

連铸スラブからのH形鋼製造方法

林 千博*・草場 芳昭*・嶋村 直禮*²
 中山 勝一*²・越田 治*²・三沢 隆信*²

Rolling of Large Universal Beams from Continuous Casting Slabs

Chihiro HAYASHI, Yoshiaki KUSABA, Naonori SHIMAMURA

Katuichi NAKAYAMA, Osamu KOSHIDA, and Takanobu MISAWA

Synopsis:

In the Large Shape Mill at Kashima Steel Works, new rolling methods are developed and all universal beams (max; H 900×300 mm) are produced from continuous casting slabs with 300 mm in thickness.

(1) Slab edging method

The characteristics of this rolling method consists of a strong edging reduction of slabs to make a dog-bone shape and a following forming reduction to make a beam blank through the forming groove and sizing groove in the break-down mill. By this method, large universal beams (max; H 700×300 mm, H 400×400 mm) are produced directly from continuous casting slabs by hot-charge.

(2) Universal blanking method

Beam blanks for H 900×300 mm and H 800×300 mm are rolled previously from continuous casting slabs by a universal mill. In this methods, the flange thickness of the workpiece is reduced highly and the flange width spreads much larger than the original slab thickness. The resultant beam blanks are rolled to universal beams after reheating.

1. 緒 言

最近、一貫製鉄所の合理化項目の一つとして連铸比率の向上が挙げられる。素材の連铸化に伴う歩留りの向上、省エネルギー、省力化等の効果は大きく、高炉メーカーのみならず電炉メーカーも含めて相次いで連铸設備の導入、また適用比率の拡大をはかっている。

H形鋼の場合も比較的小さいサイズにおいて連铸ブルームあるいは連铸ビームブランクが適用されており、従来の鋼塊-分塊法にくらべ材質の均一化による品質の向上、工程省略による歩留りの向上、省エネルギー等に効果を発揮している。しかし大サイズのH形鋼においては、その形状による圧延上の問題から一般に素材としてビームブランクが用いられ、このビームブランク材を連铸化することは新たな設備費が膨大となり、またモールド組み替えの増加などによる連铸設備の能率低下など必ずしもメリットがでてこない。

そのため連铸化が困難と考えられていたが、最近2～3年間に大サイズのH形鋼について、当社鹿島製鉄所大形工場て鋼板用連铸スラブを用いたH形鋼圧延技術を開発し、JIS規格のH形鋼をすべて連铸化し、また2サイズを除く全サイズを1ヒート化するのに成功した。これにより板圧延における場合と同様、素材工程の省略による大幅合理化を行った。本論文はこの連铸スラブからのH形鋼製造技術の検討結果である。

2. スラブ直圧法

2.1 圧延法の特徴

この方式は、従来のビームブランク材の代わりに、連铸スラブ材を素材として、ホットチャージ、1ヒートでJIS最大サイズ近くまでのH形鋼を圧延する方法である。この方式の特徴であるブレイクダウンミル(以下B. D)での粗圧延工程をFig. 1, 2に示す。つまり

(1) B. Dでの圧延において、フランジ幅の減少を

昭和55年5月第71回塑性加工シンポジウムにて発表 昭和56年3月2日受付 (Received Mar. 2, 1981)

* 住友金属工業(株)中央技術研究所 (Central Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 1-3 Nishinagasuhondori Amagasaki 660)

*² 住友金属工業(株)鹿島製鉄所 (Kashima Steel Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

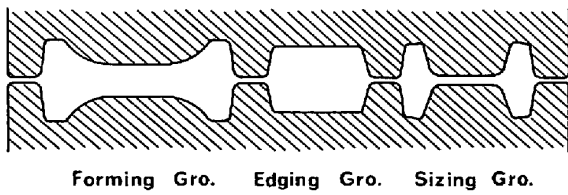
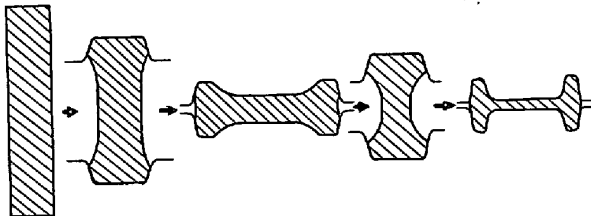


Fig. 1. Groove layout of the break-down mill.



CC-Slab First Edging Forming Second Edging Sizing

Fig. 2. Rolling schedule of the break-down mill

補うため、まず初期にボックス孔型を用い、圧下率 20~30% の強力な幅殺し圧延を行い、ドッグボーン変形を生じさせる。

(2) 引き続き圧下率 30% 以上の幅殺しを行つても、幅殺し量に比べドッグボーン変形効率は低下し、またクランプ形状も悪化する。そこで造形孔型を用いウェブ厚を減じ矩形比 (ウェブ高さ/ウェブ厚) を大きくしたセミビームブランクを成形し、同時にクランプ形状もフィシュテール状からフラット形状に改善する。

(3) (1) で用いたボックス孔型で圧下率 20~30% の幅殺しを行い、さらにドッグボーン変形を生じさせる。

(4) これによりビームブランクに近くかつクランプ形状の良好なドッグボーンが成形でき、これを仕上げ孔型により、圧延疵を発生することなく所定のビームブランクに成形する。

2.2 実験方法

素材として鉛を用い、ロール径 230φ (铸鋼ロール) のモデルミルを使用し、1パスでの幅殺し量 16mm (実機 80mm 相当) のリバース圧延により、ドッグボーン変形の諸特性を調査した。また実機による再現テストは、当社鹿島製鉄所大形工場の B. D でモデルと同一条件で実施しモデルテスト結果を熱鋼で確認した。

2.3 実験結果

2.3.1 定常部ドッグボーン変形

スラブの幅殺し圧延におけるトータル圧下率とドッグボーン変形効率: $\eta = (B_1 - B_0) / B_0$ の関係を Fig. 3 に示す。一般に圧下率が増加するにつれて η は増加し、ある圧下率で η は最大値を取り、その後圧下率を増加しても η は減少し、 $\eta = 0$ となつたところでドッグボーン変形からバルジ変形に移行する。大サイズの H 形鋼の場

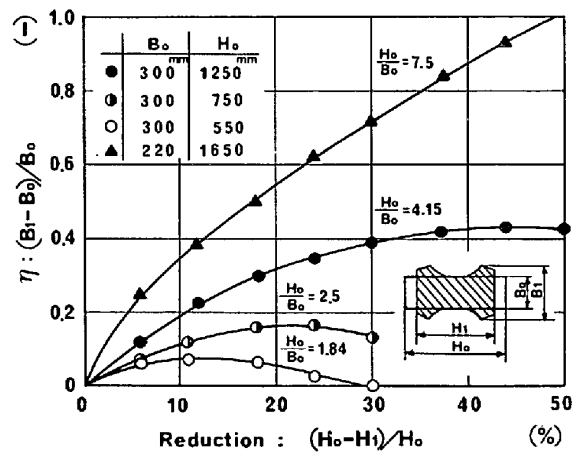


Fig. 3. Dog-bone deformation in the slab edging.

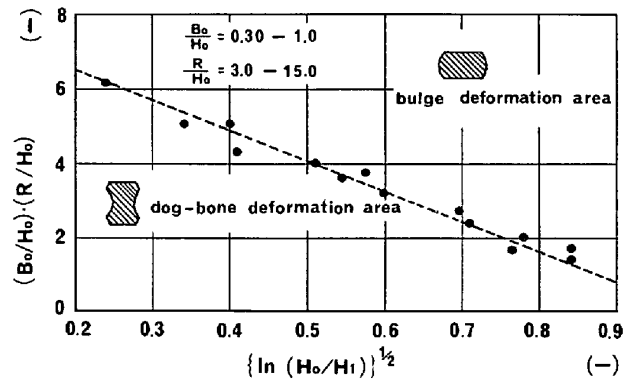


Fig. 4. Effect of rolling conditions in the slab edging.

合、素材スラブの矩形比 (スラブ幅/スラブ厚) は 3.5~5.0 であるので初期幅殺し圧下率は 20~30% がもつとも有効である。

ドッグボーン変形に対し素材の矩形比がもつとも影響を及ぼすが、次にトータル圧下率がどのように影響するかを Fig. 4 に示す。種々の圧延条件下でドッグボーン変形とバルジ変形の境界がほぼ直線で示されることによりスラブの幅殺し変形と対数圧下率の 1/2 乗とは強い相関がある。そこでスラブの幅殺し圧延において変形のパラメータとして $(H_0/B_0) \cdot \{\ln(H_0/H_1)\}^{1/2}$ をとりドッグボーンの最大幅拡がり率 $\ln(B_1/B_0)$ との関係調べた結果を Fig. 5 に示す。実験範囲はドッグボーン変形の著しい $(H_0/B_0) = 3.3 \sim 7.5$ 、トータル圧下率 60% である。この領域で両者の関係は次式で近似できる。

$$\ln\left(\frac{B_1}{B_0}\right) = 0.154 \times \left(\frac{H_0}{B_0}\right) \times \left\{ \ln\left(\frac{H_0}{H_1}\right) \right\}^{1/2} \dots (1)$$

次に造形孔型で成形される種々の矩形比をもつセミビームブランクを幅殺し圧延した場合のドッグボーン変形効率: $\eta' = (B_2 - t_F) / B_0$ とトータル圧下率の関係を Fig. 6 に示す。スラブの場合と異なり矩形比による η' の増加率の差はほとんどない。これは η' の分母に元ス

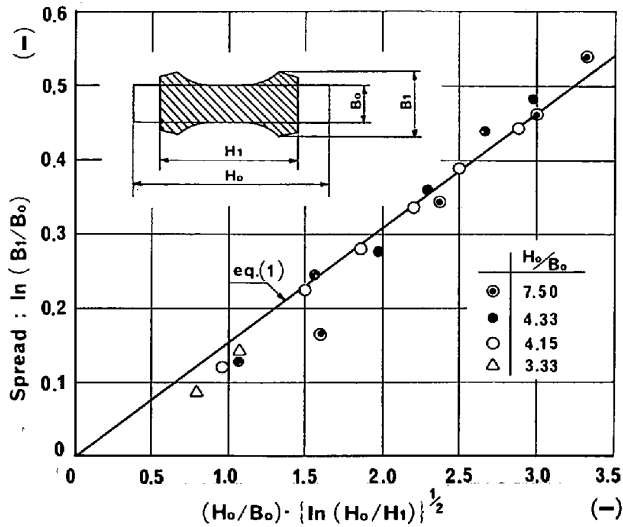


Fig. 5. Spread in the slab edging.

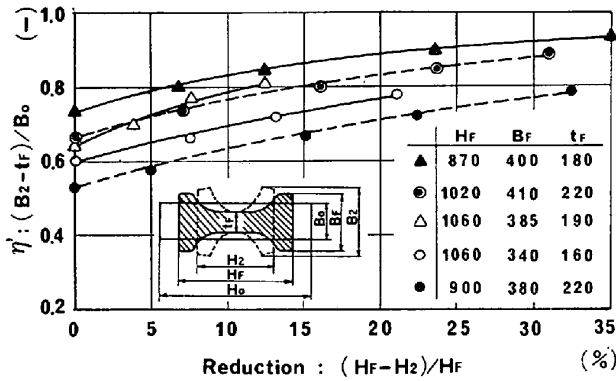


Fig. 6. Deformation in the beam-blank edging.

Table 1. The dimensions of the slabs calculated by eq. (1) concerned with each semi-beam-blank.

symbol	semi-beam-blank			slab		
	H _F	B _F	t _F	B ₀ '	H ₀ '	H ₀ '/B ₀ '
△	870	400	180	180	1380	7.67
⊙	1020	410	220	220	1470	6.68
△	1060	385	190	190	1490	7.84
○	1060	340	160	160	1430	8.94
●	900	380	220	220	1290	5.86

スラブ厚 B_0 を取つたためである。そこでこのセミビームブランクの幅殺しをスラブ幅殺しの途中過程と考え、セミビームブランクのウェブ厚 t_F をスラブ厚 B_0' として、(1)式よりスラブ幅 H_0' を計算し、 B_0' 、 H_0' を用いてセミビームブランクの幅殺し圧延での最大幅拡がりとの関係調べた。Table 1 はおのおののセミビームブランクに相応する仮想スラブ寸法及びその矩形比である。Fig. 7 はドッグボーンの最大幅拡がり率 $\ln(B_2/B_0')$ とパラメータ $(H_0'/B_0') \cdot \{\ln(H_0'/H_2)\}^{1/2}$ との関係

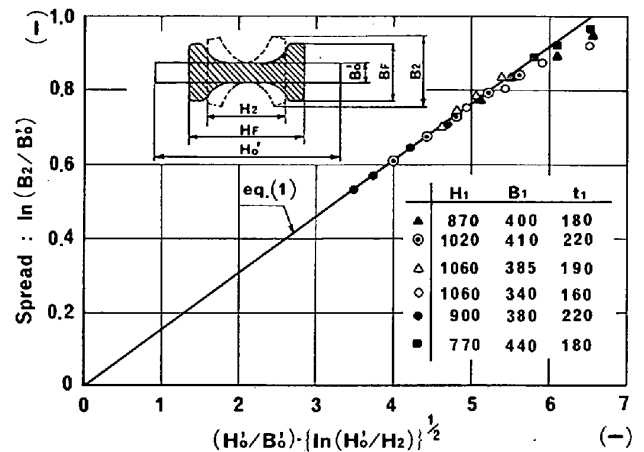


Fig. 7. Spread in the beam-blank edging.

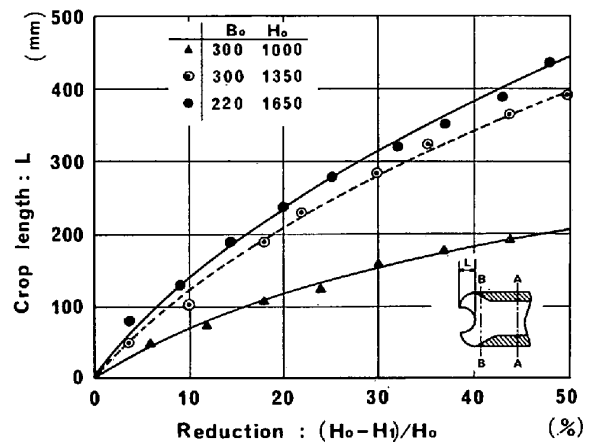


Fig. 8. Crop length in the slab edging.

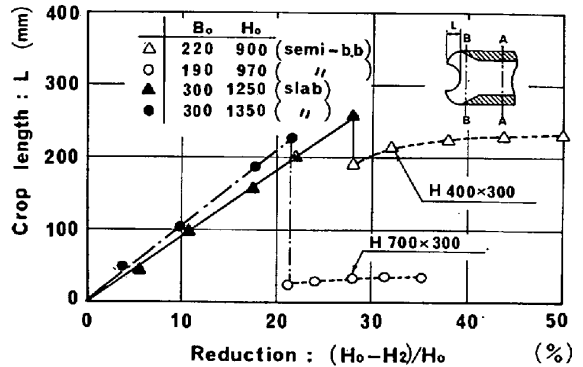


Fig. 9. Crop length in the slab and beam-blank edging.

を調べたものである。図中の直線は(1)式でありセミビームブランクの幅殺し圧延による最大幅拡がり率も本実験範囲で十分(1)式であらわすことができる。

2.3.2 非定常部の変形

スラブの幅殺し圧延を行うと圧下歪みが中央まで浸透しないため材料のトップ、ボトム部は、角形のフィッシュテールとなる。材料のボトム側クロップ長さ L とトータル圧下率の関係を Fig. 8 に示す。例として H700×300 の場合、スラブ寸法 300×1350 mm で圧下率 40% の

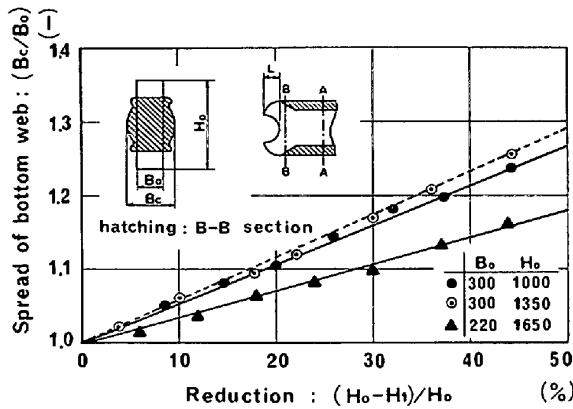


Fig. 10. Spread of bottom web thickness in the slab edging.

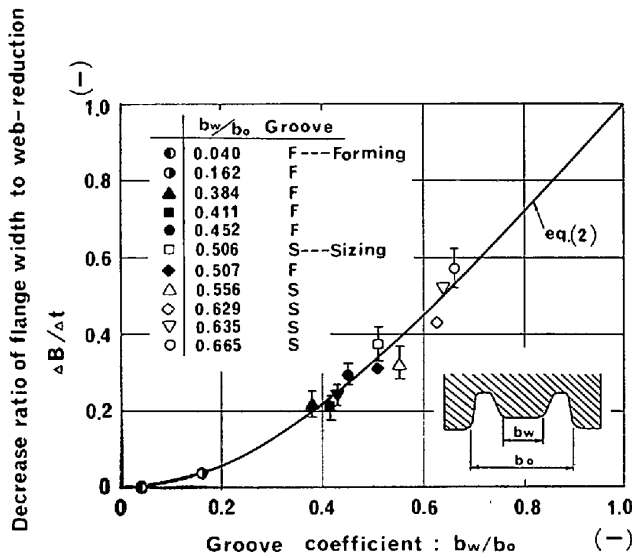


Fig. 11. Relation between decrease of the flange width and web-reduction in the open grooves.

幅殺し圧延を行うと約 350 mm の角形クランプが発生し、造形及び仕上げ孔型でウェブ圧下しても、角形クランプは減少しないばかりでなく、孔型の両側カラー部より激しく噛み出し後続の圧延が困難となり圧延歩留りも大幅に低下する。

一方初期の幅殺し圧下率を約 20% とし、造形孔型でウェブを圧延後、さらに圧下率 20% の幅殺し圧延を行うと Fig. 9 に示すように角形クランプ長さは 50 mm 以下となり、造形孔型及び仕上げ孔型とも圧延疵を発生することなく安定した圧延が可能となる。

また材料トップ、ボトム断面形状は、定常部と異なり著しいバルジ変形を生ずる。これも造形孔型、仕上げ孔型での圧延疵の原因となる。Fig. 10 はボトム側ウェブ厚 B_c とトータル圧下率の関係を調べたものである。これに対し初期 20% の幅殺し圧延し、ついで造形孔型でウェブ圧下後、さらに 20% の幅殺し圧延を行うとトング状クランプのため非定常部のウェブ厚は定常部とは

ほとんど同一である。

2.3.3 オープン孔型でのフランジ幅減少

最終のビームブランクのフランジ幅を推定する時、造形及び仕上げ孔型でのウェブ圧下に伴うフランジ幅の減少量を推定する必要がある。そこで種々のビームブランク成形孔型（造形及び仕上げ孔型）を用い、ウェブ圧下に伴うフランジ幅減少量を調査した。オープンタイプのビームブランク成形孔型の特性値として孔型のウェブ幅と孔型幅の比 (b_w/b_0) をとり、フランジ幅減少量とウェブ圧下量の比 ($\Delta B/\Delta t$) との関係を調べた。ただし各孔型でのウェブ圧下は 300 mm から 70 mm、つまり $\Delta t = 230$ mm である。Fig. 11 に示すようにテスト範囲内でフランジ幅減少量は次式で推定できる。

$$\left(\frac{\Delta B}{\Delta t}\right) = -0.625 \times \left(\frac{b_w}{b_0}\right)^3 + 1.625 \times \left(\frac{b_w}{b_0}\right) \quad (2)$$

2.4 考察

一定寸法のスラブより一定ウェブ高さのビームブランクを圧延するとき、そのフランジ幅を最大にするためには、造形孔型で成形されるセミビームブランクの寸法をどのように決めればよいかを考えてみる。例として 300 × 1300 mm のスラブよりウェブ高さ 700 mm、ウェブ厚 70 mm、ウェブ内幅 450 mm のビームブランクを圧延する場合、Fig. 12 の流れ図に従ってセミビームブランクのウェブ高さ H_F 、ウェブ厚 t_F を変化させ、各条件でのビームブランクフランジ幅を計算した結果を Fig. 13 に示す。図中の破線は鉛モデルテストでのセミビームブランクの幅殺し圧延におけるウェブ座屈発生範囲を示している。図より最大フランジ幅を得る条件として以下のことが言える。

(1) セミビームブランクウェブ厚は小さいほどよい。ただし幅殺し圧延時のウェブ座屈、造形孔型での圧延疵を考慮する必要がある。実機テストよりウェブ厚 180 mm 以上であればともに良好であった。

(2) セミビームブランクのウェブ高さは、ウェブ座屈を考慮するスラブ幅より 200 mm ほど小さくするのがよい。

2.5 結論

以上の検討結果より素材及び B. D ロール孔型の設計にあたりセミビームブランクのウェブ厚は 180 mm という前提条件を決め、各製品サイズに対応する素材スラブ寸法、孔型及びパススケジュールを決定した。これによりスラブ厚 300 mm の連铸スラブより製品ウェブ高さ 700 mm、フランジ幅 400 mm までの H 形鋼を B. D, U. R (ユニバーサル粗ミル), E1 (整形ミル), U. F (ユ

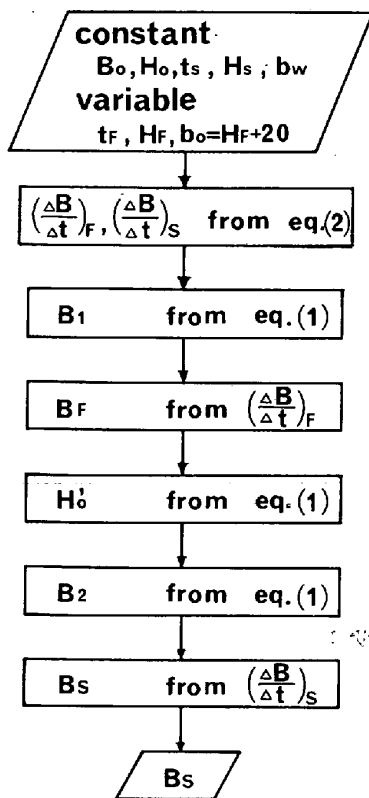


Fig. 12. Computer diagram for calculation of the width of the beam-blank under various conditions of the forming groove.

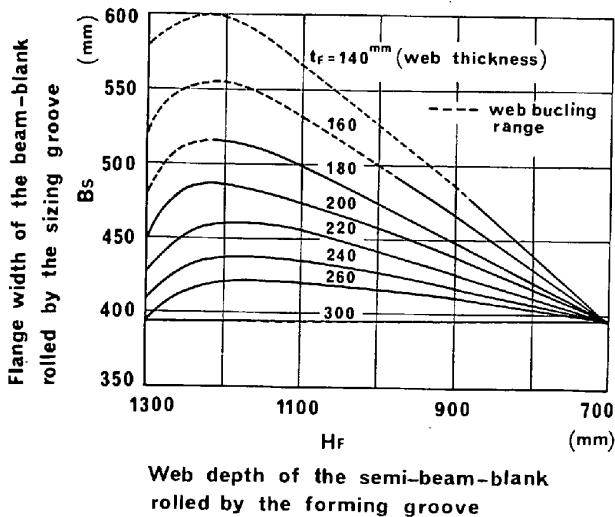


Fig. 13. The flange width of the beam-blank calculated by eq. (1), (2), under various conditions of the forming groove to use the slab (300×1300 mm).

ニユニバーサル仕上げミル) の4台の圧延機を使用しホットチャージ・1ヒートで製造が可能となった。

3. ユニバーサルミルによるビームブランク圧延法

3.1 圧延法の特徴

この方式は、H形鋼用ビームブランクを連铸スラブよ

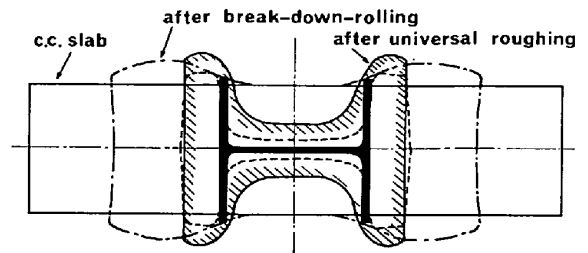


Fig. 14. Cross-sections of the universal blanking method.

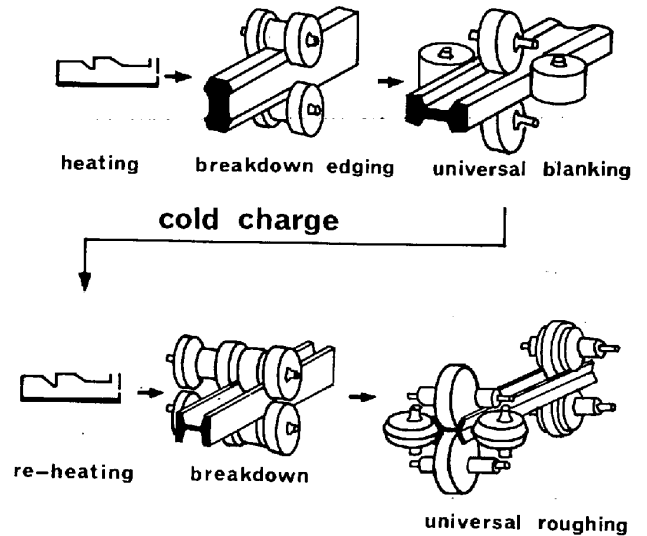


Fig. 15. Universal blanking method.

Table 2. Experimental conditions of test rolling.

Slab material	Pure lead (99.99 % Pb)
Test roll	Steel
Contraction ratio	1/5
Slab size	270 ^t × 750 - 1700 ^B × 2000 ^l
Beam blank size	A type 445 ^H × 400 ^B × 120 ^{tw} B type 780 × 450 × 105 C type 770 × 400 × 120 D type 1030 × 400 × 120
Roll groove	

り大形工場の B, D, U, R, E1 の各ミルを用いて製造し、再加熱により従来と同様にH形鋼を圧延する方式である。この方式のクロスセクションの一例及び概略工程を Fig. 14, 15 に示す。

ビームブランクの製造において、鋼塊-分塊圧延の場合孔型圧延であるため、フランジ幅は圧延するに従って減少し、大サイズのビームブランクを製造するためには、非常に大きな鋼塊を必要とする。ユニバーサルミルによる圧延では、上下水平ロール、左右垂直ロールによりウ

ウェブ部、フランジ部が同時に圧下されるため、ウェブとフランジの圧下バランスによりフランジ幅の増大が可能となる。本方式はこのユニバーサルミルの圧延特性を応用したものである。

3.2 実験方法

モデル実験及び実機適用試験による圧延特性の検討を Table 2 の実験条件にもとづいて実施した。

3.3 実験結果

3.3.1 フランジ幅拡がり特性

フランジ幅拡がり特性を知ることは使用すべき素材寸法の選択、パススケジュール作成上重要である。Fig. 16 はモデルミルにより各サイズについて、各パスのウェブ圧下率及びフランジ圧下率を種々変化させてフランジ幅拡がりを調査した結果の一例である。

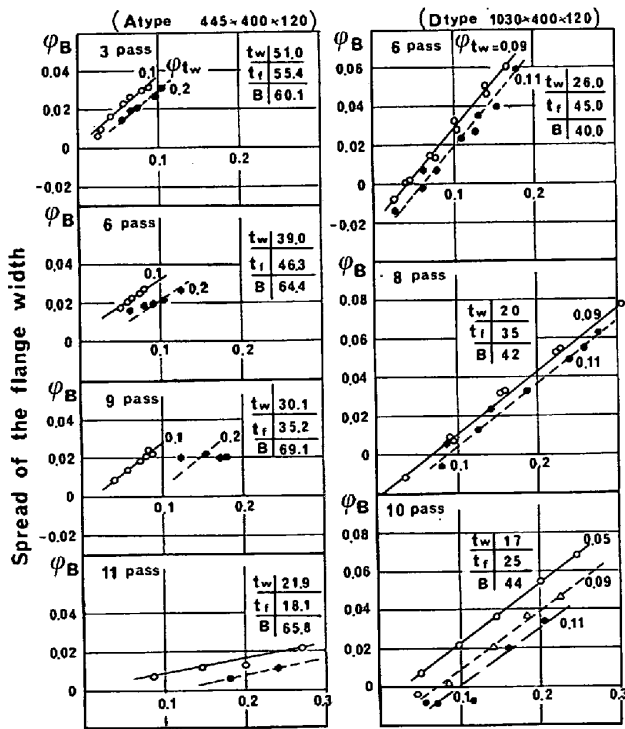
H形鋼のユニバーサル圧延におけるフランジ幅拡がりの本質的原因はフランジとウェブの圧下率差によることは既に報告されており²⁾、ユニバーサルミルによるビームブランク圧延においても、Fig. 16 からわかるようにフランジ幅拡がりは、フランジ圧下率に比例しウェブ圧下率に反比例する。従つて一般に

$$\psi_B = \alpha \times \psi_{t_f} - \beta \times \psi_{t_w} + \gamma \dots\dots\dots (3)$$

α, β, γ : 幅拡がり係数

$\psi_B = \ln(B_2/B_1)$: フランジ幅拡がり率

$\psi_{t_f} = \ln(t_{f1}/t_{f2})$: フランジ圧下率



Reduction of the flange thickness: ψ_{t_f}

Fig. 16. Relation between the flange spread and the flange reduction in the universal roughing mill.

$\psi_{t_w} = \ln(t_{w1}/t_{w2})$: ウェブ圧下率

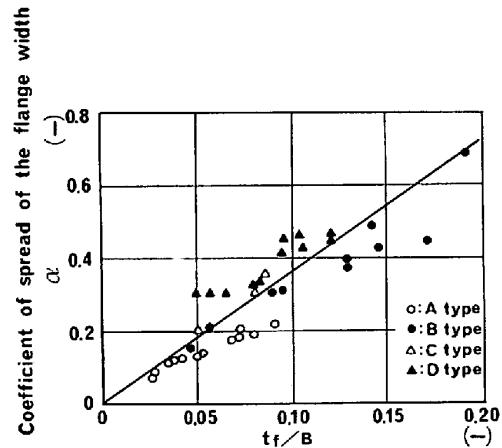
suffix 1 : 圧延入側, suffix 2 : 圧延出側

で表される。

一方ユニバーサルミルによるビームブランク圧延の場合、フランジ幅拡がりがH形鋼圧延の場合と異なる点は、ビームブランク圧延の場合パスごとの断面形状の変化が大きいため、Fig. 16 からわかるように前半パスほど幅拡がりが大きく、パスが進行するほど幅拡がり率は減少する。Fig. 17 に幅拡がり係数 α とフランジ板幅比 (t_f/B) の関係を示す。 α はビームブランクサイズに関係なく、ビームブランクフランジ厚と強い相関関係を持っている。 Fig. 18 に幅拡がり係数 β とウェブ内幅 B_w の関係を示す。 β はパスに関係なくほぼウェブ内幅つまりビームブランクサイズにより決まってくる。

3.3.2 噛み込み限界

ユニバーサルミルによる圧延の場合、垂直ロールがアイドルであることもあり、圧下バランス、トング形状な



Ratio of the thickness to the width of the flange

Fig. 17. Effect of the ratio (flange thickness/flange width) on the coefficient of the flange width ; α .

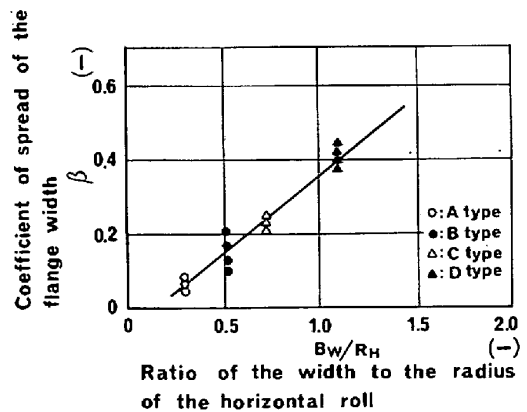


Fig. 18. Effect of the ratio (H-roll width/H-roll radius) on the coefficient of spread of the flange width ; β .

どにより噛み込み不良が発生することがある。

(1) トング長とウェブ、フランジ接触長の差

材料と水平ロールおよび垂直ロールの投影接触長をそれぞれ ld_w , ld_f とすれば、両者は近似的に次式で表せる。

$$ld_w = (R_H \times \Delta t_w)^{1/2}, \quad ld_f = (2 \times R_V \times \Delta t_f)^{1/2} \quad \dots\dots\dots(4), (5)$$

R_H : 水平ロール半径, Δt_w : ウェブ圧下量

R_V : 垂直ロール半径, Δt_f : フランジ圧下量

$ld_f > ld_w$ ならば、垂直ロールの噛み込みが水平ロールに先行し原理的に噛み込み不能となる。しかし材料先端のウェブ部にトングが形成されていれば噛み込みは改善される。Fig. 19 は、人工的に付設したトング長さ L_t と噛み込よ可能な圧下設定の関係をモデル実験により検討した結果である。この結果よりサイズ形状によらずほぼ次式であれば噛み込み可能である。また実験よりトング長推定式も得ている。

$$0.8 \times L_t \geq (ld_f - ld_w) \quad \dots\dots\dots(6)$$

(2) 水平ロールと材料間スリップによる噛み込み不良

(6)式を満足しても、圧下バランスによつては水平ロールと材料間スリップにより噛み込み不良が発生する場合がある。これは垂直ロールによるフランジ圧下が水平ロールに対して後方張力として働くため、フランジ圧下が過大となると水平ロールで引張りきれず材料と水平ロールがスリップするためと考えられる。一般にフランジ圧下量がウェブ圧下量にくらべ大きくなるほど噛み込みにくくまたウェブ厚が薄くなるほど噛み込みにくいことから縦軸にフランジ、ウェブおのおの変形仕事の比 $(A_f \times \phi_{t_f}) / (A_w \times \phi_{t_w})$ 、横軸にウェブ板厚比 (R_H / t_w) をとり、モデル実験により噛み込み性に対する両者の関

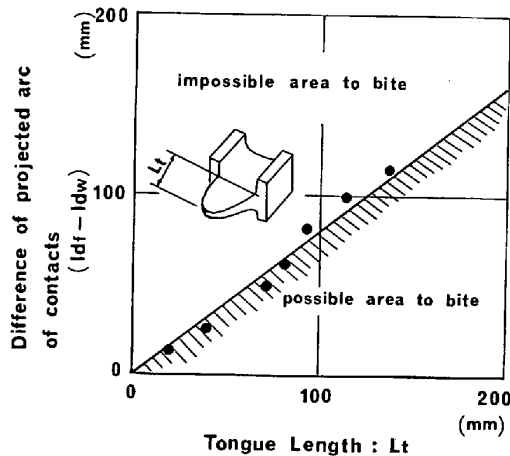


Fig. 19. Effect of the tongue length on bite in the universal roughing mill.

係を調査した結果を Fig. 20 に示す。図よりスリップによる噛み込み限界式として次式を得た。

$$\left(\frac{A_f \times \phi_{t_f}}{A_w \times \phi_{t_w}} \right) \leq 0.125 \times \left(\frac{R_H}{t_w} \right)^{2.5} \quad \dots\dots\dots(7)$$

A_f : 入側フランジ断面積 [mm²]

A_w : 入側ウェブ断面積 [mm²]

t_w : 入側ウェブ厚 [mm]

3.4 考察

以上のことを考慮し、現在大形工場で行っている圧延

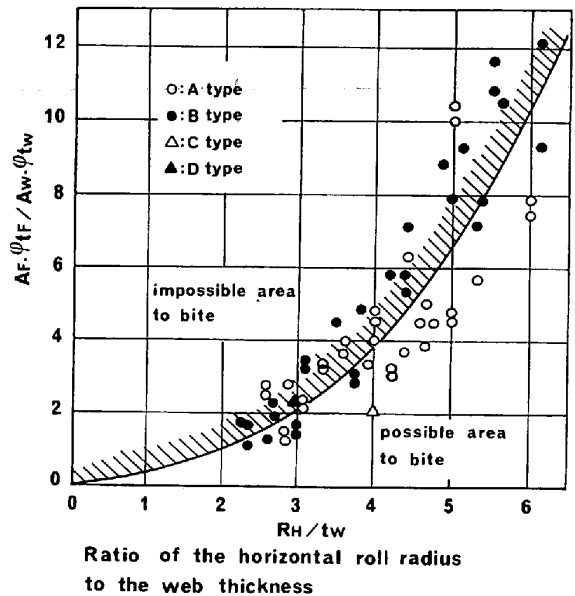


Fig. 20. Effect of the ratio (H-roll radius/web-thickness) on bite.

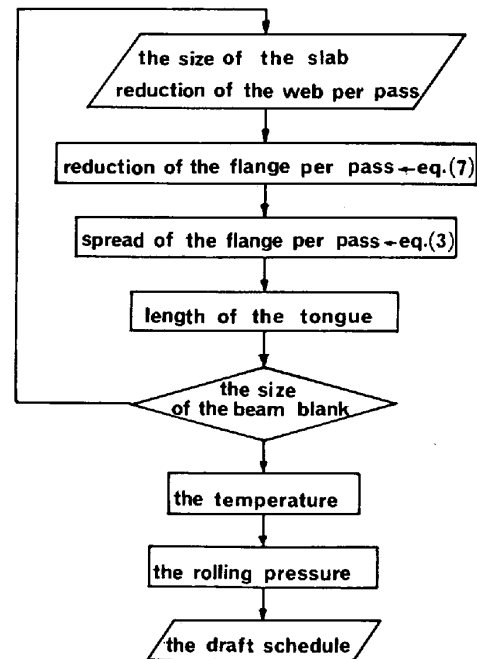


Fig. 21. Computer diagram for calculation of the draft schedule in rolling beam-blanks from slabs by universal roughing mill.

パススケジュール設定の基本的考え方を Fig. 21 に示す。またこの圧延法において、B、D で数パスの幅殺し圧延を実施し、前段粗形を造形することによりフランジ先端形状を整えておくことが望ましい。またミルバランスを考慮し、B、D である程度造形圧延しておく方法もある。

3.5 結論

ユニバーサルミルによるビームブランク成形時のフランジ幅拡がり及び噛み込み限界式を導くことにより所定のビームブランク圧延に必要なとされるスラブ寸法、ユニバーサルパススケジュールを Fig. 21 のフローで決定できる。これにより超大サイズ用ビームブランクを連続スラブより圧延することが可能となり、H形鋼連続比率が100% とすることができた。

以上の連続スラブからの H 形鋼製造プロセスを Fig. 22 にまとめる。適用範囲例は当社鹿島製鉄所大形工場の場合である。

4. 連続化による効果

素材の連続化により、Fig. 3 に示すように、機械的性質を低下させることなく素材内質、表面疵等の品質が向上するばかりでなく、鋼塊-分塊法にくらべ、分塊工程の省略、製品取り合わせの素材設計容易、ホットチャージが可能等による製造コストの大幅低減が可能となつた。

4.1 歩留りの向上

Table. 4 に当社大形工場における製鋼払い出しから製品オーダー振当までの通算歩留りの比較を示す。この表からわかるように、鋼塊-分塊法にくらべ、スラブ直圧法では9.0%以上の歩留りをはかることができる。

4.2 省エネルギー

Fig. 23, 24 にH形鋼圧延における燃料原単位低減を目的とした標準的工程と分塊-製品通算燃料原単位を示す。当社の標準工程である連続材のホットチャージは、分塊直送圧延に及ばないが、従来の冷片装入にくらべ、

	Ingot	Continuous casting slab			C.C.beam blank
Converter plants	Ingot	slab	slab H/C	slab	beam blank
Blooming mill	S.P. B.M. C/C	H/C	R.F. B.D.M. U.R.M. C/C	Large shape mill C/C	H/C
Large shape mill	R.F. B.D.M. U.M. H/C	R.F. B.D.M. U.M.	R.F. B.D.M. U.M. C/C	R.F. B.D.M. U.M. C/C	R.F. B.D.M. U.M.
Production size in Kasima		- H 400×400 - H 700×300 - H 600×200	(H 800×300) (H 900×300)		

() : 1981.7.1 hot-charge, one-heat

Fig. 22. The methods of rolling universal beams in Steel Works.

Table 3. Comparison of mechanical properties of H 600×200 rolled from c. c. slabs with rolled from ingots.

Steel			Chemical composition (wt %)					Mechanical property		
			C	Si	Mn	P	S	Y.P. _(kg/mm²)	T.S. _(kg/mm²)	EI. (%)
c.c slab	40 ^k	killed	0.12	0.20	0.72	0.022	0.012	33.6	46.0	28.4
	50 ^k	killed	0.18	0.42	1.42	0.022	0.003	40.0	56.6	28.1
Ingot	40 ^k	semi-killed	0.24	0.09	0.65	0.026	0.019	31.7	47.9	29.7
	50 ^k	semi-killed	0.16	0.37	1.34	0.031	0.020	38.5	55.9	30.4

Table 4. Comparison of yield in rolling large universal beams from c. c. slabs and ingots.

Material Yield	Ingots (semi-killed)	Continuous casting slabs	
		slab universal rollig.	slab direct rolling
Yield of blooming mill	90.5%	95.5% (Large shape mill)	95.8%
Yield of large shape mill	95.9%		
Total yield from ingot to shipping (or slab)	86.8%	91.8%	95.8%
Number of heating	2-heatings	2-heatings	1-heating

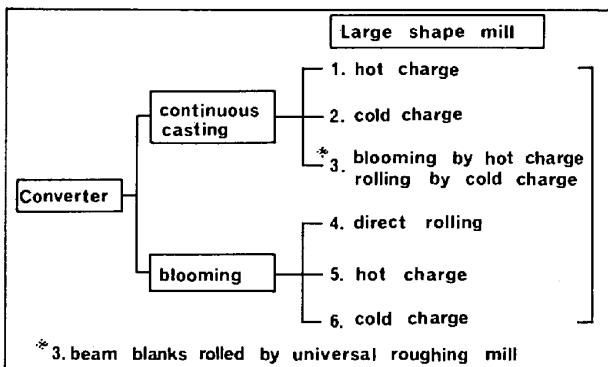


Fig. 23. Scheme of rolling universal beams in Steel Works.

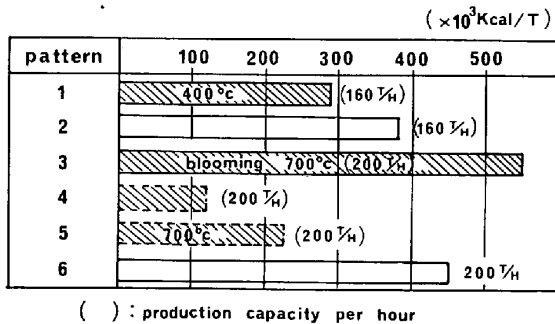


Fig. 24. Comparison of total energy consumption of Blooming Mill and Large Shape Mill in various patterns of rolling universal beams.

大きな省エネ効果をあげている。

5. 今後の課題

新圧延技術の開発により、H形鋼の圧延において連铸スラブの使用が可能となり、素材面の大幅合理化ができたが、今後の課題として次の項目があげられる。

(1) ホットチャージ比率の向上

工程省略などによる省エネルギー効果はあるが、ホットチャージの比率及び効率をあげるため、鋳込み計画から加熱炉装入、圧延までの一貫した工程管理の強化、また

温度低下防止対策としての保温ピット、汎用的運営のための保温ピットセンターの設置等があげられる。当社大形工場でも工場内に保温ピットを設置し、その効果をあげている。

(2) トップ、ボトム形状改善による歩留りの向上
スラブ直圧法では、幅方向の圧下が大きく、また1ヒートで製品まで圧延するため、材料のトップ、ボトムのクロップ切捨量が大きくなる。この問題を解決するため、スラブのトップ、ボトムを加熱後プレス等により予備成形し、圧延過程でのクロップ形状を改善し、歩留り向上をねらう必要がある。

(3) 超大サイズH形鋼の1ヒート化

ウェブ高さ1000mm以上のH形鋼については、B、Dロール胴長の関係で1ヒート化が困難であるため、大形工場ではビームブランクを製造し、再加熱後H形鋼に圧延する2ヒート法を実施せねばならない。これをさらに技術改善により1ヒート化し、歩留りの向上、省エネルギーをはかる必要がある。

6. 結 言

連铸スラブの幅殺し圧延を利用した2つの新圧延法；スラブ直圧法、ユニバーサル分塊法によりH形鋼をすべて連铸化することができ大幅な合理化が達成できた。

今後より新しい技術、設備、製造方式が開発され、ますます連铸化技術の向上がはかられるものと確信する。

文 献

- 1) 柳本左門：塑性と加工，2 (1961) 6, p. 37
- 2) 黒川知明，中山勝一，三沢隆信：昭和52年度塑性加工春季講演会講演論文集，p. 125
- 3) 嶋村直禮，中山勝一，越田 治：鉄と鋼，65 (1979) 11, S784
- 4) 嶋村直禮，林 千博，越田 治，草場芳昭：第71回塑性加工シンポジウム (1980), p. 32