub>23</sub>	1969/1	日伸製鋼	40	V	2	Concast	135~245角	14.4
J <sub>24</sub>	1968/11	八幡(光) 2号	max. 60	VB	1	〃	—	—
J <sub>25</sub>	1969/1	住金(和歌山)	50/100	V	1	〃	—	—

注 1) 形式は表1と同じ, 2) 新聞情報による, 3) 製鋼炉はLD転炉

用で, 測定結果は図4中にスラブに対する値として示した.

その後 KRAINER と TARMANN<sup>5)</sup> はスラブの凝固過程を研究し, 鑄込速度と溶鋼プールの深さの関係について図3の結果を得ている. SPEITH と BUNGEROTH<sup>6)</sup> は(2)式に対し, 断面が丸または四角のピレットに対しては(2)式を書き換えた

$$T = D^2 \times 0.00033 \dots\dots\dots (2)'$$

が成立するが, スラブに対しては

$$D^2 \times 0.00033 < T < D^2 \times 0.00111 \dots\dots\dots (4)$$

の関係があり, 2次冷却を十分行なえばスラブの場合も

最小値に近くなると述べている.

最近 SPEITH, BUNGEROTH および ENDE<sup>7)</sup> は連続鑄造機の高さの問題を論じその中で 100, 200, 300 mm角の鑄塊の完全凝固までの距離を示している. これを含め今までの溶鋼プールの深さの実測値および計算値をあわせて図4に示した. 本図によつて溶鋼プールの深さがほぼ推定でき, 連続鑄造機の高さが決定できる. たとえば垂直型機の場合, 切断ピレットの長さを 4m とすれば, 引抜きロール, ガス溶断部分の長さとおわせて 11~14m の長さに加えればよい. 前述の SPEITH らは

国名	1950	1955	1960	1965
日本	47 J <sub>1</sub> *		55 J <sub>2</sub>	60 61 64 65 66 67 68 J <sub>2</sub> J <sub>3</sub> J <sub>4</sub> J <sub>5</sub> J <sub>6</sub> J <sub>7</sub> J <sub>8</sub> J <sub>9</sub> J <sub>10</sub> ---J <sub>21</sub>
西独	43 49 50 G <sub>1</sub> * G <sub>1</sub> * G <sub>2</sub> *	54 G <sub>2</sub> *	58 G <sub>3</sub>	61 62 63 64 67 G <sub>4</sub> G <sub>5</sub> G <sub>2</sub> G <sub>6</sub> G <sub>7</sub> G <sub>8</sub> G <sub>9</sub>
英国	46 47 K <sub>1</sub> * K <sub>2</sub> *	52 54 K <sub>3</sub> * K <sub>4</sub> *	55 59 K <sub>5</sub> * K <sub>6</sub> *	61 62 63 64 65 K <sub>6</sub> K <sub>7</sub> K <sub>8</sub> K <sub>9</sub> K <sub>10</sub> K <sub>10</sub> *
オーストリー	47 A <sub>1</sub> *	52 53 A <sub>1</sub> * A <sub>2</sub>	57 A <sub>3</sub>	61 63 64 A <sub>4</sub> A <sub>2</sub> A <sub>1</sub>
フランス		50 53 54 F <sub>1</sub> * F <sub>1</sub> F <sub>2</sub>	55 F <sub>3</sub>	60 62 F <sub>4</sub> F <sub>5</sub>
その他 欧州**		54 E <sub>1</sub>	57 58 59 E <sub>2</sub> * E <sub>3</sub> E <sub>4</sub>	61 62 63 66 67 E <sub>5</sub> E <sub>6</sub> E <sub>7</sub> E <sub>8</sub> E <sub>9</sub>
カナダ		54 C <sub>1</sub>		62 63 64 65 66 67 C <sub>2</sub> C <sub>3</sub> C <sub>4</sub> C <sub>5</sub> C <sub>7</sub> C <sub>8</sub> C <sub>9</sub> C <sub>10</sub>
USA	46 47 U <sub>1</sub> * U <sub>2</sub> *			63 64 65 66 68 U <sub>3</sub> U <sub>4</sub> U <sub>5</sub> U <sub>6</sub> U <sub>7</sub> U <sub>8</sub> U <sub>9</sub> U <sub>10</sub> ---U <sub>28</sub>
ソ連	44 48 R <sub>1</sub> * R <sub>2</sub> *	51 53 R <sub>2</sub> * R <sub>3</sub> *	55 56 59 R <sub>4</sub> R <sub>5</sub> R <sub>6</sub>	60 62 66~67 R <sub>7</sub> R <sub>8</sub> R <sub>7</sub> R <sub>6</sub> R <sub>9</sub> R <sub>8</sub>

註 \* 試験機または試作機として建設されたもの。  
 \*\* そのほかに多数(多くは小型)あるが特徴のあるものだけ示している。

図2 世界における鋼の連続鑄造の発展(表1, 2参照)

鑄塊の寸法	機械の高さ
100×100 mm	約 17.0m
200×200 mm	約 23.5m
300×300 mm	約 30.0m

という数字を示しており、もしスラブであればこれより若干大きい値を与える必要があり、鑄塊が大径化すれば著しく高い塔または深いピットが必要となることがわかる。

また溶鋼プールの深さは溶鋼の温度によつて影響される。N. M. LAPSTYSKIN ら<sup>9)</sup>によれば 110×500 mm の鑄塊の場合、溶鋼温度が 40°C 高くなるごとに溶鋼プールの深さは 1 m 増すという。また(3)式より溶鋼プールの深さは鑄込速度が増せばそれに比例して増大する。これらを考慮すると機械高さは連続鑄造技術の進歩とともに常に増加する傾向にあるといえる。

### 3.2 連続鑄造機の高さを低くするための努力

#### 3.2.1 鑄塊の曲げおよび直線への再きょう正

すでに述べたとおりビレットの径が大きくなるにつれて鑄塊中の溶鋼プールの深さは次第に深くなりそれにつれて機械高さが高くなり建設費が膨大となるのは明らか

である。そこで機械の高さを低くしビレット取り出し装置を簡単化するため、ビレットを曲げて水平に取り出す方法が考えられる。この方法は BARROW<sup>9)</sup>で 50×50 mm の小径ビレットで始めて実施され、大型スラブに対しては 1961 年 Dillingen の 1 号機で行なわれた。

SPEITH と BUNGEROTH<sup>10)</sup> は厚さ 200 mm のスラブの連続鑄造機について、垂直型機では 23m の機械高さになるが、これを完全凝固後半径 6 m で曲げ水平に取り出すと高さは約 3 m 減ずるとして両者の建設費の比較を行なっている。

BUNGEROTH と SCHEUFELE<sup>11)</sup>によればビレットの冷却時間( $T_0$ , min)は表面温度( $t$ , °C)と径( $D$ , m)との間で次式が成立し

$$T_0 = (13.5 - 0.01t)^2 (5D - 0.2) + 2 \dots \dots (5)$$

本式から求めた 5 種の断面寸法に対する時間-温度曲線を実測値と比較し図 5 を得ている。ところがビレットの直線への再きょう正は實際上 800°C 以下では行なえないので、曲げ可能な最大時間は(5)式で  $t = 800$  とおいた時間

$$T_0 = 30.25(5D - 0.2) + 2 \dots \dots (6)$$

で決定される。これは実際の機械では鑄型からきょう正機までの距離を鑄込速度で割った値に等しい。

さらに鑄塊の曲げ半径については Huckingen で行なわれた  $65D \sim 23D$  (理論的には 0.8~2.2%の変形に相当)でのビレットの曲げ実験の結果から完全に凝固したビレットは  $R = 25D$  (m) の半径で曲げても問題のないことが見い出されている。

しかし機械の高さをさらに低くし、十分な曲げ温度を保証するには溶鋼を内殻に含むビレットの引き抜きまたは曲げが問題となる。この溶鋼を内殻に含む鑄塊を曲げる実験は Böhler の TARMANN ら<sup>12)13)</sup>によつて行なわれた。1次、2次にわたる実験で  $R = 30D$  以上であれば問題なく曲げられること、 $\gamma$ - $\alpha$ 変態を持つ鋼が割れに敏感であるが十分大きな曲げ半径を与えれば品質に悪影響なく曲げうること、割れは液相-固相境界面で起こること、曲げに対する鑄塊の抵抗は小さいことを確かめている。内部に溶鋼を持つ鑄塊をきょう正を生じない範囲で曲げる場合 1 回曲げによる方法と何回かに分割した順送り曲げが考えられる。前者の例は図 6 に示した United Engineering and Foundry の設計製作による Wick-

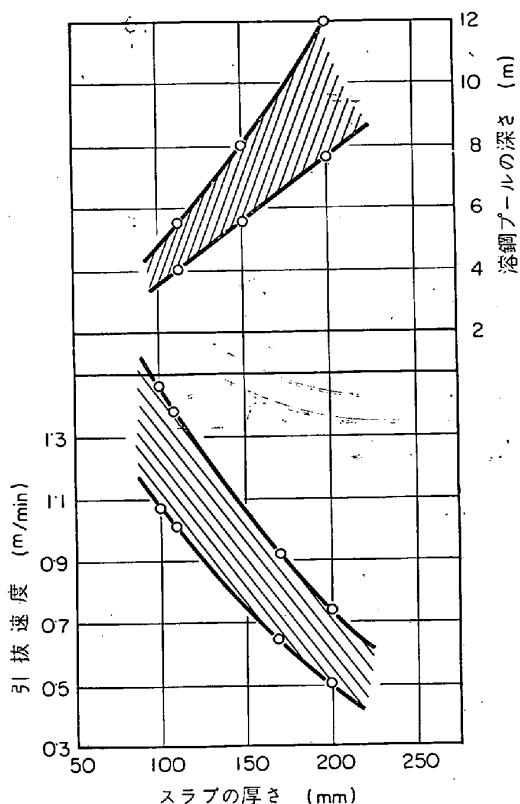


図3 スラブの連続鑄造における引抜き速度溶鋼プールの深さに対するスラブ厚さの関係 (KRAINER and TARMANN)

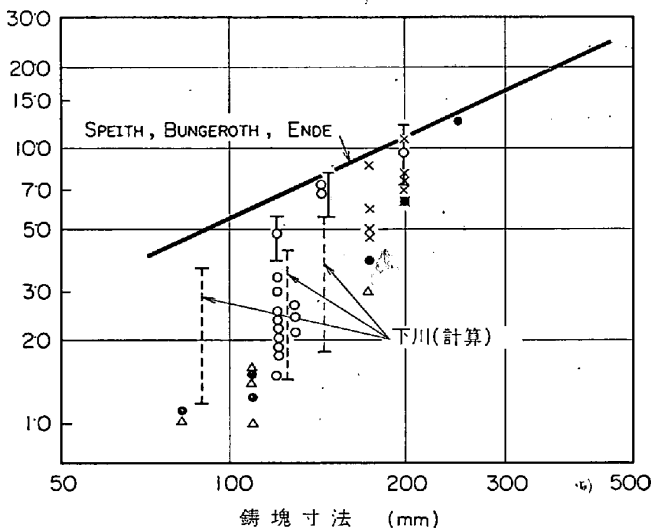
wire Brothers の設備で 51 mm 角のビレットを鑄型下 91 cm のところで半径 305 mm で曲げており、曲げ位置での凝固殻の厚さは鑄込速度 6m/min で 15 mm あり溶鋼部分の割合は約 16% であるが、変形度が 0.825% と小さいためなんらの障害を起こすことなく操業できるという。この方法は小径の場合は有効であるが、鑄塊の径が大きくなると曲げ開始の位置も低くなり曲げ半径も大きくなる欠点がある。この点を考えると凝固の進行に応じて大きな変形度を与える順送り曲げのほうが有利でありこれを凝固完了に近い部分に応用した例は Olsson 設計の Motara の設備に見ることができる。

3.2.2 円形に湾曲した鑄型を用いる方法

完全凝固後引抜きロールを作用させ直線にきょう正する方法で機械高さを減ずる他の方法は円形に湾曲した鑄型中に溶鋼を鑄込み、そのまま同一円弧上で鑄塊を 2 次冷却し完全凝固後引抜き直線きょう正する方法で、このアイディアは独の SCHAABER<sup>14)</sup>とスイスの SCHNECKENBERGER<sup>15)</sup>によつて独立に開発された。

その結果を 200×200 mm ビレットの鑄込で見ると図 7 A のとおりであつて、その高さは垂直型に比較して約 1/3、垂直曲げ型に比較して約 1/2 となる。

この原理は図 8 に示した SCHAABER の特許説明図で明らかなように円弧状鑄型に溶鋼を鑄込み、鑄型を出た鑄塊は同じ円弧上にあるガイドロール上を降下させこの間にスプレーによる 2 次冷却を行なつて完全凝固させた後 1/4 円周の点で直線きょう正ロールによりビレットを直線にし水平に取り出す方法である。この方法によれば引抜きロールときょう正ロールを兼ねさせることができるので装置が簡単になるとともに高さは  $2/\pi \times Ls$  と減



○ SPEITH, BUNGEROTH ビレット実測値  
● ビレット } 鑄込速度 0.65 ~ 1.0 m/min の  
× スラブ } ときの実測値  
┆ KRAINER, TARMANN スラブ実測値範囲  
△ ソ連のデータ

図4 鑄塊の厚さと溶鋼プールの深さとの関係

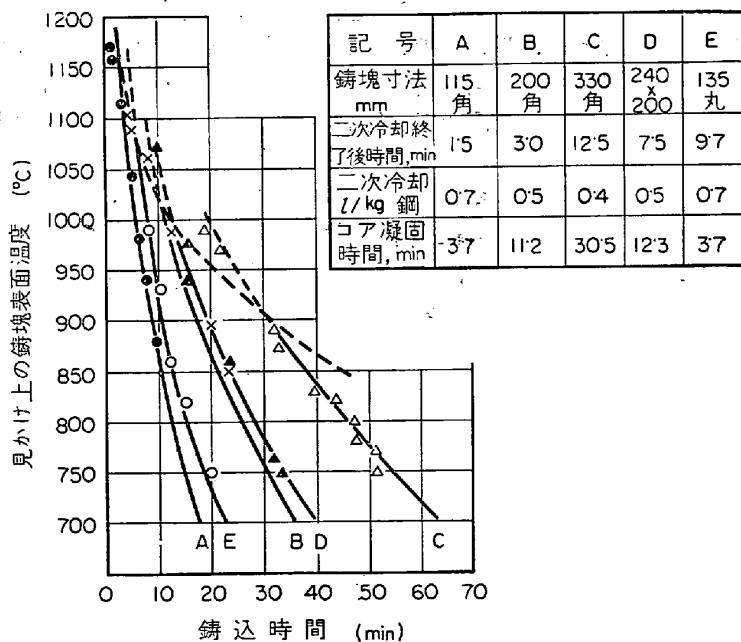


図5 冷却中の鑄塊の表面温度と時間との関係 点は実測値、曲線は実験式

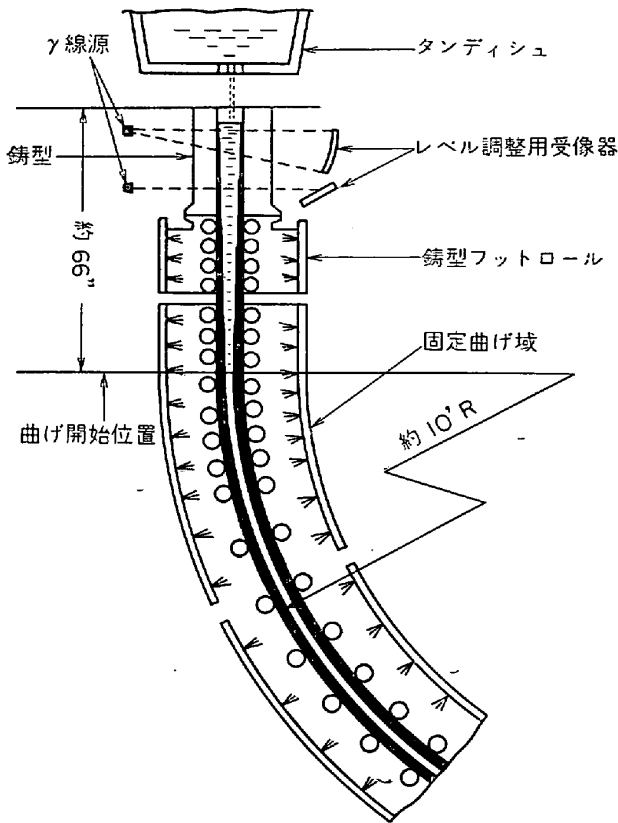
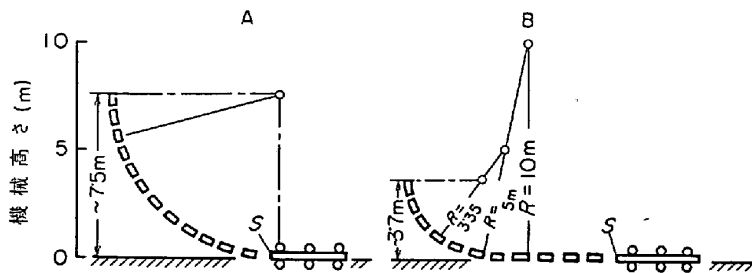


図6 垂直鑄込溶鋼を含む鑄塊を曲げる方式 (UEF型)連続鑄造機模式図

ずるとともに直線きよう正ロールにかかる鑄塊の温度を十分高くできるという利点がある。

この湾曲鑄型を用いた装置は 1963 年春スイスの Von Moos と Mannesmann の Huckingen で稼動し、その後 Concast 系および DMB 系の設計により全世界で広く用いられており、長い間垂直型 1 本であつたソ連でも試作機が稼動しその効果を認めている。

直線鑄型を用いず、円形湾曲鑄型に鑄込まれた鑄塊を鑄型下の適当な点から適当な変形度で数段階変形すれば鑄塊を円形軌道でなくオーバル型、拋物線型軌道をたどらせることができ、更に高さを低くすることができる<sup>10)</sup>。たとえば図 7 B はその一例で、円弧軌道の場合と比較して約 1/2 の高さにすることができる。



鑄塊断面寸法 200×200mm,  $H_s: 11.0m$ ,  $H_s$ : 未凝固帯の長さ, S: 凝固終了点, R: 曲げ半径

図7 円弧湾曲型と Oval 湾曲型の高さ比較

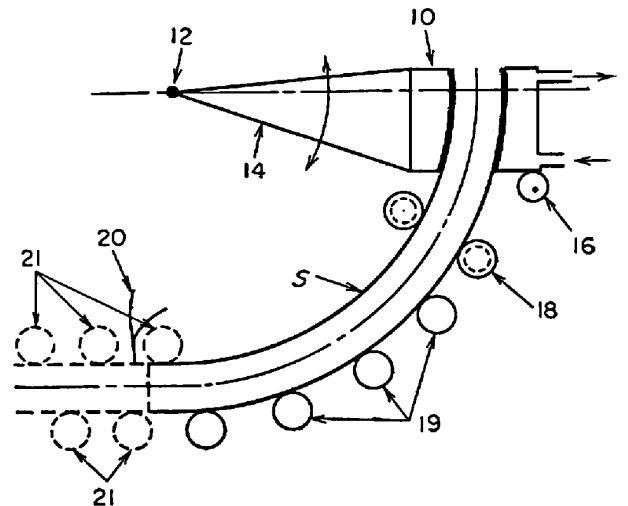


図8 Junghans-Schaaber の特許原理図 (German patent 1,025,578)

この実例は 1964 年 Mannesmann Huckingen の平炉工場に実験用として建設された連続鑄造機およびその後 1967 年 LD 転炉工場に設置された 2 基のスラブ用連続鑄造機で、前者は高さ 4.5m 後者は 5.4m にすぎず、高さの点ではほぼ極限に達したと考えることができる。

### 3.3 機械本体の構造

上述のように現在の連続鑄造機には多くの形式が開発されているが基本的には(1)垂直型(2)垂直曲げ型(3)湾曲型の3種となる。これらはいずれも特徴と欠点があるので以下にそれを簡単に述べる。

#### 3.3.1 垂直型

本方式は最も古くから用いられてきた型式で高い塔または深いピットが必要であるという大きな欠点があるが次の特徴により現在でも用いられている。

- (1) 機械の占める工場内の専有面積が少なくすむ。
- (2) 熱間曲げなどの操作がないため連続鑄造が可能ならゆる鋼種に適用できる。
- (3) 曲げを伴わないので大きな断面の鑄造が可能である。

なお垂直型の場合一般に欧米系は塔式または半地下式が用いられているのに対し、ソ連系では地下式が主体であるという特徴がある。

#### 3.3.2 垂直曲げ型

この方式は鑄塊が地上に水平に取り出され高さも垂直型より低くなるという点と鑄型の製作保守が湾曲型に比較して容易であるという点から現在かなり広く用いられている。しかし次の欠点がある。

- (1) 比較的小径のピレットに適し厚いも

のに適用しにくい。(完全凝固後曲げる場合は 200 mm 程度まで)

(2) 熱間曲げが脆性を示す鋼種には適用がむずかしい。

(3) 工場内で機械の占める床面積が大きく、湾曲型とあまり変わらないにもかかわらず、機械高さは湾曲型ほど低くない。

3.3.3 湾曲型

この型式はすでに述べたように最近開発され急激に発展したもので次の利点と欠点を持つ。

(1) 機械高さが垂直型の 1/2 以下であるにもかかわらず工場占有面積は垂直曲げ型と変わらず、したがって機械本体以外の費用は非常に安くなる。

(2) 直線きよう正機だけですむため、高温できよう正ができ、垂直曲げ型より厚い断面まで適用できる(300 mm程度まで)。

(3) 垂直曲げ型と同様、鑄塊の切断長さを自由に選択できるため鋼材の歩留向上が期待できる。一方欠点として

(1) 機械の占有面積が垂直型に比較してかなり大き

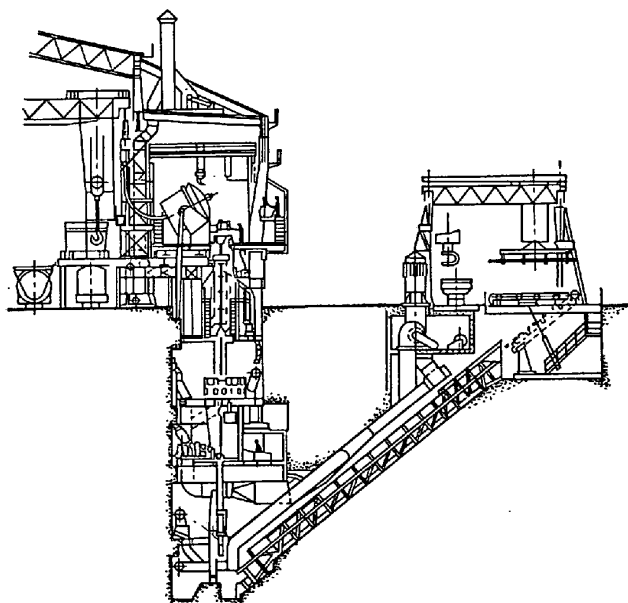
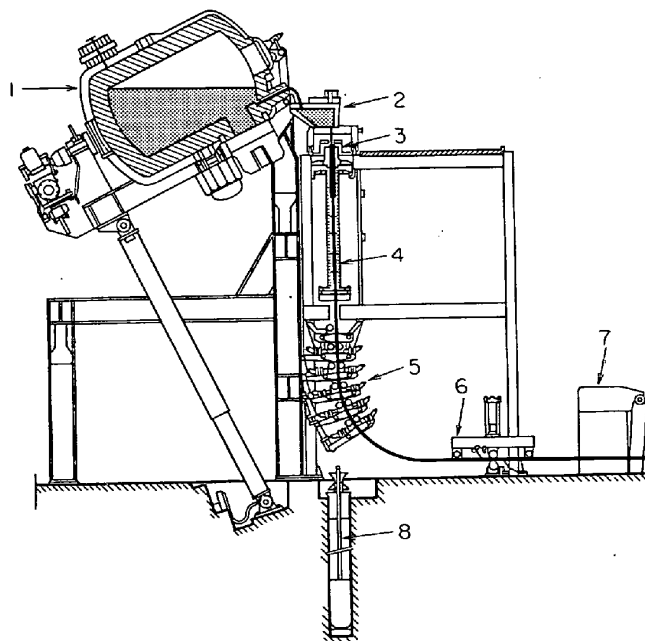


図9 Appleby-Frodingham の4連式垂直型連続鑄造機



1 溶鋼保持炉 2 タンディッシュ 3 鑄型  
4 二次冷却 5 順送り曲げ装置 6 ストレートナー  
7 シャー切断機 8 ダミーバー

図10 Motara の垂直曲げ型連続鑄造機

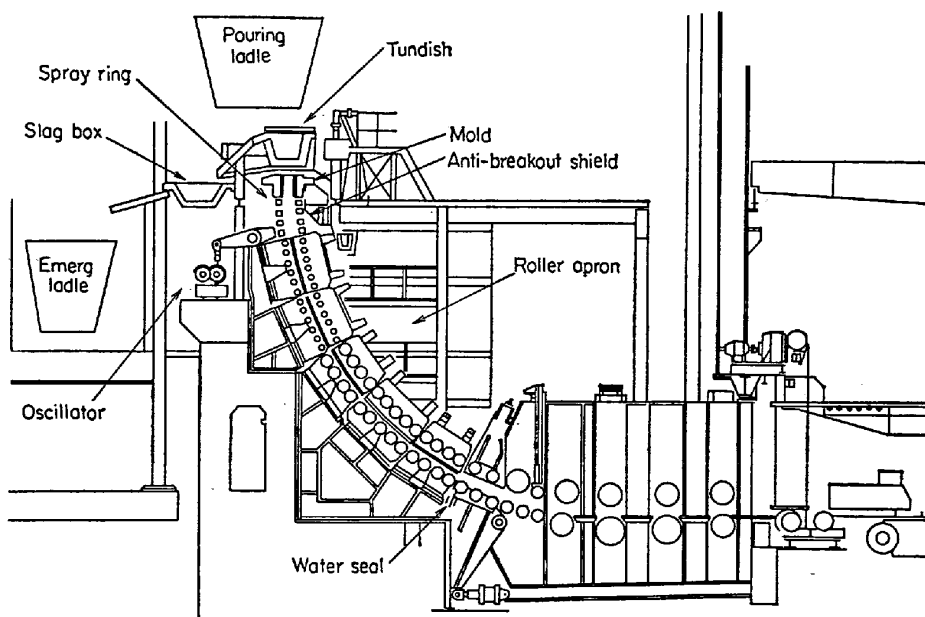


図11 PHOENIX の湾曲型スラブ用連続鑄造機



い。

(2) 鋼種によつて適用しがたいものがある。

(3) 鑄型の作製，保守が直線鑄型より困難であり，機械建設費は一般に垂直型に比して高価となる。

図9に垂直型機の一例として Appleby-Frodingham の設備を，図10に垂直曲げ型機の特徴ある例として Motara の設備を，また湾曲型機の最新の設備として Phoenix の設備を図11に示す。

#### 4. 機械各部分の主要構造

前章ではその高さの問題を中心として機械本体の発展および現状について述べたが，以下にその機械を構成する各部分について述べる。

##### 4.1 取 鍋

連続鑄造の初期においては取鍋容量が小さくしかも鑄込に長時間を要したため傾斜注入式取鍋 (teapot ladle) が主として用いられた。しかしスラグの混入を避けるためサイフォン式など出口に工夫をし，バーナーで上部から加熱して長時間の鑄込に耐えるように作られている。この取鍋はノズルストパーを持たないためストパー事故もなく任意の注入速度が得られたため現在でも小容量の設備に用いられている。

しかし現在では設備全体の向上により鑄込速度が向上し大容量の取鍋でも鑄込時間を普通 1 hr 程度におさえることが可能となり，ノズルストパーの材質向上と相まって大部分の工場では普通の底注ぎ取鍋が使われている。

しかし注入時間が長くなるとストパーロッドの過熱による切断が懸念されるため空冷式ストパー<sup>17)</sup>が開発され大容量の機械に採用されつつあり，さらにストパーの開閉を自動化するため slide gate nozzle と呼ばれる新型のノズル開閉装置が Benteler で開発された<sup>18)</sup>。その装置の一例を図12に示す。

##### 4.2 タンディッシュ

連続鑄造の場合現在では必ず溶鋼を鑄型に注入するの

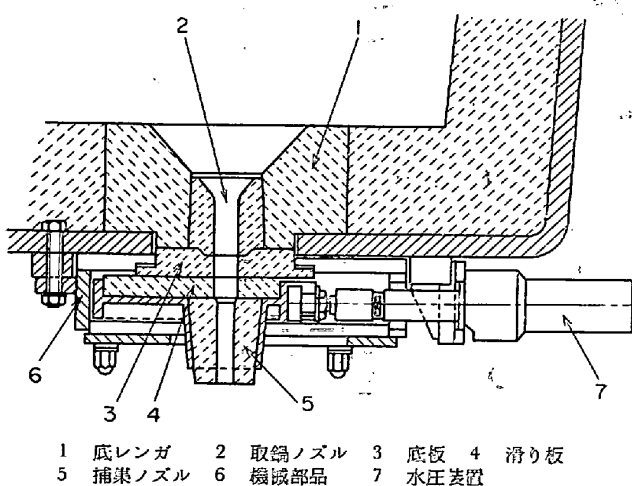


図12 Slide gate nozzle の構造 (E. F. WONDRIIS 他)

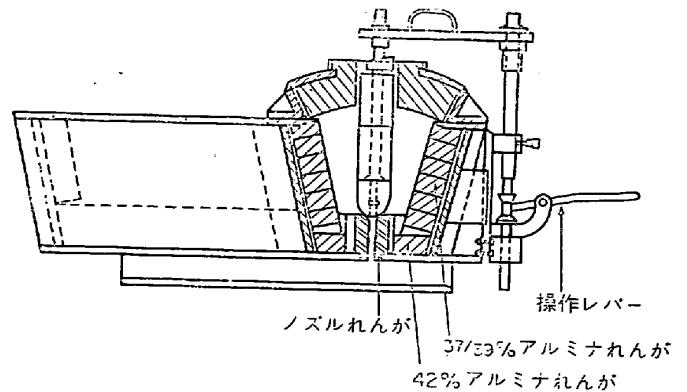


図13 Appleby-Frodingham のタンディッシュ断面図 (4 連式ストパー付き)

にタンディッシュを介して行なう。これは連続鑄造固有の設備のため今までに数多くの研究が行なわれている。

##### 4.2.1 構 造

タンディッシュは耐火れんがで内張りされた鉄製容器で底にノズルを持ち必要によりストパーが取り付けられる。ALLEN<sup>19)</sup>は工業設備としてのタンディッシュの設計には表面積と容積の比に十分注意を払う必要があり，この点から次の4種の模式的タンディッシュが考えられ，容積が同じ場合その比は次のようになる。

形状	半球	円筒状	正方形	矩形
比	1.0	1.06	1.12	1.34

この点から見ると半球状が最も好ましいように思われるが，他の要因たとえば建造の容易さ，付着凝固鋼の除去などが設計に影響すると述べており，現実のタンディッシュはこれとかなり離れている。図13に一例として Appleby-Frodingham の断面図を示したがこれは4連式で容量 4 t ストパー付きである。

通常ピレット，ブルームは1個のノズルで注入されるが広福スラブの場合は数個のノズルから注入する場合がある。たとえば Dillingen ではノズルは3個中央のノズルだけストパーを持ちほかは自由放流式である。また一般にタンディッシュ内の溶鋼のヘッドは注入流が乱流にならず注入される程度 300~500 mm に保たれる。

##### 4.2.2 ノズルおよびストパー

###### (1) ノズルおよびストパーの材質

長時間にわたり鑄型に一定の注入量を保証するためにタンディッシュノズルの材質はきわめて重要である。特に自由放流式の場合はタンディッシュ内の溶鋼ヘッドの調節以外方法がないので長時間溶鋼に侵されない材質であることが必要である。ノズルの材質としてはジルコン，ジルコニア，高アルミナ，ムライト，マグネサイトなどが普通用いられる。

HALLIDAY<sup>20)</sup>はジルコンは FeO, MnO に侵されやすく，高 Mn 鋼，リムド鋼には適さず，一方ジルコニアは FeO に強くマグネサイトも同様であると述べており Appleby-Frodingham でもリムド鋼は高アルミナ (85%

Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) かマグネサイトを用いている。ソ連の例では DONOTZK が高アルミナまたはジルコンを、NOVO-LIPEZK が高アルミナまたはマグネサイトを用いている。わが国でも鈴木ら<sup>20)</sup>は各種耐火物の Mn 鋼による静的動的侵食試験を行ないジルコンおよびジルコニアはいずれも耐溶鋼侵食性に優れているが、後者は耐溶滓侵食性で前者に劣ると述べており、小池ら<sup>21)</sup>は中炭素鋼を対象に実際の連続鑄造作業で種々ノズルの侵食状況を調査し ZrO<sub>2</sub> 60% 以上のジルコンおよびジルコニアはきわめて侵食量が少ないことを認めている。また米国の Connor Steel でジルコンノズルを用い平均 4 回最高 7 回の無交換使用を行なっている。

浸漬ノズルはストパーと同様黒鉛シャモットが普通のようなものである。ストパーでは取鍋の場合と同様ロッドの過熱が問題で、最近では空冷式ストパーが大型機の場合に広く採用されてきている。

(2) ノズルを通る溶鋼量とノズル内径

ノズルを通る溶鋼量は一般にベルヌイの定理によつて求められるが溶鋼量は次の簡単な式で計算することができる。

$$G = d h^{1/2} / 4 \dots \dots \dots (7)$$

ただし G は溶鋼通過量 kg/sec, d はノズルの内径, cm h はタンディッシュ内の溶鋼のヘッド, cm である。

本式から明らかなようにヘッドの変化による通過溶鋼量の調節は平方根で作用するため比較的小さいことに注目しなければならない。

実際に使用されているノズルの内径の例は表 3 のとおりである。

(3) ノズルおよびストパーの形状

自由放流式にしる、ストパー付きにしる乱流のない安定した注入流を鑄型中に供給することがきわめて重要である。放射性 P<sup>32</sup> を用いたソ連の研究<sup>4)</sup>によればタンディッシュノズル出口から鑄型内の溶鋼表面までの距離 200 mm で注入した溶鋼は 900 mm 近くまで侵入する。また V. S. RUTES<sup>22)</sup>は連続鑄造したスラブに発生する縦割れの原因究明中注入流の位置がスラブの凝固殻の厚さに及ぼす影響をしらべ注入流により凝固殻の厚さが著しく響を受けることを示している。

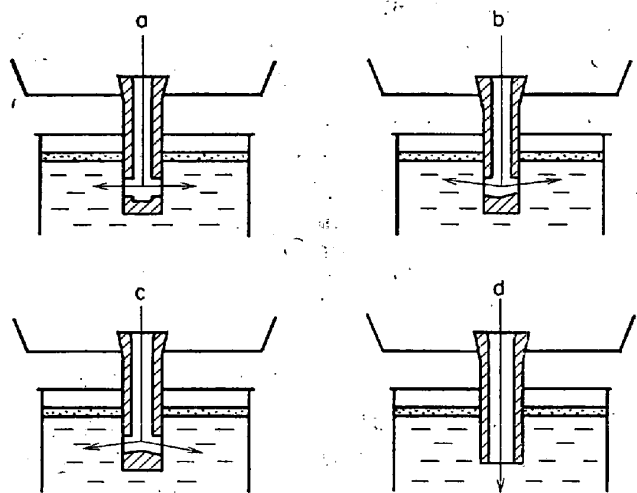
したがつてタンディッシュノズルの形状に関する研究も Atlas, Barrow, ソ連などで古くから行なわれており、長

表 3 ノズル径の実例

会社名	鑄型断面	ノズル径(個数)
Atlas(Tracy)	6"×52"	3/4~7/8"(3)
Applby-Frodingham	9"×9"	3/4~7/18"(1)
Domnarfvets	48~64"×6~9"	7/8"(2) 11/8"(1)
Donetz	200×1000 mm	28~30 mm (2)
Novo-Lipetz	170×1020 mm	28~30 mm (2)
Barrow	2"×2"	17/32"(1)
〃	3"×3"	5/8"(1)

さ/直径が 4~6 で整流が得られることが確かめられている。HALLIDAY<sup>9)</sup>によれば Barrow および BISRA で開発された non-swirl nozzle はヘッドが不十分なときも有効であるという。最近注入中の酸化防止が鑄塊の品質に重要であることが認識され、Junghans の原特許中にすでに述べられているノズル先端を鑄型内の鋼浴中に浸漬する浸漬ノズル(submerged nozzle)が各国で使用され始めている。図14にその浸漬部分の種々の形状とそれによる湯流れの状況を示す。

また BUNGEROTH と SCHEUFELÉ<sup>23)</sup>によれば Mannesmann では注入の自動調整を容易にする目的で普通使用



材質は通常黒鉛シャモット、穴径は45~50mm, 外径 85~100mm, 長さ 600mm 程度が標準

図14 種々の浸漬ノズルの形状 (F. WILLIAMS, F. NEUMANN)

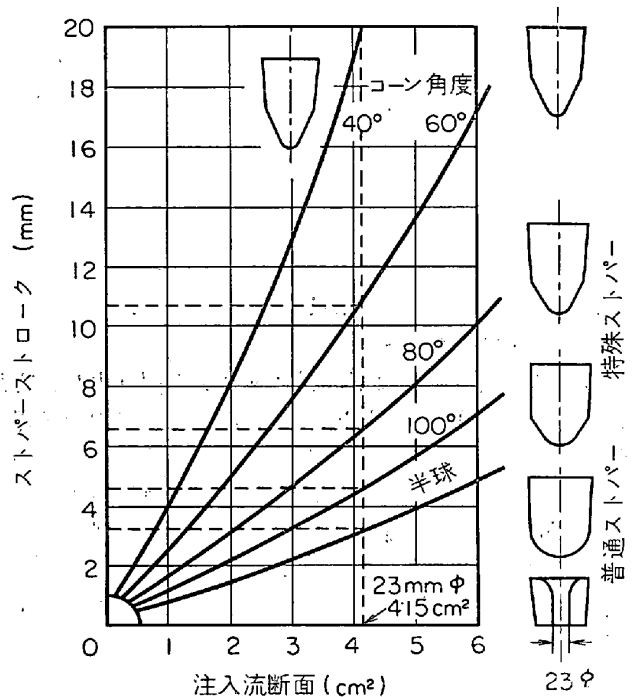


図15 ストパーのコーン角度とストパーストロークと注入流断面の関係 (MANNESMANN)

されている半球形ストパーに対し図15に示した特殊な先端形状を持つ注入量を調節しやすいストパーを開発している。

4.3 鑄 型

鑄型は連続鑄造設備の中で最も重要な部分の1つであるため開発当初から研究され現在でもその構造上の特許が続々提出されている。

4.3.1 鑄型の材料

連続鑄造用鑄型は内部に注入された溶鋼の熱を迅速に外部に流れる水に伝達するため熱伝導のよい材料が選ばれるのが普通である。したがって現在普通に使用される材料は銅または銅合金である。

鑄型材料として問題になる点は熱伝導率のほかに繰り返し受ける熱応力による鑄型の変形がある。TARMANNとKLEINHAGAUER<sup>24)</sup>はこれについて研究し熱応力を

$$\sigma = E \cdot \beta \cdot \Delta t \dots\dots\dots (8)$$

$\sigma$  : 熱応力, kg/cm<sup>2</sup>;  $E$  : 弾性係数, kg/cm<sup>2</sup>;  $\beta$  : 熱膨脹係数, m/°C;  $\Delta t$  : 温度差, °C;  $\sigma_{str}$  : 降伏点, kg/cm<sup>2</sup> と表わせば,  $\sigma < \sigma_{str}$  ならば鑄込中に起こった変形が終了後弾性的に回復し, もし  $\sigma > \sigma_{sat}$  ならば永久変形を起こす。そこで種々の材質の鑄型についてその永久変形を測定し; たとえば熱伝導の悪い 18-8 ステンレス鋼製の鑄型は 1 回の鑄込で永久変形し, 銅でも薄壁鑄型の場合は 70~100 回程度でかなり変形し修理を要するが, この永久変形のきわめて少ない特殊銅合金の開発に成功したと述べている。

薄肉管状鑄型と同様に板状鑄型の場合にも使用中に鑄型壁が変形する。ソ連のCHIZHIKOVら<sup>25)</sup>は鑄型内面の温度測定により発生する熱応力を計算し, その値は11.5 kg/mm<sup>2</sup> に達し銅の降伏点 (7.5~10.0 kg/mm<sup>2</sup>) をこえているので, 構造により永久変形を起こし, 銅板の固定状況によつては破壊が起こる場合もあると述べている。

4.3.2 鑄型の構造

鑄型の形状は大別するとブロック鑄型, 管状鑄型, 板状組立鑄型の3種となる。これらの鑄型にはそれぞれ特徴があり, その特徴を生かして使用される。

(1) ブロック鑄型

単一の比較的大きな銅のブロックから削り出し, 冷却水は壁内に垂直にドリルであけられた通路内を循環する。これらの穴は鑄型空孔の周囲にできるだけ均一な冷却ができるようにあけられ, 冷却水の流速を高めるために内挿棒を入れる場合がある。この鑄型は製作費は高いが使用中の永久変形が少なく, 保守が容易で寿命が長く冷却能力は管状, 板状に比較していく分劣るが現在でも用いられている。

(2) 管状鑄型

比較的断面の小さい鑄型で高速に鑄込む場合に普通用いられる。ブロック鑄型より高速鑄込に適することは

HALLIDAY<sup>26)</sup>によつて報告されている Barrow での試験結果からも明らかである。鑄型壁は普通 6~12 mm 程度の銅管で所要断面に作られ, 上のフランジで支えられ, その外側に狭い冷却水通路をへだてて外套管があり, この間に高速で水を循環させる。

(3) 板状組立鑄型

この鑄型は厚さ 20~40 mm 程度の銅板の外面に溝を切りその外側を鋼板で裏打ちし冷却水がこの溝中を流れるようにするが, 50~60 mm 程度の銅板にブロック鑄型の場合と同様にドリルで冷却水通路を作った4枚の板で通常組み立てられる。主として大型のスラブ用またはブルーム用に適しソ連では古くから開発されている。

組立鑄型は4枚の銅板を鋼製の型枠でしめつけ組み立てられるが, 使用中鑄型を構成する板の変形により4隅に空隙を生じ湯が侵入したりするため, 種々の設計が考えられている。

(4) 湾曲型鑄型

鑄型内面が円形に湾曲しているため製造は一般的に困難であるが, 小径のものは管状型, 大断面のものは板状組立鑄型である。湾曲型の場合直線にきよう正された後狭面が広面に直角になるようあらかじめ鑄型の狭面に角度をつけている場合がある。図16に湾曲型組立鑄型の一例を示す。

(5) 鑄型の長さ

鑄型の長さは設計者, 使用者の経験により 500~1500 mm の範囲にあるが, ソ連型は一般に 1500 mm と特に長く, 最近の湾曲型は 700 mm 程度である。

(6) フットローラ

鑄型出口直下の凝固殻の薄い鑄塊が溶鋼の静圧によつて膨脹または変形するのを防ぎ, かつ直接水冷によつて凝固を促進する目的で鑄型とともに上下運動する1~3段程度のガイドローラ(フットローラ)を取りつける場合がある。普通はローラエプロンと類似のものであるが特

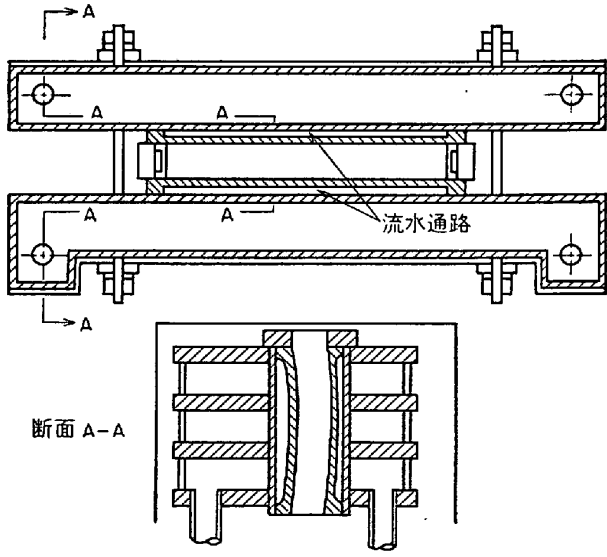


図16 Atlas (Tracy) の湾曲型鑄型

殊なローラたとえばピレットの菱形化防止のためV型ローラなどを用いる場合がある。

4.3.3 鑄型中での溶鋼の凝固

鑄型内での溶鋼の凝固は鑄型の設計上きわめて重要であるため多くの研究が行なわれている。

(1) 鑄型で除去される熱量の測定

KRAINER と TARMANN<sup>26)</sup> は鑄型の外壁に熱電対を装着してその温度分布を測定し、注入直後は鑄塊から鑄型壁への熱伝達係数が約 1500 kcal/m<sup>2</sup>hr°C であるがその後 1/2 min で 1000 kcal/m<sup>2</sup>hr°C に 1 min 後には 750 kcal/m<sup>2</sup>hr°C と減ずると述べている。SAVAGE と PRICHARD<sup>27)</sup> は静止鑄込で鑄込中の温度上昇を測定し最初の 40 sec 間に適用できる実験式として

$$H = 64 - 8\sqrt{t} \dots\dots\dots (9)$$

H : 熱伝達率, cal/cm<sup>2</sup>·sec, t : 凝固開始からの時間, sec を得た。その後鑄型長さ 25 cm 引抜速度 0.25 ~ 0.50 cm/sec の連続鑄造鑄塊の平均熱伝達率を測定し(9)式より導かれる(10)式より得られる平均熱伝達率 Ha

$$H_a = \int_0^t H dt = 64t - \frac{16\sqrt{t}}{3} \dots\dots\dots (10)$$

と実測値を比較してよく一致すると述べている。

(10)式で鑄型の長さを l cm, 鑄込速度を v cm/sec とすれば t=l/v となるから(10)式は次のように変形できる。

$$H_a = 64 - \frac{16}{3}\sqrt{l/v} \dots\dots\dots (11)$$

本式は平均熱伝達率は鑄込速度が増せば大きくなることを示している。しかし鑄型の入熱量は鑄込速度を増せば直線的に増し熱伝達率の増加より大きい。したがって溶鋼 kg 当たりの熱伝達量は当然減少する。

(2) 鑄型中での凝固の進行

鋼の凝固は一般的には(1)式による。この場合常数 K は凝固係数と呼ばれる。(1)式に対し理論的に熱伝導式から出発しこれを解く研究が A. W. D. HILLS, W. R. IRVING, K. CLIFF と R. J. DAM によつて行なわれている。

(3) 鑄塊と鑄型間の空げきの生成

鑄型中の溶鋼の熱伝達率は時間の経過とともに理論値と実測値との間に差を生ずる。これは凝固殻がある厚さに達すると溶鋼の静圧に打ちかたつて鑄型壁との間に空げきを生ずることを暗示している。

空げきの生成に対する直接測定はまずソ連で行なわれた。スラブ鑄型(580×150 mm)の鑄型壁の各所に銅-コンスタンタン熱電対を取り付けて鑄型壁の温度を測定し空げきの発生位置は湯面から 100~150 mm の所にあると推定している

牛島<sup>28)</sup>は 200×200 mm の鑄塊を 0.87m/min で鑄込んだときの表面温度を凝固殻に直接挿入した鉄-タンク

ステン熱電対で測定し空げき発生位置は湯面から 250 mm の位置になると推定している。

また Rudoi<sup>29)</sup>は 175×420 mm の鑄型に電気接点を取り付け鑄型の長さ方向と広面狭面の横方向の接触度を鑄込速度の影響を含めて研究している。それによれば湯面から底まで完全接触している所も完全に離れている所もないが広面は狭面に比べて接触が大きく、鑄込速度が増すと平均接触割合は高くなる。

SAVAGE<sup>30)</sup> は鑄塊と鑄型とが部分接触していると仮定し空げきの生成は

$$\frac{Hy^3}{t} > \frac{l^2v}{212} \dots\dots\dots (13)$$

H : t sec における凝固殻と鑄型を通る熱伝達量 cal/cm<sup>2</sup>·sec; y : t sec における凝固殻の厚さ, cm; t : 湯面からその位置までの時間, sec; l : 鑄塊の厚さ, cm; v : 鑄込速度, cm/sec

のときに起こるとして、空げき生成距離を鑄込速度、鑄塊の厚さとの関係を求めている。

(4) 鑄型のテーパ

空げきの発生による熱伝達率の減少を防止するため鑄型の下部にテーパをつける研究が早くから行なわれている。KRAINER と TARMANN<sup>26)</sup>は 1949 年すでに鑄型の内壁と中心軸との間に 1.5~2% のテーパを付けると鑄込速度を向上できると述べており、ソ連でも早くからテーパの影響を研究しており<sup>4)</sup>、TARMANN と KLEINHAGAUER<sup>24)</sup>は 0.15% のテーパにより除去熱量 30000 kcal/m<sup>2</sup>·min、鑄込速度は 3m/min に達すると述べている。とくに丸鋼塊の製造に対してはテーパが重要であるという報告もある。

スラブ断面の場合は広面側にはテーパを付けず狭面側に適当なテーパを付ける。その程度は鑄込速度に関係する(例: SCOW の場合鑄込速度 0.75m/min で 1.5%)

(5) 鑄型中で作られる鑄塊の凝固殻の不均一とそれによる鑄塊の変形

鑄型と鑄塊との間に空げきが発生するとその部分の熱伝達が悪くなり凝固速度が減少し鑄塊の表面温度が上昇する。逆に鑄型と接触している部分は温度が低下し収縮が起こる。その結果正方形またはそれに近い断面の場合菱形化が起こる。

J. HÉROUT<sup>31)</sup>の実験結果によれば鑄型出口での菱形化は鑄込速度の増加とともに著しくなる(図17)。またソ連の研究によつても菱形化は主として鑄込速度と鑄込温度に影響を受けるが前者の影響が特に大きい。

この形状ひずみは後述の割れの発生と関係があるので重要であり、鑄型の冷却方法、テーパ、隅の形状などが影響すると考えられるので設計上からも十分考慮を払う必要がある。

4.3.4 スティック(sticking)の防止

鋼の連続鑄造で操業上第 1 に問題となるのは鑄塊が鑄

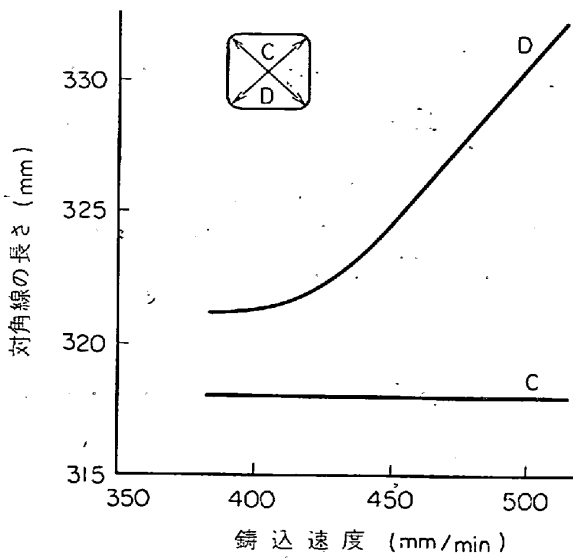


図17 鑄込速度と対角線長さ (鑄型出口における) の関係(J. HÉRAUT 他)

型から出た直下で起こる breakout(凝固殻が破れ鑄型中の溶鋼が流出する現象)である。これは高速で鑄込まれ凝固殻が薄い場合ほど一般に起こりやすい。

(1) breakout の原因

breakoutは鑄型内壁と鑄塊との摩擦力が凝固殻の強度をこえた場合に起こる。この現象をスティッキングとよんでいる。この摩擦力は単に物理的な静的または動的摩擦力だけでなく接着 (bonding) が起こっていることを A. V. TRETYAKOVら<sup>32)</sup> が実験的に確かめているがこれを含めて一応摩擦力と呼ぶことにする。

SAVAGEら<sup>27)</sup> はバネ上に置いた鑄型を考案してこの摩擦力を測定し、鑄型内で凝固殻に破壊が起こりbreakoutに至る状況を模式的に図18のごとく説明している。

すなわち(1)でXに起こった凝固殻の破壊はA部が固

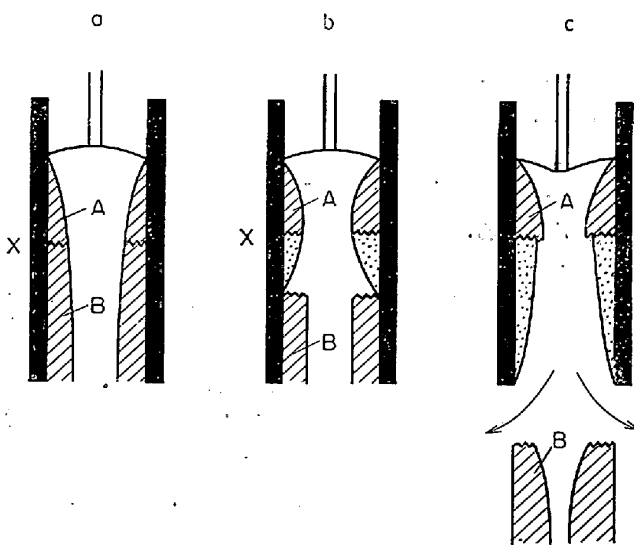


図18 鑄型中で凝固殻がスティッキングによつて破壊し breakout を起こす過程(SAVAGE)

着しB部が下降するためその間の補修が行なわれず、B部が鑄型外に出たときCのごとく breakout となる。

これを防止するため現在の連続鑄造では2つの方法が用いられている。1つは後述のように適当な潤滑剤を用いて摩擦力を減ずる方法であり、他の方法は破壊が起こったとき、鑄塊と鑄型との相対速度をなくしてその破壊部分を補修しAを引き抜くに十分な強固な凝固殻を作ることである。この方法には以下に述べるいくつかの方法がある。

(2) スティック防止法

a) 間けつ引き抜き法 (B and W法)

米国において早くから鋼の連続塊造試作を手がけた B and Wではスティッキング防止法として、注入を続けながら引き抜きを一時停止し、引き抜き力に耐えるに十分な凝固殻ができたとき一定時間引き抜きを行ない、これを繰り返すという間けつ引き抜き法を開発した。この方法は英国の Low Moor でも最初から用いている。

この方法はスティッキング防止法としては有効であるが鑄型中で湯面が上下に移動したがつて長い鑄型を必要とし鑄型の熱除去能力が低下するため高速鑄込に適しないので現在は用いられていない。しかし注入流の周囲を保護するためおおつたり真空処理と組み合わせたりするためには鑄型が固定しているため便利であるという意見もある。

b) 鑄型をバネ上に置く方法(Spring mounted mould, BISRA 法)

適当なバネ常数を持つバネ上に鑄型を置くことと鑄塊がスティッキングを起こすと鑄型が鑄塊と一緒に降下し、そのバネの弾力が摩擦力をこえれば鑄型はもとの位置に戻る。この考えを連続鑄造に応用したのがspring mounted方式で、仏の VARGNIMOND によつて提案され主として BISRA で研究された。原理的には非常におもしろいが高速鑄込に適さず現在では全く用いられていない。

c) 鑄型を往復運動させる方法(reciprocating mould, JUNGHANS 法)

スティッキング防止のため鑄型に往復運動を与えるというアイデアは古くからあつたが現在の鋼の連続鑄造に用いられている方法はJUNGHANSによつて確立された。

JUNGHANS は金属の連続鑄造に関する原特許<sup>33)</sup>中でこの部分を次のように述べている。「私の発明によれば鑄造装置に関しては金属の表面あるいはそのレベルを鑄型壁に対し相対的に変化させる。これは鑄型を鑄入された棒の縦方向に対し往復運動させることによる。そしてこの往復運動は次のような特別な方法によつて行なう。すなわち鑄型は与えられた距離まで棒と同じ速度で動き、そこから元の位置に戻る (速度を増したほうが好ましい)。これは表面位置を鑄型壁に対し相対的に一定の変化を与えることにより、かような鑄型での連続鑄造を容易にすることを意味する。」

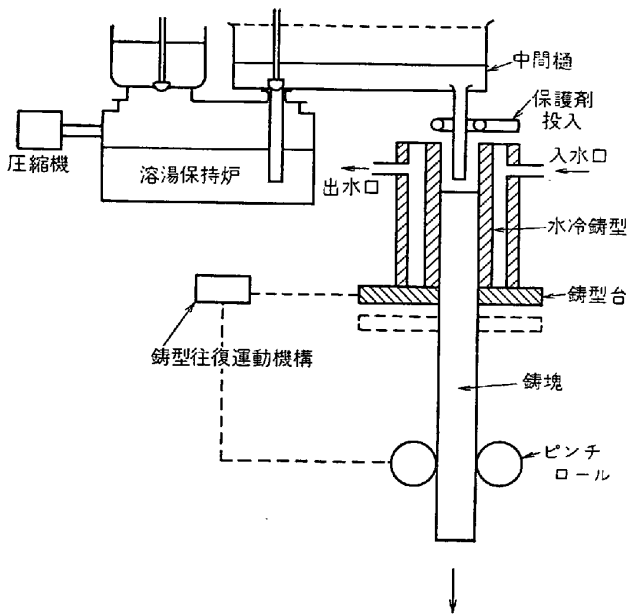


図19 JUNGHANS の特許原理図 (US Patent 2, 135, 183)

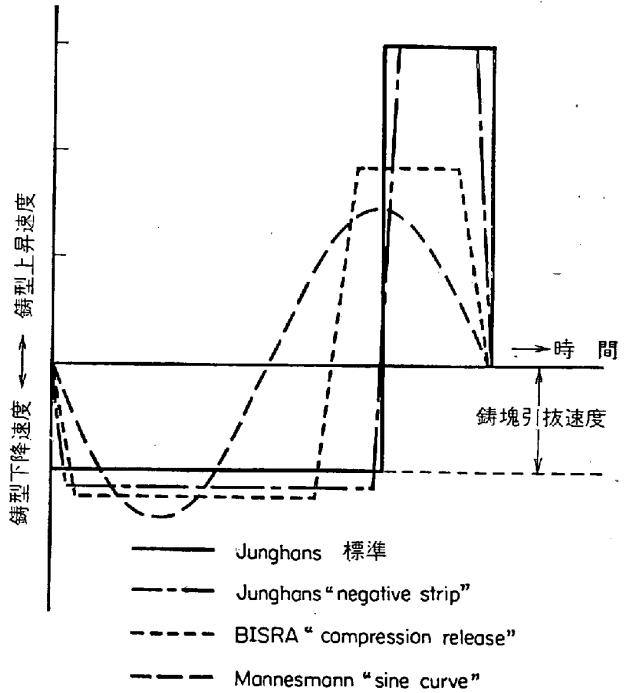


図20 鑄型運動サイクル

JUNGHANS は彼のこの原特許内で今日確立されている連続鑄造技術の多く、すなわち  
 水冷下端開放鑄型の使用  
 鑄型の往復運動の採用  
 保護ガスで鑄型をおおうこと  
 潤滑剤の使用  
 浸漬ノズルの使用  
 などについて述べていることは驚くべきことである。

図19は彼の特許の原理図である。

JUNGHANS 法の場合、鑄塊と鑄型との間に相対運動が全くないと逆にスティッキングしやすくなるとして HALLIDAY<sup>2)</sup> は鑄型の降下速度を鑄塊の引き抜き速度よりいくぶん速くする“negative strip”を提案した。これと原理的に全く同じ考え方を採用したのが BISRA のサイクルで“compression release reciprocating cycle”と呼ばれている。現在 JUNGHANS のサイクルを用いている鋼の連続鑄造機ではすべて 10% 程度の negative strip を用いている。

JUNGHANS のサイクルに対し Mannesmann 系では古くから(最近一部ソ連系でも)サイン曲線のサイクルが用いられている。このサイクルは下降ストロークの一部で圧縮力が働きその間凝固殻の stripping と破壊部の補修が行なわれる。図20にこれらのサイクルを比較して示す。

(3) 鑄型に往復運動を行なわせる機構

以上の特徴により現在実在する連続鑄造機ではすべて鑄型に往復運動を行なわせることによつてスティッキングを防止し鑄込速度を高めている。この往復運動を行なわせる機構に次の4つがある。

a) 引き抜き駆動と機械的に連鎖させた機械カムによる方法

る方法

- b) 電気同調駆動を持つ機械カムによる方法
- c) 補助水圧駆動装置を持つ機械カムによる方法
- d) 完全な水圧駆動装置による方法

(4) 鑄型の潤滑

鑄型と鑄塊との摩擦を減ずる方法として採用されているもう1つの方法は鑄込中適当な潤滑剤を使用することである。鑄型と凝固初期の鑄塊との間には単なる摩擦以外に接着が起こりその力は 20~40 g/cm<sup>2</sup> であることが最近ソ連で測定され<sup>29)</sup>、これを防止するには適当な潤滑剤の使用が重要であることが改めて認識されてきた。

a) 潤滑剤

西欧系の連続鑄造では潤滑剤として最初から菜種油 (rapeseed oil, colza oil) 系が主として用いられている。この油は粘度が高くガム化の傾向を持たず無色の火炎を出して燃え湯面に大量のガスを生じないというすぐれた性質がある。またソ連では主としてパラフィンが用いられている。この場合は給油装置にパラフィンを流動化するため加熱保温装置を用いる必要がある。潤滑剤に関しては上述の性質を持ちかつ安価な材料の開発が連続鑄造法の普及とともに重要な研究対象になると思われる。

b) 給油方法

給油は所要時に所要量の油を均等に鑄型に供給する必要がある。鑄型内壁には送油管出口の先の鑄型内面上部に適当な溝をきつたり、適当な溝をきつた給油板を鑄型上部に取り付けたりして鑄型内面に均一な油膜を作るように工夫されており給油方法としては次の方法が用いられているがそれぞれ特質を持つていようである。

A. 1個の送油ポンプより送られた油をバルブ(主管

- に1個または各支管に1個あて)で調節する方法  
 B. 多連式ピストンポンプを用いる方法  
 C. 1個の変速送油ポンプと分配器を組み合わせる方法

#### c) 給油量

給油量については鑄型の周囲、鑄込速度に関係するが Appleby-Frodingham の 225×225 mm のピレット用鑄型では周囲 1 cm 当たり 0.4~0.5 ml/min, Dillingen の 1550×250 mm のスラブ用鑄型で周囲 1 cm 当たり 0.2~0.4 ml/min 程度の給油が行なわれている。

#### 4.3.5 特殊鑄型

##### (1) コルゲート付き鑄型

鑄塊の縦割れを防ぎ鑄込速度を高めるため 1952 年頃すでに SPEITH と BUNGEROTH<sup>33)</sup> は鑄型の空孔にコルゲートをつけることを提案している。また TARMANN と POPPMEIER<sup>34)</sup> は丸断面の鑄造には銅よりも熱伝導率の低い材料で作られた鑄型を用い波形付き鑄型の使用が望ましいと述べており、Mannesmann の Gelsenkirchen では製造された丸型中空断面 (直径 450/100 mm) の表面に細かい波形をつけ縦割れ防止を行なっている。

またソ連でも広面：狭面比の大きいスラブでは縦割れ防止のためコルゲートをつけている。また RUTES<sup>35)</sup> は広幅スラブの場合縦割れを起こしやすい鋼にはコルゲート付き鑄型、狭面寄りの注入および浸漬ノズルの使用が有効であると述べている。

今後連続鑄造の困難な鋼種に使用が拡大されるにつれて内面コルゲートの問題は大きくクローズアップされてくるものと思われる。

##### (2) Olsson 鑄型

BENTELER<sup>36)</sup>では Olsson 鑄型の使用により鑄込速度が2倍になり鑄型中の凝固殻の厚みが均一になったと報告している。この鑄型は空孔が湯面の部分で内部に湾曲しており凝固による収縮が起こるにつれて所要寸法になるように設計されている。

##### (3) Weybridge 鑄型

ピレットの多連鑄込を簡単にするため BISRA で開発された鑄型で図21 A に示したような形状を持ち鑄込後連結部で切断して多連と同じピレットにするための鑄型で Western Canada Steel の設備で実用化されている。

##### (4) Dogbone 型鑄型

この鑄型も BISRA で開発された鑄型で H 型鋼の素材として用いられるもので図21 B のように形状を鑄型空孔が持ち、Algoma Steel, Shelton Steel ですでに実用化されている。

#### 4.4 2次冷却

鑄型を出た鑄塊は表面からわずかに 10~30 mm 程度が凝固しているにすぎず、内部は溶鋼のままである。したがってできるだけ早く完全凝固させるように鑄型から出た鑄塊を冷却する必要がある、これを2次冷却とよん

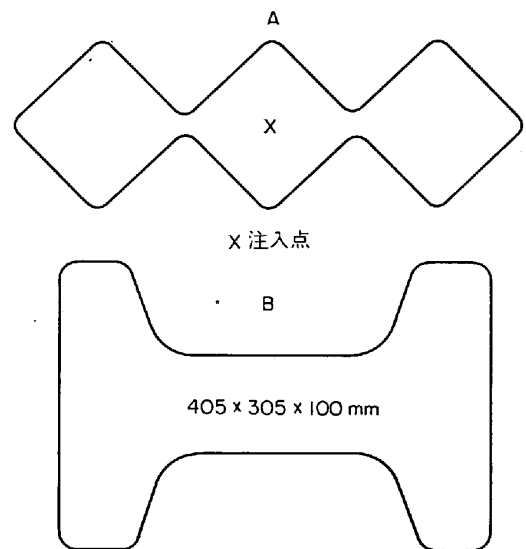


図22 Weybridge 型鑄型(A)とDog-bone 型鑄型(B)

でいる。この操作は第1には鑄造機全体の高さに関係し第2にはその生産性に影響するのできわめて重要である。この帯域の冷却も鋼自身の熱伝導率の低いことによつて影響され、表面の急激な冷却は鑄塊のひずみや割れにつながるゆえ極力熱応力の発生を避けながらできるだけ早く冷却しなければならない。したがって2次冷却域の長さ、スプレーの配置、スプレーの形式、冷却の強さなどに特別な注意を払う必要がある。また鑄造される鋼は多種多様であり多くの鋼は冷却途上で変態し変態応力を発生するので対象鋼種により冷却様式を変える必要がある。たとえばオーステナイト鋼は比較的過酷な冷却に耐え、自硬性鋼は急激な冷却は絶対に避ける必要があり炭素鋼合金鋼に対してはその炭素量合金成分の種類性質に応じて適当な水冷を行なう必要がある。

##### 4.4.1 2次冷却設備

2次冷却は通常冷却水を噴射するスプレー群と直線または所要の曲線状に配列された一連の自由ロール対から成り立つ。

##### (1) スプレー

2次冷却域での凝固を進行させるため現在の工業用設備ではすべての機械に設置され鑄塊の各面ができるだけ均一に冷却されるように構造とか配置が工夫されている。スプレーに対する一般的要求は鑄塊面にスプレー水を均一な速度でできるだけ均一に噴射し、操作途中でつまらず構造が簡単で安価なことである。

多くの工場で用いられているのは水が板状に噴出する板状噴射形式のものである。これは狭いローラエプロンの間げきから水を噴射するのに適し、水圧の変更によりその分布を大きく変えることなく水量調節ができる利点を持っている。Barrow の試作機に設置された中空円錐状噴射形式のノズルは単一ノズルでピレット全表面を冷

却できる利点がある。ソ連では噴射ノズルに対し霧化式ノズルが早くから用いられている。しかし一般的に構造が複雑になる難点があるように思われる。

鑄型直下にフットローラを設ける場合には同時に何段かのスプレーを装備しこのスプレー群は鑄型とともに往復運動を行なわせる。たとえば Mannesmann の新設備は1段のフットローラと3段のスプレー群を鑄型とともに往復運動させている<sup>37)</sup>。

噴射用冷却水はその水冷を保証し一定の水圧を保つため水槽、コンプッサーなどを装備している。また鑄塊の下降に伴ってその冷却度を変えるため2個以上の部分に分割しその圧力水量が調節できるように配管されているのが普通である。また冷却水はピンチロールの上で回収されスケール塵介などが除かれて再度使用される。

(2) ローラエプロン(ガイドロール)

中径以上のビレット、ブルームまたはスラブに対しては溶鋼の静圧による鑄塊の膨れを防止するため一連のロール対を用いる。これをローラエプロンまたはガイドロールと呼んでいる。特に湾曲型機の場合には鑄塊を案内するガイドローラが引き抜きロール直前まで装備される。これらのローラはベアリングで両端を保持された自由ローラでモーター駆動は行なわない。これらのローラエプロンも大型機の場合はいくつかのブロックに分割されており、ローラ直径ローラ間隔が変わっている。一般にスラブの場合は狭面は第1段以外はガイドロールは取り付けず、ほかは広面だけである。

ローラエプロンの直径と間隔はスラブ機においては溶鋼の静圧による膨れが大きいため特に問題となる。この膨れに対し鑄塊の凝固殻が弾性変形する範囲としてKNELL<sup>28)</sup>は次式を与えている。

$$w = \frac{pa^2}{16Ee^3} \left\{ \frac{5}{2}a^2 - 3vb^2 + v(b+l)^2 \right\} \dots\dots\dots(14)$$

ただし  $w$  : 膨れ量 (cm),  $p$  : 溶鋼の静圧 (kg/cm<sup>2</sup>),  $a$  : ローラ間隔 (cm),  $b$  : スラブの厚さ (cm),  $e$  : 凝固殻の厚さ (cm),  $l$  : スラブの幅 (cm),  $E$  : 弾性係数 (kg/cm<sup>2</sup>),  $v$  : ポアソン比を示す, 実際の場合は冷却による鑄塊凝固殻の収縮が起こるがこれは安全率として使うと考えると, 上式で幅 1500 mm, 厚さ 300 mm, 鑄込速度 0.1m/min の場合を計算して図 22 を与えている。これによれば鑄型出口の付近ではローラ間隔を十分狭くしないと大きな膨れが起こり弾性範囲を越えて breakout を起こす危険のあることがわかる。

4.4.2 2次冷却における鑄塊の凝固

鑄型中で除去される熱量は普通完全凝固までに除去されるべき全熱量の 20% 以下である。したがって残りの凝固は 2次冷却帯域でスプレー水によって完了するわけでありここでの凝固はきわめて重要である。

(1) 2次冷却水量と凝固熱との関係

HOLZGRUBER と TARMANN<sup>39)</sup>によれば 2次冷却系で除

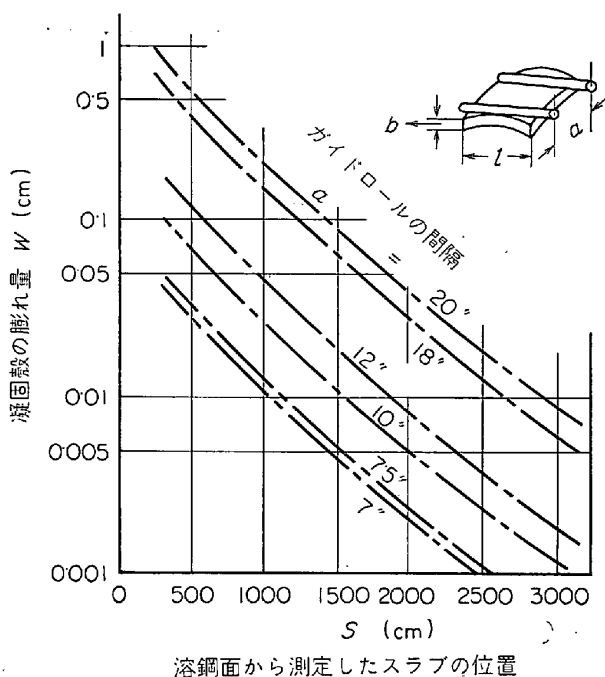


図22 スラブ位置(鑄型内溶鋼面よりの)とガイドロール間隔による鑄塊の膨れ量の関係 (KNELL)

去される全熱量は次式で表わされる。

$$q_K = \frac{K^2}{D} \left( \Delta H_S \cdot \gamma - \frac{Q_{K \text{ mould}}}{D^2 \cdot v} \right) \dots\dots\dots(15)$$

ただし  $\Delta H_S$  : 溶解潜熱,  $D$  : 鑄塊の厚さ,  $\gamma$  : 鋼の比重,  $v$  : 鑄込速度,  $K$  : 凝固係数,  $Q_{K \text{ mould}}$  : 鑄型中で除去された結晶熱とする。本式の  $Q_K$  と 2次冷却水量および鋼の superheat (溶鋼温度と凝固温度の差) との関係を図 23 に示す。0.4 l/kg まではあまり大きな影響がなく、0.4~1.0 l/kg の間で著しい増加が見られる。また鋼の superheat は 2次冷却で除去される熱量に影響する。

(2) 凝固係数との関係

同じ著者らによる凝固係数  $K$  と 2次冷却水量との関係を図 24 に示した。凝固係数に及ぼす 2次冷却水の影響は 0.4~0.5 l/kg くらいまでは比較的少なくそれ以上ではほぼ直線的に増加している。

(3) 2次冷却水量

2次冷却水の最適量は機械の構造, 鑄塊の寸法, 鑄込速度, 鋼種によつて異なる。代表的な 2次冷却所要量を ALLEN と BILLINGTON<sup>19)</sup>がとりまとめた結果を表 4 に示す。

明田, 牛島<sup>40)</sup>によれば Si-Mn バネ鋼および中炭素鋼について 2次冷却強さを 1~2 l/kg 程度に変化して内部割れを調査し, 前者はいずれも割れを発生しないのに後者は 1.1 kg/l が限度であると述べ, 鋼種により冷却水の限界量の異なることを示している。

ソ連では 2次冷却に関する研究が多数行なわれている



表 4 冷却水所要量 (ALLEN, BILLINGTON)

鑄塊断面 (mm)	鋼種 (C%)	鑄込速度 (m/min)	2次冷却水量	
			冷却比 (l/kg)	冷却特性比 (g/cm <sup>2</sup> ·sec)
228×228	炭素鋼<0.10	1.07	1.86	1.38
203×203	0.14	0.71	3.0	2.22
228×228	0.3/0.5	1.07	1.6	1.18
178×178	0.35	0.97	1.8	1.03
178×178	0.35	0.89	1.5	0.85
133×133	0.64	1.07	1.6	0.71
102×102	0.64	1.65	1.5	0.49
89×89	0.64	2.08	1.2	0.34
102×483	0.03/0.05 0.44/46 Ni	1.45	4.1	2.25
183×496	オーステナイト ステンレス鋼	0.66	4.35	3.77
91×91	Si-Mnバネ鋼	2.54	0.89~1.56	0.64
91×91	炭素鋼0.56	2.54	0.94	0.34

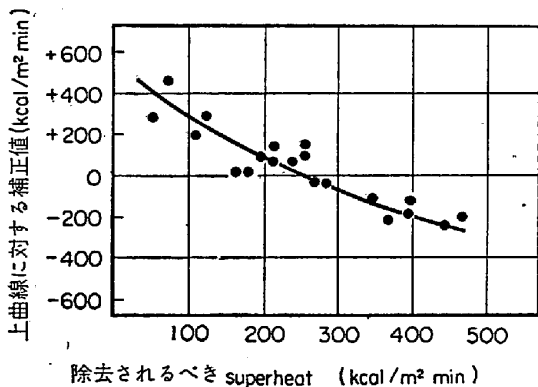
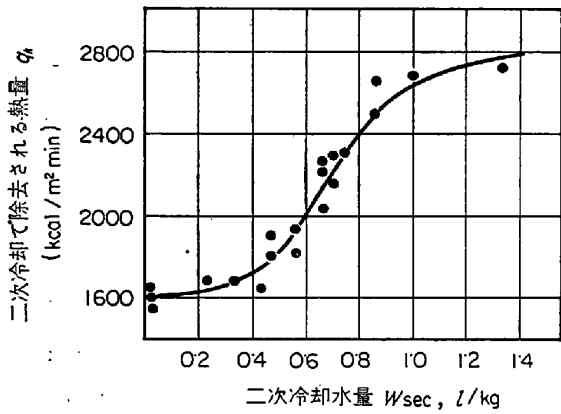


図23 冷却水による2次冷却系で除去される熱量 (HOLZGRUBER, TARMANN)

が、たとえば BROVMANら<sup>41)</sup>によれば最適水量は次式の関係が成立するようにすべきであると述べ Novo-Lipe-tzk の2次冷却水量と次式の計算値とを比較しており、CHIZHIKOVら<sup>42)</sup>もこの式に基づいて鑄込速度と2次冷却水量の関係を求めている。

$$R = \alpha_1 / 70 \dots\dots\dots (16)$$

$$R = 2 / \sqrt{t} \dots\dots\dots (17)$$

ただし R : 消費水量 (m<sup>3</sup>/m<sup>2</sup>·hr),  $\alpha_1$  : 熱伝達係数 (cal/m<sup>2</sup>·hr·°C), t : 凝固時間 (hr)

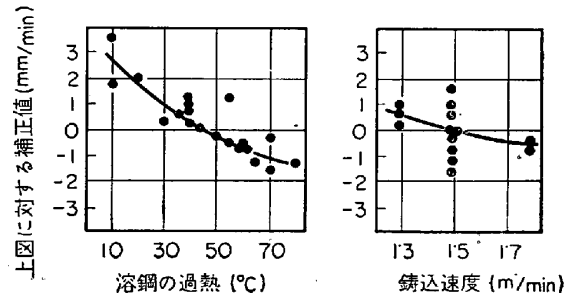
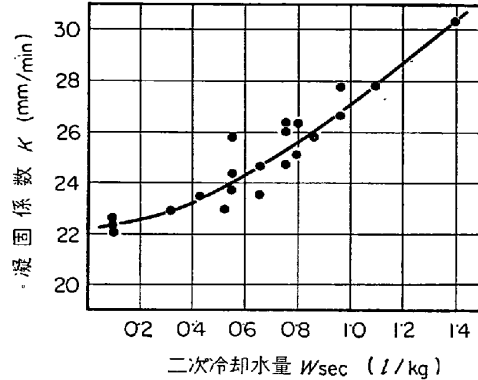


図24 凝固係数 K に対する2次冷却水量の関係 (HOLZGRUBER, TARMANN)

4.5 引抜設備、曲げ設備およびストレートナー

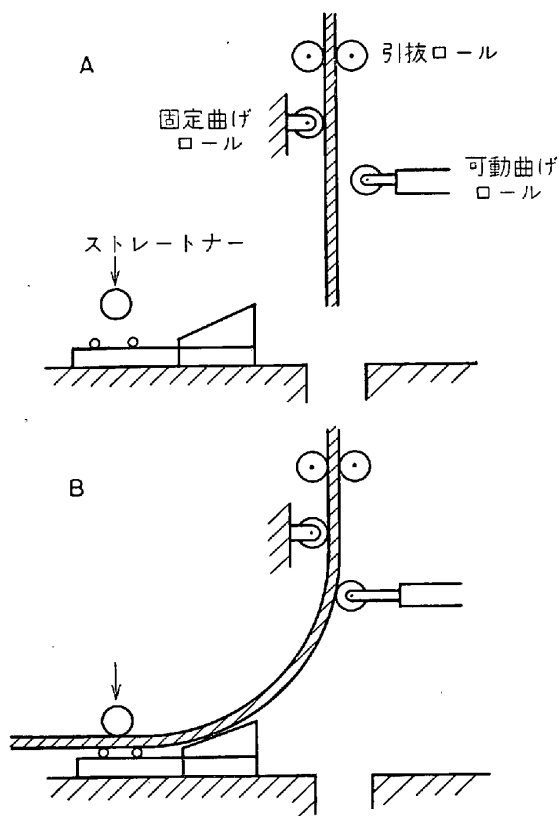
4.5.1 引抜設備

垂直機や垂直曲げ機では引き抜きロール (ピンチロール) は 700~1000 mm 間隔で2組のモーター駆動の2段ロールが使用され、鑄塊の重量に耐え、引き抜き速度を所定量にするためバネまたは水圧により一定の圧力がかけられるようになってきている。中、大型機ではロール直径 300~400 mm, 300 t 程度まで圧力がかけられる設備になっている。

湾曲機では図 11 に見られるように引き抜きロールとストレートナーが一体となり引き抜きと直線へのきよう正を行なえるようになってきている<sup>37)</sup>。

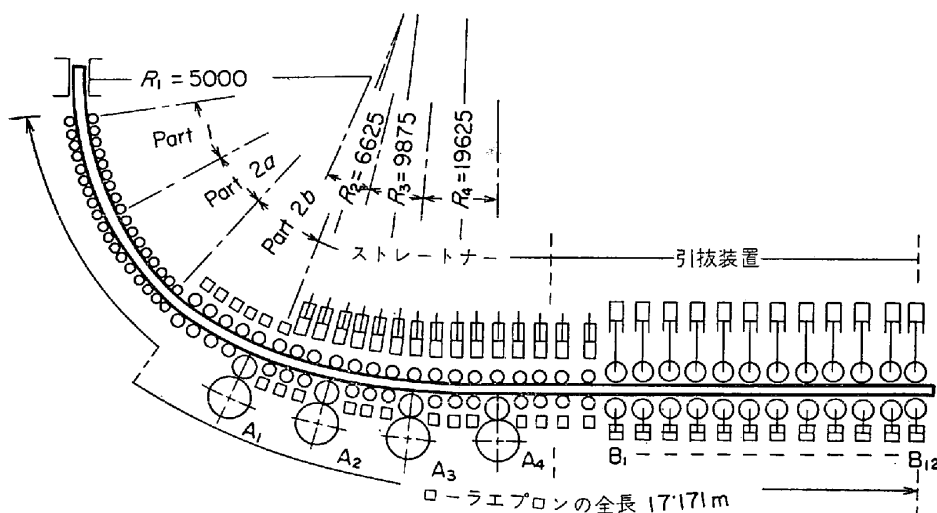
4.5.2 曲げ設備およびストレートナー

完全に凝固した鑄塊を曲げる最も普通の機構は図25に示したような固定ローラと可動ローラによる方法である。可動ローラはモーター、水圧などによつて駆動される。曲げられた鑄塊はストレートナーにより直線にきよ



A. 曲げる以前の状態 (たとえばダミーバーの取外し)  
B. 曲げている状態

図25 曲げロールによる鑄塊の曲げと直線きよう正



A<sub>1</sub>~A<sub>4</sub>, B<sub>1</sub>~B<sub>12</sub> モーター駆動ローラ  
ストレートナーと引抜き装置の上方ローラは水圧装置を持つ

図26 Oval 湾曲型機のストレートナーと引抜き装置の模式図 (Mannesmann Huckingen)

う正される。ストレートナーは駆動ローラと自由ローラの組み合わせによる普通のものが用いられる。

Olsson 式では図 10 に見られるようなプログレッシブグベンディングと呼ばれる特殊な曲げ機構を用いている。

湾曲型機では図 11 に見られるようにストレートナーで直線にきよう正すればよいので大きな問題はない。しかし Oval 湾曲型機では図 26 に示したようなローラ機構で曲げと直線きよう正を行なっている。

4.6 切断

連続鑄造された鑄塊は所定長さに切断される。切断はガス溶断かシャー切断で行なわれる。

4.6.1 ガス溶断

ガス溶断は普通アセチレン、プロパン溶断機が用いられるが鑄塊は溶断中切断個所が移動するので、溶断機は引き抜き速度と同調して移動し、切断が終われば迅速にもとの位置に復帰する。

4.6.2 シャー切断

最近建設された小径ビレット機に対してはシャー切断が一部で行なわれ始めている。シャー能力は 200 t から 700 t くらいで現在主として Olsson 系, Koppers 系の設備に取りつけられているが今後普及していくものと思われる。

4.7 ダミーバー (dummy bar) またはガイドバー (guide bar)

連続鑄造の際鑄込開始前に凝固鑄塊を引き抜くためダミーバーを挿入する。ダミーバーはダミーバー本体とダミーバーヘッドよりなり、後者と前者は鑄込途中で簡単に切り離せる機構を持つている。

4.7.1 ダミーバー本体

ダミーバー本体は鑄塊の厚さとほぼ同じ厚さを持つ棒、箱、枠などからなり、取り扱いに便利のため通常いくつかのブロックに分割され結合されている。湾曲型機の場合は通常鎖状で一方に可撓性を持たせてある。ダミーバー本体は引抜きロール通過後ダミーバーヘッドと切り離され、適当な方法で機械外に取り出される。

4.7.2 ダミーバーヘッド

ダミーバーヘッドは鑄型空孔とほぼ同じでわずかに小さい鉄製の底で、頭部に鑄塊を結合するためボルト状またはレール状の突起が取り付けられている。ソ連ではこれが切断して事故の原因になるとしてヘッド中に鳩尾状の切り込みを付けたものを用いている。鑄型

に挿入されたダミーバーヘッドはアスベスト紐で周囲をシールして湯洩れを防ぎ、冷却促進のため適当な大きさの屑鋼が適当量挿入される。

#### 4.7.3 ヘッドと本体の結合

確実に連結されかつ短時間に切り離せることが必要で連結棒、連結ピンによる方法、可動爪による方法など種々に工夫が行なわれている。取り付け、取りはずしが容易で自動化できることが望ましい。本体ヘッドの構造、連結法について最近多くの特許が公告されており、今後多くの考案があるものと予想される。

### 4.8 その他の装置

以上の主装置のほかに次の補助装置がありその構造配置は操業の容易さ、自動化などに大きく影響するので適切な設計が必要である。

#### 4.8.1 Ladle car

連結鑄造では普通造塊のように取鍋を移動する必要がないので ladle car の上に置かれるのが普通である。ただ2溶解以上連続鑄込する場合を考慮して次の取鍋および鑄込終了後の空取鍋の処置が容易な構造しておく必要がある。

#### 4.8.2 Tundish car

連続鑄造ではタンディッシュは tundish car または turntable 上において操業される。この移動も ladle car の構造配置走行方向を勘案して最適な設計を行なう必要がある。とくにタンディッシュは使用前十分な予熱が必要であり予熱装置との関係も考慮する必要がある。

#### 4.8.3 搬出装置

垂直型の場合切断されたピレットまたはスラブを水平にし搬出する装置が必要である。普通切断されたピレットは counter weight などの衝撃エネルギー吸収装置のついた籠中に受け、傾斜装置に移して水平にしコンベアで運び出す。曲げ型、湾曲型の場合は移動コンベアがその役目を果たす。

### 4.9 自動制御

連続鑄造が従来の造塊と異なる点は完全自動化の可能性を持つ点である。自動制御に必要な計測事項は多数あるが鑄型およびタンディッシュ内の鋼浴面のレベルの自動制御は連続鑄造独自のものである。

#### 4.9.1 鑄型中の鋼浴面のレベル制御

連続鑄造機が人手によつて操業されている間は浴面は観測者によつて観察すればよい。しかし多連式の場合多くの人手を要し不経済であるため自動観測装置が開発された。この考え方は古く B and W の試作機においてすでに X線による浴面の測定が述べられているが X線は透過力が弱く実用化されたのは  $\gamma$ 線による方法である。

$\gamma$ 線による浴面の位置測定に関してはすでに多くの装置に記述があり最近設置される機械にはほとんど装備されている。 $\gamma$ 線の放射線源としては  $\text{Cs}^{137}$  または  $\text{Co}^{60}$  が用いられ、検出器としてガイガー管またはシンチレー

ションカウンターが用いられる。後者は感度がよく  $\gamma$ 線源は弱くてよいが熱に弱いため水冷の必要がある。検出器に生ずるパルス電流は適当な方法で変換積算増幅して所要の制御器を動作させる。制御方法としては次の2つがある。

a) 引き抜き速度を一定にしてタンディッシュから鑄型へはいる溶鋼の注入量を変化させる。

b) 流入量をそのままにして引き抜き速度を変化させる。

a) の方法については Yu. E. YEFROIDMOVICH<sup>43)</sup>の また b) については F. MILLER<sup>44)</sup>、山口、高井<sup>45)</sup>の報告がある。

鑄型中の鋼浴面のレベル制御の他の方法は鑄型温度を測定し浴面の位置を知る方法である。A. ELKERSHAUSEN<sup>46)</sup>は銅-コンスタンタン熱電対(銅は鑄型を流用)により浴面の測定が可能なることを述べており、広幅スラブの場合はこのほうが有効であるという報告もある。

#### 4.9.2 タンディッシュの鋼浴面の測定

タンディッシュの鋼浴面の測定にはロードセルが用いられる。YEFROIDMOVICH<sup>43)</sup>によればソ連では現在2点型だけが実用化されているという。現在ストパーの自動開閉機構が安定性の面で十分でないためあまり実用化されていないが近い将来広く利用されると思われる。

#### 4.9.3 コンピューターコントロール

現在の連続鑄造機でコンピューターコントロールにより完全自動化した設備はないが R. A. ADAMS<sup>47)</sup>はその基本的アイデアを示しその効果を述べており、いずれ計測装置の品質精度の向上により近い将来実現するものと思われる。

## 5. 操業上の問題点

鋼の連続鑄造の操業の際装置の項で述べた以外主として問題となる点は次のとおりである。

### 5.1 溶鋼温度

鑄造する溶鋼の温度は低いとノズルつまりを起し、高すぎると breakout の原因となるから、溶鋼温度の管理はきわめて重要である。連続鑄造の場合一般に普通造塊に比べて鑄込時間が長くノズルの内径が細いので出鋼温度は高めにするのが普通であり、その差は 20~50°C である。

図 27 は溶鋼温度の例として Dillingen での結果を示す。また WAGSTAFF と STOCK<sup>48)</sup>は Atlas での10年の経験から必要な造塊開始温度は一般に liquidus 温度より 85°C くらい高い必要があると述べており、ステンレスの各鋼種に対しそれぞれ目標の鑄込温度を示している。たとえば St 304(160×600 mm)で 1520°C、St 430 で 1550°C となつている。

タンディッシュ内の溶鋼温度は注入開始時にはかなり低く、その後 10~30 min の所で最高となりその後徐々に

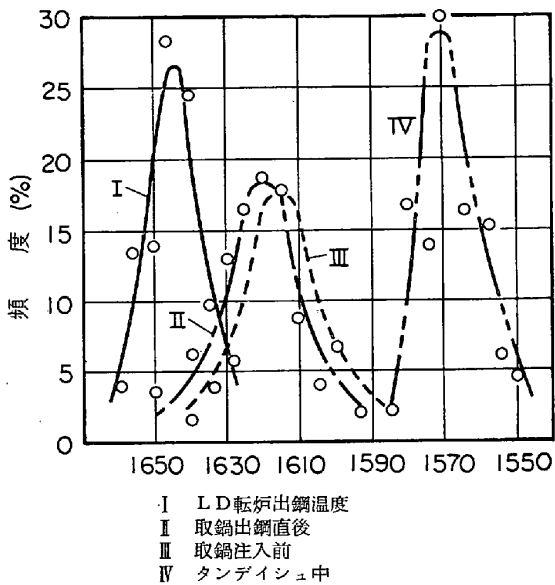


図27 連続鑄造の場合の温度分布 (Dillingen の例)

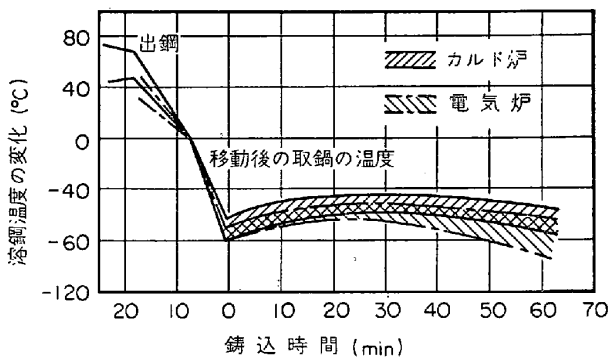


図28 注入中の溶鋼温度の変化(100 t 底注ぎ取鍋, 鑄込速度 1.6 t/min の場合)

低下する。その状況の一例を図 28 に示す<sup>49)</sup>。

取鍋での温度が高すぎる場合多孔質レンガを通じて取鍋中にアルゴンを吹込み冷却する方法が用いられる。

### 5.2 鑄込速度

鑄込速度はその機械の構造機能、鑄塊の断面の形状大小、鑄込まれる鋼の種類によつて一定でない。

SPEITH と BUNGEROTH は古い論文<sup>50)</sup>中で鑄塊の形状が円から離れるにしたがつて類似直径の円断面より鑄込速度は速くなり、正方形矩形 oval 断面は速い鑄込速度が期待でき、鑄型内面に波形をつけることも有効であると述べている。

鑄込速度は断面寸法によつて大きく変化する PETERSON<sup>50)</sup>は種々の断面に対する鑄込速度のデータを整理して図 29 を示し、鑄込速度を  $V$  (m/min)、鑄塊の厚さを  $D$  (mm) とすれば  $V=1/D \times f$  の関係があり、 $f$  は常数で 1951 年当時 Huckingen では  $f=100$  程度であつたが、1964 年には  $f=300$  となり、50~100 mm の小径の試験鑄込では  $f=500$  に達すると述べている。これは連続鑄造試験が開始当時より鑄込速度が 3~5 倍

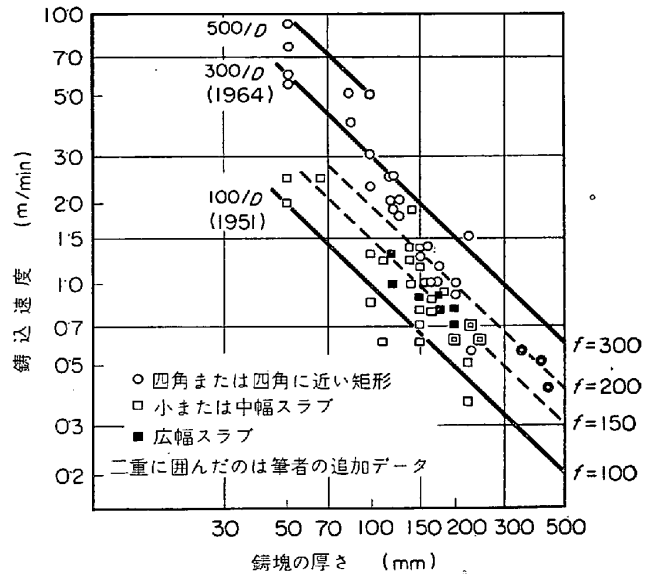


図29 鑄塊の厚さと鑄込速度の関係 (PETERSON 他)

向上したことを示している。しかし最近の文献から筆者が調査した厚さ 200 mm 以上のブルーム、スラブについては、ブルームで  $f=200$ 、広幅スラブで  $f=150$  と見るのが妥当のように思われる。

鑄込速度は鋼種によつて異なる。たとえば 304 と 430 では明らかに後者が遅く、リムド鋼とキルド鋼では前者が遅い。しかし各鋼種に対する標準鑄込速度の設定は各工場のノーハウと見るべきである。

### 5.3 タンディッシュおよび鑄込

タンディッシュは使用前バーナーで十分予熱される。予熱温度は普通 1100~1200°C で 2~3hr 行なわれる。したがつて鑄床面の一隅にタンディッシュ予熱用の場所と設備が準備されている。

操業の際タンディッシュに起こる問題はノズルつまりであつて、その主原因は鋼中の Al である。しかし鋼中の Al は後述のとおり鑄塊のピンホールを減ずるためには一定量含まれるのが望ましく、鑄型への添加がしばしば行なわれる。ノズルつまりを生じない Al 量は 0.005% 以下、添加量として 150~200 g/t 以下である。しかしこの量は浸漬ノズルによる空気酸化の防止で高めることができる。また添加フェロシリコン中の Al も問題であることが CHIGRINOV<sup>51)</sup>によつて 3% Si 鋼製造に関連して論じられている。したがつて結晶粒度調整のため Al 添加を必要とするときこれを V と Nb に置きかえている例もある。

### 5.4 酸化防止および鑄型添加剤

タンディッシュ内と鑄型内の酸化防止には以前から天然ガスまたは石油系ガスの燃焼と潤滑剤の添加が行なわれてきた。しかしこれでは完全な酸化防止にはならない。十分脱酸された溶鋼の酸素ポテンシャルは非常に小さいので上述のような手段によつても雰囲気は常に酸化性で

あり、溶鋼は常に酸化される状態にある。したがって鑄型中で酸化を防止するにはできるだけ溶鋼を大気と接触させないか、雰囲気との間に不活性な層を作るかしかない。前者の方法として開発されたのが図 14 に示した浸漬ノズルであり、後者の方法が合成スラグ粉末の使用である。

これは普通造塊の場合の押湯保温剤と類似の粉末（1例をあげれば 30%  $\text{SiO}_2$ , 30%  $\text{CaO}$ , 14%  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , 2%  $\text{MgO}$ , 6%  $\text{C}$  で添加量は 0.3~0.7 kg/t）である。PETERSON<sup>50)</sup>によればこの方法は輻射損失を避け、混入するスラグを吸収する効果があり、したがって鑄塊表面が改善されるので 1961 年以來 Mannesmann の Huckingen と Gelsenkirskken 工場ではこの使用が標準作業になつていと述べており、DOSFOSSEZ<sup>52)</sup>も Dillingen の操業でキルド鋼には粉末状添加剤が使用されていると述べている。

ソ連系では  $\text{SiO}$ ,  $\text{CaF}_2$ ,  $\text{Na}_2\text{O}_3$ , 粉末 Al 系の発熱性粉末添加剤が使用されているが、CHIZHIKOV<sup>53)</sup>は炭素鋼低合金鋼に対し浸漬ノズルと発熱性添加剤の使用は鑄塊表面のスラグのかみ込み、表皮下ピンホールの発生防止に効果があり、後者は使用しない場合の 1/2.5 になると述べている。また Ti 入りステンレス鋼の場合 Ti クラストの害を防止するのに効果的であると述べている<sup>54)</sup>。

大田<sup>55)</sup>は軸受鋼の連続鑄造において市販添加剤より有効な成果の得られる添加剤を開発し図 30 に示すごとくスラグの表面欠陥を軽減したと述べている。しかし、100 mm 角以下の小径の場合合成スラグの使用は逆にスラグの混入が起り悪影響があると述べている報告<sup>56)57)</sup>があり一般に中大径の場合にだけ効果があるようである。

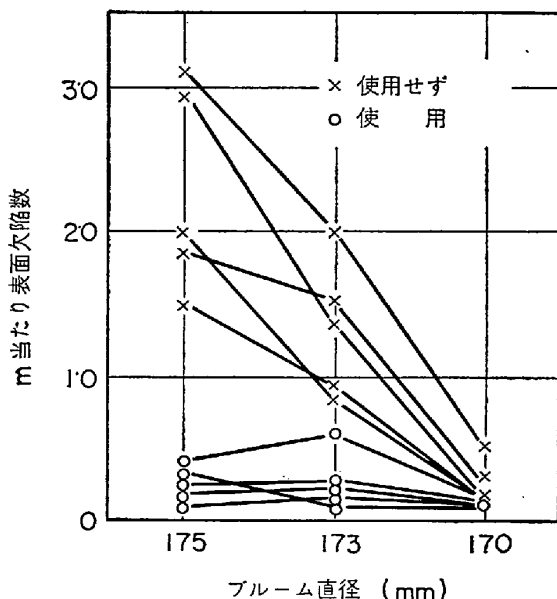


図30 特殊添加剤の使用と三段削り時の表面欠陥数 (大田他)

## 5.5 非金属介在物

非金属介在物は製鋼上やつかいな問題であるが連続鑄造の場合も例外でない。特に連続鑄造の場合は普通造塊と比較してタンディッシュを通すことと鑄塊の断面積が小さく、凝固速度の速いことが介在物の浮上を妨げるという点で不利である。その代わり沈殿晶のごとき巨大介在物の集積は見られない。

原因はタンディッシュれんがおよびノズルれんがの溶損混入と溶鋼の二次酸化が主原因と見ており、れんが材質の改善および浸漬ノズルと合成スラグ剤の添加がその品質向上に寄与するという意見が多い。特に製管用素材は穿孔過程で発生原因となるので介在物に対し特に注意が必要であるという報告も多い。

## 5.6 鑄塊の欠陥

連続鑄造鑄塊の主要な欠陥は表皮または表皮下のピンホールと縦割れコーナ割れなどの割れおよび軸心部の収縮孔または多孔組織である。以下その原因および防止法について述べたい。

### 5.6.1 ピンホール

表面または表面直下に生ずるピンホールは連続鑄造材に最も普通で最も多い欠陥の1つである。これは普通圧延材ではすじきずとなり、管では割れきずまたはかぶれきずとなる。コンクリート棒鋼、市販圧延鋼材ではあまり問題とならないが、鍛鋼材、冷間転鍛造材、管材では問題であり手入を要する。

JOHNSON<sup>58)</sup>によれば炭素鋼では 0.13% C 以下の場合に起こりやすく炭素量が低くなるほど増す傾向にあるという。したがって普通鋼の場合は脱酸不足が主原因であるという意見が多く脱酸の強化すなわち Ca-Si の使用、Al の使用のほか注入流の酸化保護、鑄型潤滑剤の減少などが効果があるという。

一方ステンレス鋼の場合は  $\text{H}_2$  量が問題であり Atlas では 7 ppm 以上あればピンホールの発生を見ると述べており、八幡光でも Ni-Cr 系ステンレス鋼では 10~8 ppm 以下、Cr 系ステンレスでは 6 ppm 以下にする必要があるという。

### 5.6.2 縦割れ

大きな縦割れは丸ビレット大型ブルーム広幅スラブの中央部に多く発生し、角ビレットの場合は出にくい。原因は鑄型寸法の不正確、化学成分などが主原因で特に化学成分の影響が大きいように思われる。

化学成分としては C 量、S 量、Mn/S が影響するというのが大部分の意見であるが、P、As なども影響するという文献もある。C の場合は文献によつて多少の差はあるが 0.17~0.25% C で最も発生しやすく、C 量がこれより減少すれば急激に発生が減じ、C が 0.30% 以上でも再び発生傾向は減ずる。S は一般に 0.030% 以上で出やすくなるがこの値は C、Mn 量と関係がある。たとえば A. JACKSON<sup>59)</sup>は 0.15~0.25% C の場合最も発生

傾向が強く、割れを生じない S% は最大 0.035% であるが、C が高くなるともつと高い S でも割れを生じなくなると述べている。また V. S. RUTES<sup>ら</sup><sup>22)</sup> も 0.20~0.22% C の場合 0.14~0.16% C の 4 倍も縦割れを発生し S の影響は 0.14~0.16% のとき特に大きいと述べているほか、注入流の位置が著しい影響があると述べている。また浸漬ノズルの使用が縦割れに効果があり同じ S 量で次のような差を生ずるといふ報告がある<sup>53)</sup>。

S% <0.030 0.031~40 >0.040  
 m 当たりきず長さ, mm 2/52 18/92 101/727  
 (分子浸漬ノズル使用, 分母普通法)

5.6.3 鑄塊の変形と割れ

すでに述べたように連続鑄造鑄塊はしばしば変形し、正方形または正方形に近い断面では菱形になり、スラブでは広面に膨れまたは凹みを起こす。これらの変形は鑄塊の割れと関係を持つ。割れは V. S. RUTES<sup>ら</sup><sup>60)</sup> によつて 200 mm 角鑄塊について検べられた図 31 に見られるようなきずで a は隅割れ, b は中間割れ, c は軸心部星状割れである。

(1) 隅割れ (corner crack)

これは通常菱形化した鑄塊の鈍角部に対称位置に発生し、割れている場合と割れ目に不純物の多い溶鋼が浸入

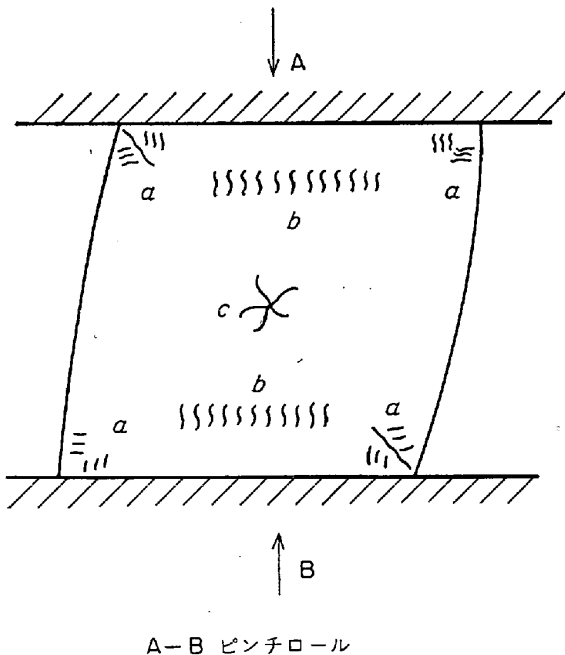


図31 連続鑄造ピレットに生ずる欠部欠陥発生位置 (RUTES)

表5 鑄込速度菱形化隅割れ(線伏偏析)の関係 (200 mm 角)<sup>60)</sup>

鑄込速度 (m/min)	0.7	0.8	0.9	1.0	1.1	1.2
対角線の差 (mm)	10	12	13.5	15	17	19
隅割れ(線伏偏析)の割合 (%)	46	56	66	76	86	96

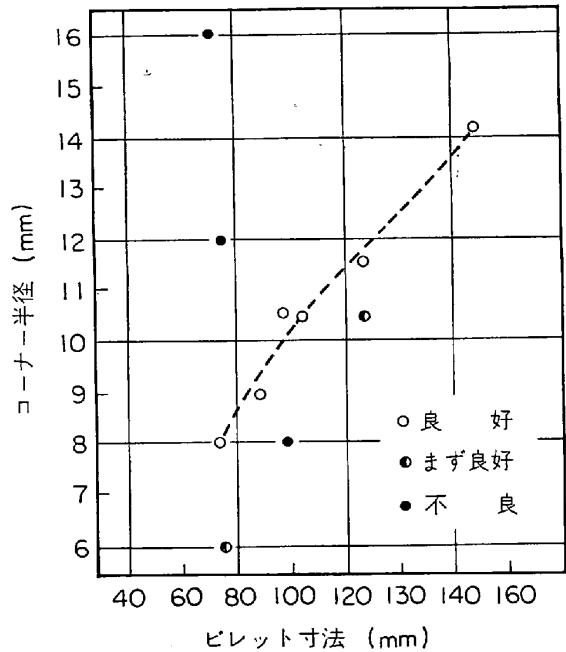


図32 角ピレットの割れにおよぼす隅の半径の影響 (牛島)

した線状偏析を示す場合とがあり、原因は鑄塊は変形によるものと考えられている。たとえば鑄込速度と菱形化隅割れの関係は表 5 のとおりである。

隅割れの原因が菱形化にあるとすれば鑄型の冷却、2 次冷却水の量と分布、鑄込速度、鑄込温度、などに関係する。

明田、牛島<sup>ら</sup><sup>62)62)</sup>は Si-Mn バネ鋼について研究した中で不均一な 1 次冷却、高い鑄込温度の場合発生しやすいが鑄込速度は普通の正方形断面では影響がなく、鑄型の隅の四分円の半径は図 32 に見られるように適当な大きさの時発生しがたいと述べている。これに対し鑄型直下のローラエプロンの改造によつて防止しようといふ報告もある。

(2) 中間割れ (pinch roll crack)

中間割れは不完全凝固の鑄塊にピンチロールその他で所定値以上の応力が加えられたときに発生する。これは V. S. RUTES<sup>ら</sup><sup>60)</sup>、牛島<sup>ら</sup><sup>63)</sup>によつて早くから認められておりピンチロールとの接触面と直角の方向に並んで発生し他の方向には発生しないことが見出されている。

図 33 は SPEITH, BUNGEROTH, ENDE<sup>ら</sup><sup>7)</sup> による中間割れ発生状況を図示したもので、液相-固相界面の固相側付近に割れの発生することが示されている。

5.6.4 軸心部の欠陥

連続鑄造鑄塊の軸心部に起こる欠陥は収縮孔、軸心部の多孔組織 (central porosity)、星状割れ (star crack) である。これらの欠陥は鑄込速度、鑄込温度、2 次冷却水量、鋼種などに影響されるが前二者と後者とでは原因が異なっている。

後者は応力割れの 1 種で JOHNSON<sup>ら</sup><sup>58)</sup>によれば 0.15

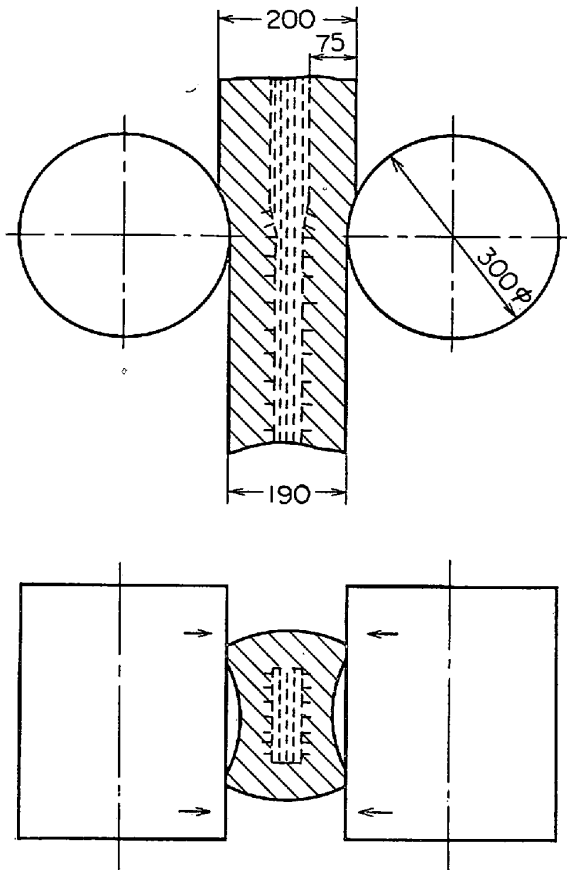


図33 ピンチロールにおける溶鋼を含む铸塊の割れの発生 (SPEITH 他)

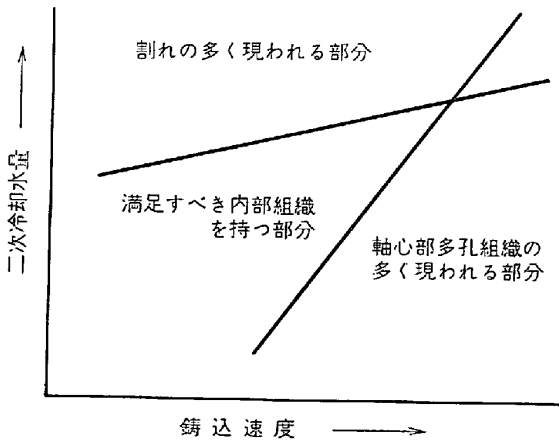


図34 铸塊の内部組織におよぼす铸込速度と2次冷却水量の関係 (OLSON)

~0.23% C の鋼で著しく、S量にも関係し铸込速度/铸込温度/冷却の関係を適当に調節することによって防止できると述べられているのに対し、前者は OLSON<sup>64)</sup> が図 34 に示したように铸込速度、2次冷却水量と関係しており、また鋼種の影響はさらに大きいと述べている報告もある。

5.6.5 その他の欠陥

上に述べた欠陥のほか、oscillation mark、横割れな

どがある。oscillation mark は湯じわとよばれる普通鋼塊の表面欠陥に近く铸型の往復運動による湯面の移動によつて発生するもので、まれに横割れを伴うことがある。一般に低炭素鋼ほどはなはだしく、中、炭素鋼合金鋼では浅い。横割れは 0.18~0.23% C の場合、S の高い場合、铸込速度の遅い場合、上部の2次冷却が強すぎる場合に起こりやすいという<sup>55)</sup>。

また铸型中の浴面にスラグのあるとき、特に铸型にAlを添加したとき铸塊表面にスラグのかみ込みを生ずることがある。

5.7 連続铸造铸塊の加工度

連続铸造铸塊は普通鋼塊と異なり半製品であるため加工度が少ない。したがつてどの程度の加工によつて圧延材としての性質が得られるかを知っておくことは重要なことである。

これに関する研究も多数あるが決論的にいえば普通鋼で 6~10、特殊鋼で 8~12 特別な高度の要求に対しては 18 程度の加工比が必要であると思われる。以上の基準は铸塊寸法、圧延方法、鋼種によつて異なるため一応の目安にすぎないが製品寸法から連続铸造機の寸法を決定するためには重要であると考えられる。

5.8 適用鋼種

現在連続铸造で製造可能な鋼種は炭素鋼、低合金鋼、高合金鋼、超合金を含めて 100 種以上になる。たとえば RUTES<sup>35)</sup>によれば 1967 年 1 月現在ソ連で 106 種の鋼種の連続铸造に成功しており、内訳は炭素鋼 49 種、低合金鋼 51 種、高合金鋼 6 種、超合金 7 種になるという。しかし一般的に見て量産されている鋼種は必ずしも多くない。世界で最も多く連続铸造されているのは棒鋼用および厚板用炭素鋼高張力鋼と薄板用オーステナイトステンレス鋼であり、比較的多いものに線材(主として硬鋼)、機械構造用炭素鋼低合金鋼、バネ鋼がある。しかし適用鋼種の拡大は今後の連続铸造の発展に大きな関係を持つので以下 2、3 の鋼種につきその現状と見通しについて述べたい。

5.8.1 リムド鋼

リムド鋼は薄鋼板として最も需要の多い鋼種であるため古くから研究されているにかかわらず現在なお安定生産が可能かどうか不明確な鋼種である。

最古の文献として H. KOSMEIDER<sup>65)</sup>はトーマス転炉リムド鋼を 80, 110, 175 mm 角に連続铸造し 80, 100 角では気泡が不規則であるが 175 角は通常の管状気泡が見られ偏析も通常の鋼塊と同じであつたと述べている。その後 TENNENBAUM らは Atlas Steel と共同でリムド鋼の铸込を行ない引抜速度や添加 Al の影響について研究している。

ITSKOVICH を中心としたソ連の一連の研究<sup>66)</sup>によれば 0.12% C 以上の中炭リムド鋼と 0.08% C 以下の低炭リムド鋼では明らかに铸造方法、内部組織などに差があり

前者の場合外殻およびリム部の厚さはC量が高くなるにつれて、また鑄込速度、溶鋼温度の増加とともに減少する。リムド鋼の連続铸造の場合特に重要なことは普通造塊の場合のように過剰酸素が不必要なことで特に低炭リムド鋼の場合は平衡値に近い値まで減ずる必要があり、注入時の溶鋼酸素量は狭い範囲におさめなければならぬため出鋼時の溶鋼酸素量を正確に知る必要のあることが強調されている。スラブの偏析は普通鋼塊の1/2ないし1/8で特にリム部の負偏析の少ないのが特徴であるという。鑄塊表面は吊り割れ横割れが起こりやすく低炭ほど横割れの量は多いがキルド鋼より縦割れは少ない。なお低炭リムド鋼の場合非時効性にするためVが主として添加されている。

I. EARNSHAW<sup>67)</sup>は SCOW の連続铸造機で冷延ブリキ用リムド鋼の連続铸造について詳細な研究を行なっており、リムド鋼スラブの連続铸造で最も問題になる点は表皮下気泡によるすじきずと内部に発生する幅20mmまでの細いラミネーションで、前者は複合脱酸剤、適当なAl添加によつて防止が可能であるが後者の問題を含めるとV添加リムド鋼外以その生産および製品の安定性の面から可能性が薄く、鑄塊の厚さを現在の200mmから250~300mmにすれば安定化することが考えられるが現設備では不可能なためリムド鋼の生産は中止したと述べている。また Appleby-Frodingham の経験(228×228mm)からもリムド鋼の鑄込はきわめて困難で54溶解中60t(90t中)鑄込めたのは37%、全部鑄込めたのは17%にすぎないという。

Barrow の HALLIDAY<sup>68)</sup>は連続铸造では本当のリムド鋼は鑄込めず凝似リムド鋼にすぎず、リムド鋼より真空処理したほうが实际的であるという見解を述べており、DOSFESSEZ<sup>52)</sup>は Dillingen の経験からリムド鋼の連続铸造鑄塊は切断スラブの重量が気泡のため一定にならず(約3.5%の差あり)、切断面の気泡が酸化するため板用としては不利であると述べていることが注目される。

しかし McLOUTH<sup>69)</sup>では試験用連続铸造機でリムド鋼の鑄込実験を重ねた結果、900×200mmではリムド鋼はできないが1000×250、1300×250mmではリムド鋼の鑄込が可能であることを確かめ、自社製リムド鋼の全溶解を1500×300mmの湾曲型連続铸造機4機で行なう予定であると述べておりその1号機は1968年中には完成することになっているのでいずれその成果が公表されるものと思われる。

以上の結果から連続铸造でリムド鋼を安定生産するには溶鋼酸素量の迅速正確な把握と適当な脱酸、表面気泡防止のための鑄型の適当な冷却、十分厚い鑄型断面寸法と遅い鑄込速度、発生するスカムの完全除去方法の確立などがきめ手になるものと考えられる。

5.8.2 製管用素材

製管用素材も連続铸造での製造法が未完成な材料であ

る。製管用素材といつても種々の製管法があり、ユージン、クランクプレスのような押出製管用のものは容易であり、エルハルト、プッシュベンチ法用はこれに次いで容易でロータリーピアサーによる方法の素材が最もむずかしい。製管用素材の困難な点の1つは歩留りの関係から丸ビレットが望ましく、これが角ビレットまたはスラブに比較して鑄造の困難な点にある。最近丸型中空ビレットの新鑄造法として Böhler 法<sup>70)</sup>回転鑄造法 (SCEC 法)<sup>71)</sup>などが紹介されているが試作段階でその成果はまだ不明である。

押し出し法の容易なことは筆者のクランクプレスの結果、八幡光のユージンによる軸受用鋼管の製造結果からも明らかである。またプッシュベンチ法の結果は F. J. FISHBURN; W. ENGELMANN らによつて報告されているとおり中殻部の収縮孔、多孔組織の改善が行なわれれば量産される体勢にある。

最も困難なロータリーピアサーによる方法は H. EMERICK (J and L), B. TARMANN と W. POPPMEIER (Böhler), D. VINCENT ら (Tube Investment) によつて述べられているとおり、表面状態とくに割れと表面気泡の減少、中殻部の収縮孔、多孔組織の改善のほか非金属介在物の多少が大きく影響する。介在物量の影響に関しては図35に示した VINCENT ら<sup>57)</sup>の結果よりも明らかである。また J. V. LYONS と W. MALTBY<sup>72)</sup>は連続铸造材の熱間ねじり試験を行なつて製管性を評価し、介在物の低い連続铸造材は圧延材と差がないくらい高いねじり値を示すのに対し、介在物の高いものはねじり値が著しく悪いことを示している。以上の結果から見るとピアサー穿孔を伴う製管用素材は介在物量を十分減ずるよう鑄造したブルームをビレットミルで所要寸法まで圧延し製管に供するのが本命のように思われ、直接圧延が成功しないかぎり歩留上の期待が他の製品より少ないように思われる。

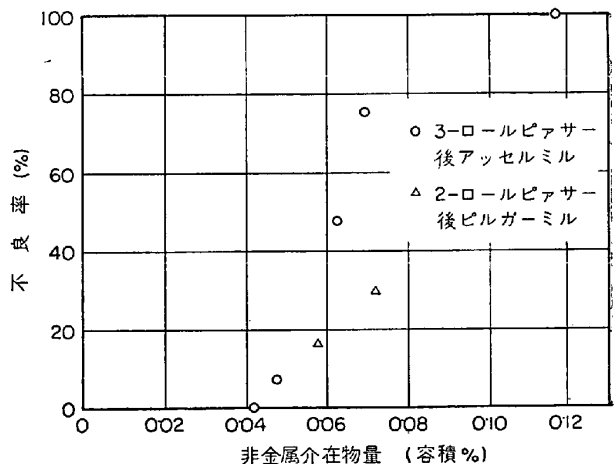


図35 鑄塊の中心部における酸化物介在物の容積%と管の不良率との関係(C. HOLDEN, J. W. MENTER, D. VINCENT)



### 5.8.3 電気鋼板

電気鋼板用 Si 鋼の連続鑄造についてはソ連から多くの研究結果が出されている。ソ連の研究によると 3~4% Si 鋼の炭素鋼と著しく異なる点は 950~1000°C 以上できわめて高い塑性を持ち、1200°C では 1.03~1.92 kg/mm<sup>2</sup> で鉛に等しいという。そのため溶鋼の静圧により凝固殻が変形し、局部膨脹を起し断面形状にひずみを起こすことが第一問題になるという。また空気酸化が激しいため鑄型内の溶鋼開放面と注入流に保護雰囲気が必要である。英国の SCOW の結果では空気酸化による浮上介在物の防止に合成スラグが使われている。また SCOW の結果では 3% Si 鋼は 2 次冷却による割れの防止が重要で 2 次冷却出口で 700~800°C、搬出時で 400~500°C の温度の確保が必要であるという。

また ITRKOVICH<sup>73)</sup> の 3% Si 鋼スラブのマクロ、ミクロ組織、熱延、冷延の一連の研究によればスキンホールは相当発生するがそれによる不良率は 1.0~1.5% 程度にとどめることができ、熱延鋼帯の組織はスラブの組織と関係なく、化学成分、相組成、圧延温度条件できまり、冷延鋼板の電磁性質と塑性もスラブの組織とは無関係であるという。

これより見ると 3% Si 鋼を中心とした電気鋼板用鋼は連続鑄造可能な鋼種と見ることができる。

### 5.8.4 18% Cr 鋼

18% Cr 鋼は 18-8 Cr-Ni 鋼とともに生産量が多いが連続鑄造の困難な鋼種である。その原因の第一は割れに敏感な点にある。したがって鑄造温度、1 次 2 次冷却の水量均一性などに特別な注意を払う必要がある。また H<sub>2</sub> による表面気泡、スラグの混合による介在物もオーステナイト鋼より多い。

ステンレス各社ではこれらを克服し徐々に連続鑄造に切り換えつつある。たとえば八幡光ではすでに月間数百 t の生産を行なっており、歩留として良塊 97.6%、手入スラブ 94.5%、溶鋼に対する手入スラブ 92.2% の良好な歩留を得ている。

### 5.8.5 快削鋼

快削鋼の連続鑄造は欧米の一部の工場生産に使用されているがこれに関する具体的な報告は見当たらない。

しかしチェコスロバキアの R. STROBEL, F. BENES<sup>74)75)</sup> によれば連続鑄造によれば各位置での凝固時間が短いため不均質性が少なく合金成分が節約できるという利点があるという。

硫黄快削鋼は急冷のため割れを生じやすいので Mn 含有量を普通造塊より高め S がすべて MnS になるようにする必要がある。ところがリムド快削鋼の場合は Mn を高めるとキルド化し、リムド鋼の連続鑄造の一般的困難が解消するので特に連続鑄造に適しているという。しかし Mn を高めると被削性が害されるので Mn/S の比を決めることが重要であると述べている。

また鉛快削鋼については平均 0.14~0.16% Pb 添加の結果 Pb 含有量の差は 0.06% 以下できわめて均一であるため Pb 添加量が節約でき、添加法としてはタンデッシュ上で注入流へ添加する方法が Pb の変化が少なく排気装置も簡単であるなどの利点を持つと述べている。

## 6. 連続鑄造の今後の発展の動向

以上の各章において鋼の連続鑄造技術の発展と現状について詳細に述べた。本章においては全般的な観点から今後の動向を展望してみたい。

### 6.1 設備の大型化とシェアの拡大

数年前まで連続鑄造設備の能力は 1 基当たり年産 10~20 万 t 程度で分塊設備を持たない中小工場向けに分塊設備の補助程度と考えられていた。現在稼働している設備の 90% 以上はこの域を出ず今後も同じ考えで建設される場合も多いと思われる。しかし最近年産 50 万 t 以上の大型設備が世界各国で建設され始め上述の考え方が転機を迎えているように思われる。例をあげれば次のとおりである。

会社名(工場名)	基数	生産能力(万 t/year)
川崎製鉄(水島)	1	60
Rheinstahl(Hattingen)	1	60
Mannesmann(Hückingen)	2	150
National Steel(Weirton)	1	135

しかも 150~200 万 t の全出鋼量を連続鑄造だけで処理しようという考え方の工場がソ連の Novo-Lipetz, 西独の Mannesmann のほか米国の McLouth Steel で建設されつつある。また川崎製鉄水島のように常に全出鋼量の 20~30% は連続鑄造で処理するという考え方にたつ工場もある(第 1 回西山記念技術講座講演)。しかし設備の大型化に伴いその建設費も高くなり数基建設すれば大型分塊設備に相当する費用を要するようになっていく。したがって従来しばしば行なわれていた設備費の比較のほか製品の種類、品質と歩留の向上率、人件費の節減率、作業環境の改善などを含めた総合的検討が必要になりそれによつて連続鑄造の採否が論議されることになる。

また全出鋼量に対する連続鑄造のシェアは 1973 年新 5 ヶ年計画完了時 2200 万 t にするというソ連は別としても 1970 年末には米国で約 1300 万 t、日本で約 800 万 t に達すると推定されており、世界全体として出鋼量の 10% 程度が連続鑄造で生産されるのは 2、3 年中とみられさらにシェア拡大の可能性を含んでいる。

### 6.2 新技術の動向

HALLIDAY<sup>68)</sup> は 1964 年の国際会議で連続鑄造の将来の動向を述べている。その動向は現在にも通ずると考えられるのでその内容を紹介し、さらに新技術について簡単にふれたい。

#### 6.2.1 連続連続鑄造(Continuous continuous casting)

連続連続鑄造は取鍋が空になったとき直ちにその注入位置に繰返し新しい別の取鍋をもつてきて続けて鑄込を行なう方法である。この方法は単に機械の稼働率が向上するだけでなく、歩留の向上が期待できる。現在2~3溶解続けて鑄込んだという経験は各工場とも持つており新聞情報によれば国光製鎖では5溶解連続鑄込に成功したという。しかし連続連続鑄造には次のようなそれを困難にする要因がある。

- a) 出鋼-出鋼時間と鑄込時間が一致しない。
- b) タンディッシュ耐火物の寿命が短い。
- c) 鑄塊の寸法と鑄込まれる鋼種に変更がある。

そこで HALLIDAY は現実的な解決策として半連続連続鑄造 (sequence casting と称している) を提案している。この方法は2~3溶解は連続連続鑄造が可能という仮定のもとで提案されたもので原理は次表に示したようになる。これにより普通の場合 65% 程度の稼働率が90~95%に向上すると述べている。

表6 半連続連続鑄造法の原理

仮定：溶解はLD転炉，1-ストランドスラブ機3機

取鍋順序	1, 2, 3, 4, 5, 6, 7....., 12, 13.....		
操業機械	A機	B機	C機
取鍋使用順序	1		
	2		
		3	
		4	
	5		
	6		
	7	7	
			8
		10	9
		11	
	12	⋮	⋮
	13	⋮	⋮
	等	⋮	⋮

### 6.2.2 真空脱ガス

普通造塊の際にしばしば用いられる真空脱ガスを直接連続鑄造と結びつけようという試みはアイディア的には特許がかなり提出されているがまだ実際の工業的設備に適用された例はない。しかし真空脱ガスした溶鋼を連続鑄造している事例は多数あり (たとえば Atlas), 真空処理された溶鋼は 20~25°C 程度低くてもノズルのつまりやタンディッシュへのくつつきを生ずることなく、ピレットの軸心部の欠陥が軽減することが認められており、低炭リムド鋼より真空処理した低炭セミキルドないしAlキルド鋼が有利であるという見解もあるので、必要に応じ今後真空処理と直結した連続鑄造設備の出現する可能性は十分にある。

### 6.2.3 直接圧延

鑄込まれた鑄塊をいつたん冷却せず適当な加熱を加えて直接圧延しようというアイディアは現在分塊の均熱炉で普通に行なわれているが、HALLIDAY は連続鑄造され

た鑄塊に適用する現実的解決策として部分直接圧延を提唱している。これに対し McLOUTH では誘導加熱法によつて連続鑄造されたスラブを直接圧延しようと計画しており、その加熱能力は 680 t/hr といわれている。

上述の常識的な直接圧延に対し、直接製品を作るわけではないがきわめて特徴ある直接圧延法が Böhler で開発された BSR 法 (Böhler-Strand-Reducing method) である。

TARMANN と VONBANK<sup>76)</sup> によれば連続鑄造された鑄

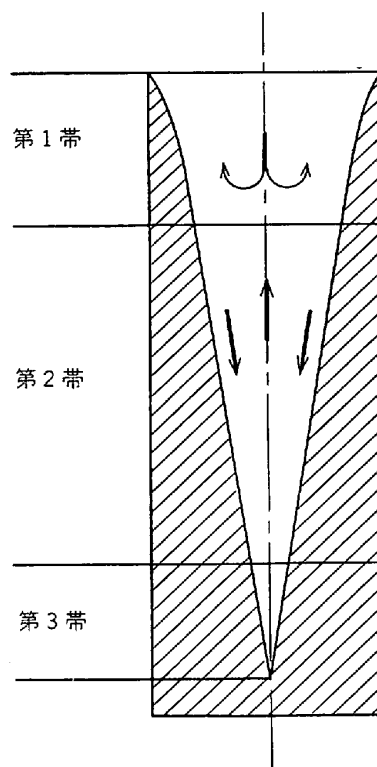


図36 P32 のラジオグラフで検べた溶融殻の動き (TARMANN, VONBANK)

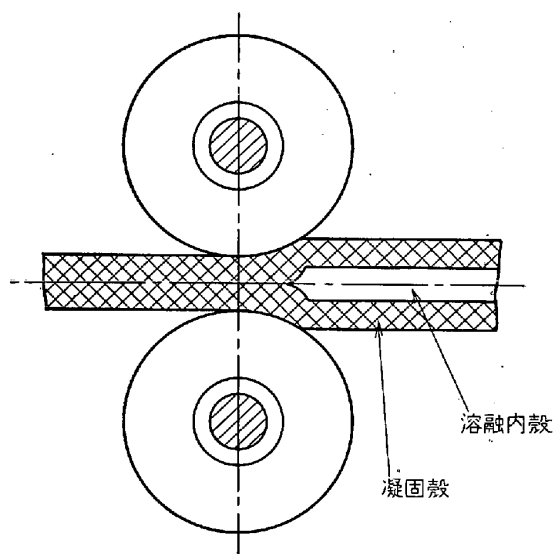


図37 BSR 圧延法

塊の溶融内殻は図 36 に示したように 3 つの部分に分離でき、第 1 帯は溶鋼が中心から凝固殻へ、第 2 帯では溶鋼は凝固殻から中心へと対流が起こり、第 3 帯では全く対流が起こらない。この溶鋼の流れがない状態で凝固したとき軸心部に偏析が起こる。BSR法は溶鋼プールが第 3 帯の状態にならない間にロールで圧下し図 37 のように閉じて内質の改善をはかるという方法である。この方法のもう 1 つの利点は一定の鑄塊から種々の断面のビレットの得られることで、実験では 140 mm 角のビレットから 4 パスで 80~120 mm 角のビレットを得ている。鋼種、圧下法によつてはピンチロールクラック発生の危険があるが、きず発生の危険さえなければこの方法は連続鑄造法の資本費の低減、生産性の向上に大きな関係を持ち、また連続連続鑄造法の可能性を一步進めたものとしても注目される。

#### 6.2.4 連続製鋼

最後に連続鑄造技術の将来を考える場合最も重要な関連技術として製鋼の問題がある。酸素転炉による製鋼技術が普通鋼の連続鑄造技術を促進する原動力となつたことは最近建設される大型設備がほとんど酸素転炉 (LD 炉, Kaldo 炉) と結合されている点からも明らかである。

しかし現在製鋼技術の関心は次第に連続製鋼へと向かいつつある。この未完成技術が完成された場合当然連続鑄造と結ばれることになる应考虑すべきであり、その場合に必要な技術が現在から準備されるべきである。このためにはまだ無数の解決すべき問題が残っているが、それらの一つ一つ解決は現在の連続鑄造技術をより完全な技術に仕上げるに役立つことはいうまでもないことである。

#### 文 献

- 1) 下川義雄: 扶桑金属, 1 (1949), p. 7
- 2) Iron Steel Eng., 45 (1968) 1, p. D-47
- 3) K. G. SPEITH and A. BUNGEROTH: Stahl u. Eisen, 72 (1952), p. 869
- 4) ボイチェンコ, 他: ソ連における鋼の連続鑄造, (1967), 日ソ通信社
- 5) H. KRAINER and B. TARMANN: J. Iron Steel Inst., 190 (1958), p. 105
- 6) K. G. SPEITH and A. BUNGEROTH: *ibid.*, 190 (1958), p. 158
- 7) K. G. SPEITH et al.: J. Metals, 18 (1966), p. 609
- 8) N. H. LAPSTYSKIN et al.: Stal in English, (1962), p. 25
- 9) I. M. D. HALLIDAY: J. Iron Steel Inst., 191 (1959), p. 121
- 10) K. G. SPEITH and A. BUNGEROTH: Steel Times, 189 (1964), p. 498
- 11) A. BUNGEROTH and E. SCHEUFELE: *ibid.*, 189 (1964), p. 426
- 12) B. TARMANN and E. PLÖCKINGER: Stahl u. Eisen, 82 (1962), p. 1839
- 13) B. TARMANN and W. POPPMEIER: BISI Spec. Rep. No. 89, (1965), p. 131
- 14) 独特許: 1,025,578 (1958)
- 15) スイス特許: 345,121 (1956)
- 16) 日特公: 41-13,970, 41-17,122
- 17) H. DAMOISEUX and K. MONREAL: Stahl u. Eisen, 85 (1965), p. 1479
- 18) E. F. WONDRIK and K. E. CAINE: J. Metals, 20 (1968) 6, p. 69
- 19) C. J. ALLEN and J. C. BILLINGTON: J. Iron Steel Inst., 206 (1968), p. 142
- 20) 鈴木章, 他: 鉄と鋼, 52(1966), p. 469
- 21) 小池伸吉, 他: 鉄と鋼, 53(1967), p. 805
- 22) V. S. RUTES et al.: Stal in English, (1962), p. 105
- 23) A. BUNGEROTH and E. SCHEUFELE: Steel Times, 189(1964), p. 402
- 24) B. TARMANN and O. KLEINHAGAUER: Stahl u. Eisen, 81 (1961) p. 111
- 25) A. I. CHIZHIKOV et al.: Stal in English, (1966), p. 791
- 26) H. KRAINER and B. TARMANN: Stahl u. Eisen, 69 (1949), p. 813
- 27) J. SAVAGE and W. H. PRICHARD: J. Iron Steel Inst., (1954) 11, p. 269
- 28) 牛島清人: 鉄と鋼, 48(1962), p. 747
- 29) L. S. RUDOI et al.: Stal in English, (1966), p. 973
- 30) J. SAVAGE: J. Iron Steel Inst., (1962) 1, p. 41
- 31) J. HERAUT et al.: Rev. Metall., 65 (1965), p. 635
- 32) A. V. TRETYAKOV et al.: Stal in English, (1967), p. 387
- 33) U. S. パテント: 2,135,183 (1933)
- 34) B. TARMANN and W. POPPMEIER: J. Metals, 16 (1964), p. 406
- 35) V. S. RUTES: Stal in English, (1967), p. 839
- 36) H. BENTELE: Stahl u. Eisen, 82 (1962), p. 593
- 37) H. SCHREWE: J. Metals, 20 (1968) 3, p. 14
- 38) H. KNELL: Steel Times, 195 (1967), p. 189
- 39) W. HOLZGRUBER and B. TARMANN: Steel Times, 195 (1967), p. 217
- 40) 明田義男, 牛島清人: 鉄と鋼, 46(1960), p. 753
- 41) M. Ya. BROVMAN et al.: Stal in English, (1965), p. 26
- 42) A. I. CHIZHIKOV et al.: *ibid.*, (1966), p. 442
- 43) Yu. E. YEFROIDMOVICH et al.: Steel Times, 194 (1967), p. 819
- 44) F. MILLER: Iron Steel Eng., 44 (1967) 7, p. 61
- 45) 山口義弘, 高井敏夫: 住友機械技報, 16(1967) 41, p. 30
- 46) A. FLKERSHAUSEN: Neue Hütte, 5 (1960), p. 31
- 47) R. A. ADAMS: Blast. Furn. Steel Pl., 53 (1965) 2, p. 121
- 48) R. S. WAGSTAFF and G. E. STOCK: BISI Spec. Rep., No 89 (1965), p. 116
- 49) Concast News (1967) 1
- 50) U. PETERSON et al.: Stahl u. Eisen, 86 (1966), p. 333
- 51) M. G. CHIGRINOV et al.: Stal in English, (1963), p. 188
- 52) P. DOSFOSSEZ et al.: Stahl u. Eisen, 86 (1966), p. 321
- 53) A. I. CHIZHIKOV et al.: Stal in English, (1967), p. 991
- 54) V. S. RUTES and B. V. FITILEV: *ibid.*, (1966), p. 104

- 55) 大田隆美, 他: 鉄と鋼, 52(1966), p. 466  
56) W. ENGELMANN et al.: Stahl u. Eisen, 87 (1967), p. 1020  
57) C. HOLDEN et al.: J. Iron Steel Inst., 204 (1966), p. 887  
58) Z. JOHNSON et al.: BISI Spec. Rep., No. 89 (1965), p. 52  
59) A. JACKSON: Steel Times, 188 (1964), p. 18  
60) V. S. RUTES et al.: Stal in English, (1960), p. 175  
61) 明田義男, 他: 鉄と鋼, 45(1959), p. 1341  
62) 明田義男, 牛島清人: 鉄と鋼, 46(1960), p.1733  
63) 牛島清人: 鉄と鋼, 47(1961), p. 116  
64) G. C. OLSON: J. Iron Steel Inst., 190 (1958), p. 165  
65) H. KOSMEIDER et al.: Stahl u. Eisen, 76 (1956), p. 668  
66) G. M. ITSKOVICH et al.: Stal in English, (1961), p. 668; (1962), p. 357; (1964), p. 106, p. 688; (1965), p. 527  
67) I. EARNSHAW et al.: AIME Elec. Furn. Steel Conf. Proc., 24 (1966), p. 41  
68) I. M. D. HALLIDAY: BISI Spec. Rep., No 89 (1965), p. 1  
69) J. Metals, 19 (1967) 5, p. 4  
70) 日特公: 42-18989  
71) 日特公: 43-1751  
72) J. V. LYONS and K. W. MALTBY: Steel Times, 193 (1966), p. 818  
73) G. M. ISKOVICH et al.: 鉄鋼技術総覧別冊, (1964), p. 25  
74) R. STROBL and F. BENNES: Hutnickélisty, 9 (1966), p. 599  
75) R. STROBL et al.: Steel Times, 196 (1968), p. 111  
76) B. TARMANN and H. VONBANK: AIME Elec. Furn. Steel Conf. Proc., 24 (1966), p. 30