

厚板ペアクロスミルにおける大圧下圧延技術

High Reduction Rolling Technology on Pair Cross Mill

西岡 潔⁽¹⁾
Kiyoshi
NISHIOKA

水谷 泰⁽²⁾
Yasushi
MIZUTANI

堀 裕 二⁽²⁾
Yuji HORI

児島 明彦⁽³⁾
Akihiko KOJIMA

小川 茂⁽⁴⁾
Shigeru
OGAWA

抄 録

新日本製鐵君津製鐵所厚板工場では、1991年に厚板としては世界で初めて仕上圧延機にペアクロス(PC)ミルを導入した。厚板における大圧下圧延の適用は、材質並びに生産性向上の観点から極めて重要な課題である。本圧延機の導入に基づく大圧下(高精度高効率)圧延技術の開発により、圧延形状、クラウンの高精度化はもとより、材質と生産性の飛躍的向上が可能となった。本稿では、大圧下圧延技術開発の背景である厚板の材質造り込み技術の発展と大圧下メタラジー開発の経緯を述べ、次いで圧延技術上の課題を解決するための最適圧延方式としてのペアクロスミルの選定、圧延機並びに制御システムの概要、形状制御の主幹となるクラウン、形状の理論モデルの内容を述べる。さらに、その理論モデルを具体的に取り込んだ新パススケジュール決定の考え方について述べ、最後にペアクロスミルの厚板への実機適用結果を紹介する。

Abstract

Nippon Steel introduced a pair cross (PC) mill to the finisher in the steel plate mill of Kimitsu Works in 1991 for the first time in the world. The adoption of a high reduction rolling for steel plates is a very important subject from the viewpoint of material quality and improvement in productivity. Due to development of the high reduction rolling technology for a high precision and a high efficiency through introducing the new rolling mill, not only the rolling profile and the crowning have been made highly precise but the material quality and the productivity have been made greatly improved. In this paper, described are details of the development of thermo-mechanical control technology for steel plates and of the development of high reduction metallurgy. Then, introduced are outlines of the choice of pair cross mill and its rolling mill and rolling operational system as the optimum rolling method to solve rolling technical problems, together with the contents of theoretical models for the rolling profile and the crowning which are the main factors for controlling the profile. Further, described are a new way of deciding a pass schedule into which the theoretical models have been concretely introduced, and lastly, those results of the actual application of the pair cross mill to steel plates are introduced.

1. 緒 言

近年、厚板の圧延技術は、板厚制御や板幅制御に関する基本技術において大きな進歩を見た。具体的には、前者については直近γ線、後者においては近接エッジアーの導入がその例としてあげられる¹⁻²⁾。これに対し、形状・クラウン制御の分野においては、ワークロールベンディングやワークロールシフトミルの導入等の進展は見られたものの³⁻⁵⁾、より一層の圧延能率の向上や再矯正率の低減、歩留向上が求められていた。すなわち、一般の厚板圧延においては、

形状制御能力の不足から、十分なクラウン精度、平坦度の確保が困難な状況にあり、特に仕上圧延後段での軽負荷形状調整パスが不可避であることから、圧延能率が著しく阻害される状況にあった。

一方、材質的な面では、1970年代後半以降の制御冷却技術の開発により、圧延における加工熱処理(Thermo-mechanical Control Process: TMCP)技術は大幅な進展を見た。新日本製鐵は、大圧下圧延メタラジーの活用によるTMCP技術の極限活用、すなわちより一層の材質の強靱化の可能性を明らかにして来た。しかしなが

⁽¹⁾ 君津製鐵所 厚板工場長(部長)

⁽²⁾ 君津製鐵所 厚板工場 マネージャー

千葉県君津市君津1番地 ☎ 299-11 ☎ (0439)50-2371

⁽³⁾ 君津技術研究部 主任研究員

⁽⁴⁾ プロセス技術研究所 圧延プロセス研究部

主幹研究員 工博

ら、上記の圧延形状制御上の制約から、実機における大圧下圧延の適用は困難な状況にあった。

本論文では、これらの圧延形状・クラウン制御上の問題点を解決し、高精度で高効率な圧延を実現するとともに、大圧下メタラジーに基づく材質の強靱化を可能とした厚板ベアクロスミルによる大圧下圧延技術の開発結果について報告する^{6,7)}。

2. 大圧下圧延技術開発の背景

2.1 厚板の材質造り込み技術の発展と制御圧延の限界

厚板に要求される基本材質は強度、低温靱性及び溶接性である。溶接性は鋼材の化学成分でほぼ決まるのに対して、強度と低温靱性は化学成分のみならず金属組織(結晶粒径及びパーライト、ベイナイト等の第二相の分率等)にも依存する。一般に、結晶粒径が微細なほど強度、低温靱性ともに向上し、低温で変態した第二相の分率が高いほど高強度となる。そのため、良好な強度と低温靱性を得るためには、厚板工場での加熱-圧延-加速冷却を最適化した金属組織の造り込みが重要である。

1960年代には熱間圧延が金属組織と材質の造り込みのために重要であることが認識されるようになった。Nb, V等の微量合金元素の活用法とともに厚板の組織・材質に及ぼす圧延温度の影響についての研究が盛んに行われ、“熱間圧延により金属組織を微細化して鋼を強靱化する”という制御圧延(Controlled Rolling: CR)の思想がほぼ確立された。

1970年代後半から制御圧延後の冷却速度を制御する水冷型加工熱処理(Thermo-mechanical Control Process: TMCP)が開発され、材質造り込み技術の主流として今日に至っている。TMCPの金属学的な特徴は、“制御圧延により導入された格子欠陥を多く含むオーステナイト(γ)組織を任意の冷却速度で所定の温度まで冷却することにより、微細で且つ高強度の金属組織を得る”ことである。厚板の結晶粒径は制御圧延により導入された歪み(格子欠陥)が大きいほど微細化し、且つ圧延後に加速冷却することにより更に微細化する傾向があるため、強度、低温靱性ともに制御圧延と加速冷却の条件に強く依存することになる。

図1に制御圧延における温度履歴と γ (オーステナイト)組織の変化の模式図を示す。圧延温度域は高温から順に、(1) γ の再結晶温度域、(2) γ の未再結晶温度域、(3) γ/α 相温度域の三つに分けられる。(1)では γ が圧延のパス毎に再結晶を繰り返すことにより順

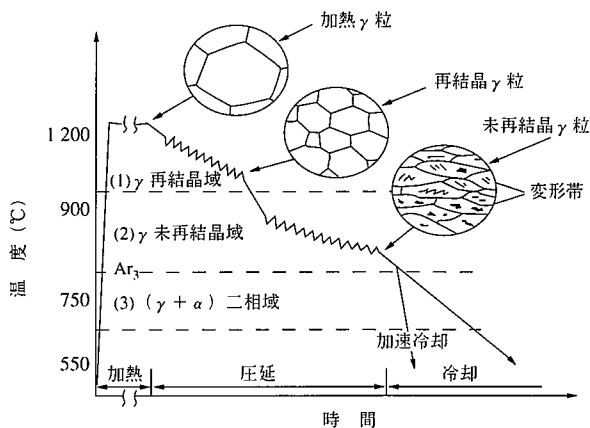


図1 制御圧延における温度履歴と組織変化(模式図)

次微細化する。(2)では γ が再結晶せずに伸長するため、単位体積あたりの結晶粒界の面積が増大する。このことは圧延後の α (フェライト組織)の核生成場所が増えることを意味し、結果として α 粒径が微細化する。また、この温度域での累積圧下量を増やせば、伸長した γ 粒内に変形帯を代表とする加工組織が生成し、新たな α の生成場所となる。これにより α 粒径は更に微細化する。(3)では(2)の効果に加えて、 α の加工硬化により強度が上昇するが、この温度域での圧下量が多すぎると材質異方性が生じ、靱性も劣化する場合がある。

これらの圧延温度域の中で結晶粒径の微細化に最も大きな影響を及ぼすのは(2)である。図2に0.1%C-0.3%Si-1.4%Mn鋼の α 粒径に及ぼす γ 未再結晶温度域での累積圧下量の影響を示す。このように、従来の制御圧延では(2)の温度域での累積圧下率(累積圧下量/制御圧延開始厚)を増加させることによる α 粒径の微細化が図られてきた。しかし、比較的板厚が厚い場合は取り得る累積圧下量が小さいため、この効果を楽しむことは難しい。また図2からわかるように、累積圧下率が60%程度になると α の微細化効果は飽和する傾向にあり、制御圧延による材質向上効果にも限界があった。このため限られた累積圧下量でも α 粒径をより微細化できる圧延技術の出現が望まれていた。

2.2 大圧下圧延メタラジーの開発

累積圧下量が同じでも α 粒径をより微細化できる圧延法として大圧下圧延メタラジーが開発された。図3はホットチャージ圧延実験で見出された結果である⁸⁾。真空溶解炉で溶製した0.05%C-1.55%Mn-0.045%Nb-Ti-B鋼を150kg鋼塊に鑄造後、900°Cまで温度が低下した時点で1200°Cの炉に挿入して1時間保持し、 γ の再結晶温度域で累積圧下率60%の圧延をした後に、 γ の未再結晶温度域での累積圧下率及び1パスあたりの圧下率(圧下量/入側板厚)を変化させたものである。これによると、従来の知見通り、 γ の未再結晶温度域での累積圧下率を75%から87%へ増加することにより降伏強度(YS)と靱性がやや改善される。注目すべきは、累積圧下率が87%と一定で1パスあたりの圧下率を10%から20%へ増加すると靱性が大幅に改善される点である。この場合のYSの若干の低下は γ 域でのNbの析出が進み、結果として析出強化量が低減したためと考えられ、靱性の大幅な向上は α の微細化によるものである。

1パスあたりの圧下率を上げることにより α 粒径を微細化する効果は、ホットチャージ圧延のみならず通常の再加熱圧延でも確認さ

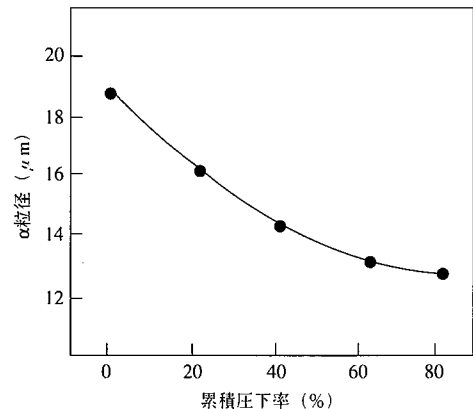


図2 α 粒径に及ぼす γ 未再結晶域での累積圧下率の影響(0.1C-0.3Si-1.4Mn)

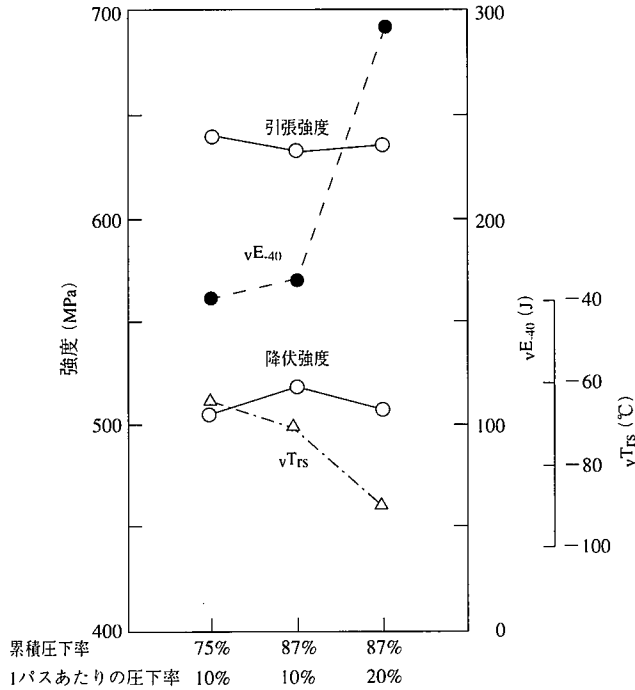


図3 機械的性質に及ぼす γ 未再結晶域圧延条件の影響

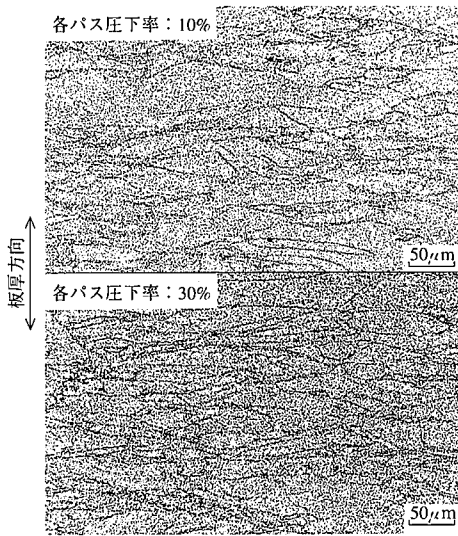


図4 加工 γ 組織に及ぼす γ 未再結晶域での各パス圧下率の影響 (0.05C-0.3Si-1.6Mn-0.04Nb-0.0011B)

れた⁹⁾。

1パスあたりの圧下率を増加させることにより α 組織が微細化し、厚板が強化する理由を解明するために加工フォーマスターを用いた基礎実験を行った。図4は0.05%C-0.3%Si-1.6%Mn-Nb-B鋼の850℃での累積圧下率を50%一定として、1パスあたりの圧下率を10%と30%に変化させた場合の加工直後の γ 組織を旧 γ 粒界に偏析したBを現出することにより観察できるようにしたものである。850℃は本鋼の未再結晶温度域であるため、 γ 粒は伸長しており、更に粒内部に変形帯が生成している様子がわかる。前述のように、 γ 粒界と変形帯はともに α の優先的な核生成場所であるが、明らかに1パスあたりの圧下率を30%に上げることでこれらの核生成

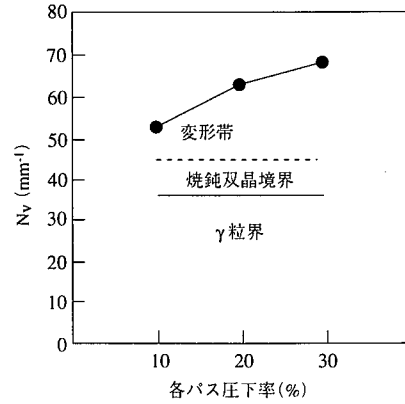


図5 複数パスで圧下率50%の圧延を実施する場合に各パス毎の圧下率が鋼の N_v (α 核生成場所密度)に及ぼす影響(1123K)

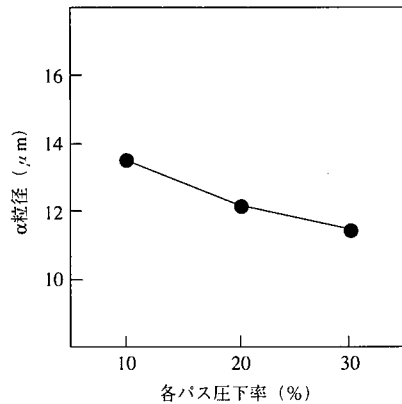


図6 α 粒径に及ぼす γ 未再結晶域での各パス圧下率の影響 (0.08C-0.2Si-1.4Mn-0.04Nb)

場所が増加することが分かる。

この核生成場所の密度を、板厚方向の単位長さあたりに存在する γ 粒界と変形帯の本数の和として測定した結果を図5に示す。これによると α の核生成場所は1パスあたりの圧下率の増加により明瞭に増加している。一般に、加工前の γ 粒径が同じであれば未再結晶温度域での加工後の γ 粒界面積は幾何学的に計算でき、1パスあたりの圧下率の影響を受けない。従って、図5の α の核生成場所の増加は粒内に生成する変形帯の増加によるものであると考えられる。図4に示した γ 組織を1℃/sで変態させた後の α 粒径を測定した結果を図6に示す。これらから、1パスあたりの圧下率の増加により変態後の α 粒径が微細化することが確認された。

以上の結果から、累積圧下率が一定の場合でも、1パスあたりの圧下率を上げることで γ 組織中の α 変態核生成場所が増加し、変態後の α 粒径を微細化できることが確認された。この大圧下圧延メタラジを活用することにより、図3に示したような厚板の強化が可能となった。

2.3 圧延技術上の問題点

(1) 幅方向板厚偏差(板クラウン)の低減

鋼板の板厚は一般に幅方向端部に近づくほど薄くなる。この厚み偏差を板クラウンあるいは単にクラウンと呼ぶ。板クラウンが大きい場合、板内の厚み偏差が増大し、厚み精度要求の厳しい用途に適合しない。また、厚み偏差(鋼板内の板厚差)の増大は、材料設計時に考慮すべき厚み余裕代の増大、すなわち、歩留低下につながる。近

年の厚み精度要求の厳格化に対応し、かつ、歩留向上による製造コスト削減を実現するためには、板クラウンの低減は極めて重要な課題であった。

(2) 軽圧下形状調整パスの撤廃

圧延の高効率化や材質向上を目的に圧下率の高い(大圧下)圧延を行うと、圧延反力の増大に伴い圧延ワークロール(WR)の撓み量が增大する。これに伴い、板クラウン(幅方向の板厚差)も増大するため、幅方向の伸び率差が拡大し(幅方向中心部と比較して端部の伸び率が大きくなる)、特に板厚の薄い領域では、圧延形状(平坦度)が悪化する。

これを回避し圧延形状を確保するために、従来の圧延方法では、まず、幅方向の伸び率差が圧延形状に影響を及ぼさない圧延の前半(上位パス：板厚の厚い領域)においては、圧延反力や圧延トルク等の圧延機の設定制約範囲内で最小のパス回数とする圧延(大圧下全負荷パス)を行い、次いで、幅方向の伸び率差が圧延形状に顕著に影響を及ぼす圧延の後半(下位パス～最終パス：板厚の薄い領域)においては、圧下率を抑制した圧延(軽圧下形状調整パス)を行う必要があった¹⁰⁾。その結果、圧延パス回数の増加に伴う生産性の低下を余儀なくされていた。リバースミルで圧延を行う厚板圧延では、圧延機台数によりパス回数定まる連続熱間圧延と異なり、パス回数の自由度が高い。この利点を生かし、生産性を向上させること、更には前項で述べた大圧下圧延によるメタラジカルな効果を楽しむためには、圧延後半における軽圧下形状調整パスの撤廃、すなわち、全パス大圧下圧延の実現が積年の課題であった。

3. 厚板ベアクロスミルによる大圧下圧延技術の開発

3.1 厚板における最適圧延方式の検討

上述のように、軽圧下形状調整パスを撤廃するには、圧下量、圧延幅、圧延反力に依存しない強力なクラウン形状制御能力が必要となる。そこで、既存厚板ミルからの改造で実現可能と想定される下記の圧延方式について、君津製鐵所厚板工場(以下君津厚板と略す)の仕上ミルへの導入を前提に検討を行った。

(1) ワークロールベンディング(WRB)

WR軸頸部に曲げ力(ロールベンディング力)を加え、圧延荷重によるロール撓みを補償しようとするものであり、改造費用は最も少ない。しかしながら、ロール軸頸部、軸受け部の強度によってロールベンディング力に大きな制約を受けるため、一般的には大きな制御能力を得ることが困難であり、他の制御手段と組み合わせて用いられることが多い。とくにロール胴長が長い厚板ミルの場合、ロールベンディングの効果が及ぶ範囲がロール胴端部に限られ、板幅の小さい圧延材に対する制御能力が著しく小さくなる問題がある。

(2) ワークロールシフト(WRS)

上下のWRを、ミルセンターに対して点对称の関係を保ちながら相互に軸方向にシフトすることにより、WRとバックアップロール(BUR)間の接触領域を変化させてWR撓みを制御するものである。この方式でWR撓みを有意に制御するためには、大きなシフトストロークが必要となるが、このようなロングストロークシフトを採用する場合、改造費が多くなる上、WRとBUR間に生じるヘルツ応力の上昇、ミル剛性の低下、通板性の悪化等の問題を克服しなくてはならない。

これらの問題を回避する有力な手段として、WRに三次曲線をベースとする非対称プロフィールを付与することで、ショートスト

ロークでも大きなクラウン形状制御が実現可能なCRS(Curved Roll Shift)ミルがある。しかしながら、全ての板幅に対してショートストロークで大きなクラウン形状制御能力を得るためには、WRに胴長方向に大きな径差を付与する必要があり、この場合、このロールカーブによってやはりロール間ヘルツ応力の問題が生じることになる。したがって、CRSミルを採用した場合でも、ロール間ヘルツ応力を許容範囲に抑制する現実的なロールカーブの範囲では、クラウン制御が可能な圧延幅に大きな制約を受けることになる。

(3) ベアクロス(PC)

上下のWR、およびBURを圧延方向に対してベアでクロスさせることにより、上下WR間の幅方向分布を変化させ、等価クラウン量の制御を行う。等価クラウン量は板幅bの二乗に比例し、厚板のように板幅が大きい(最大幅4500mm)圧延材に対しては、極めて大きなクラウン制御能力を容易に得ることができ、多種多様な圧延サイズ(厚、幅)への対応が可能になる。さらに、ベアクロスミルの場合、等価クラウン制御量は圧延中のロールプロフィール変化とは無関係に算定できるため、常に高精度なクラウン形状制御が可能となる。

以上の方案をベースに、君津厚板の仕上ミルにおける設備条件を前提として、①WRS+WRB、②CRSタイプのWRS、③ベアクロスの三つの形式の比較検討を行い、ベアクロスミルの採用を決定した(図7、表1)。

3.2 君津厚板ベアクロスミルの概要

3.2.1 ベアクロスミルの特徴

君津厚板は、1968年2月に稼動以来、仕上ミルの主改造として

表1 君津厚板仕上圧延機へのクラウン制御方式の採用可否

型式	WRB	CRS	PC
評価項目	ワークロールベンダー	カーブ状ロールシフト	ベアクロス
クラウン制御能力	×	○	○
圧延可能幅	○	×	○
ロール間ヘルツ応力	△	△	○
総合評価	採用不可	採用不可	採用

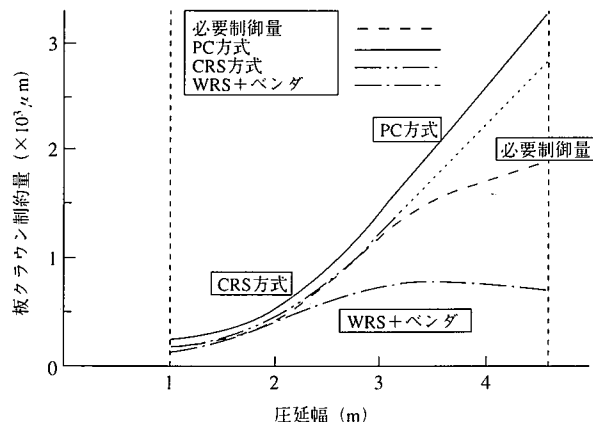


図7 圧延方式によるクラウン制御能力比較 (君津圧延への適用を前提)

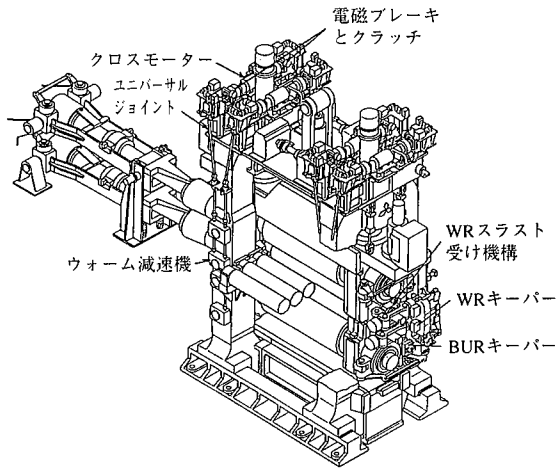


図8 君津厚板ベアクロス圧延機全体概要図

表2 厚板ベアクロス圧延機主要設備仕様

ミル形式	4段可逆式ベアクロスミル
圧延荷重	常用最大 7 000 tonf
圧延ロール	ワークロール : 径1 000mm×胴長4 724mm バックアップロール : 径2 000mm×胴長4 597mm
ミル駆動動力	容量 : 6 500kW×2機 定格トルク : 127t・m×2機
クロス駆動方式	電動スクリュー式 トップ/ボトム, ワークサイド/ドライブサイド トップ用 DC 22/44kW ボトム用 DC37/74kW
クロス角度	設定角度: 0°~1.0°/ロール 設定精度: 0.003° 設定速度: 0.092°/s

は、1978年の油圧AGC(Automatic Gage Control)設備導入、1981年のハウジング更新並びに1983年のミルモータ増強を経て、1991年本報告のベアクロス化改造に至った。仕上ベアクロス圧延機の全体概要図を図8に、主要設備仕様を表2にそれぞれ示す。厚板におけるベアクロスミル適用の特徴として以下の2点が挙げられる。

1) 広範囲な形状・クラウン制御能力

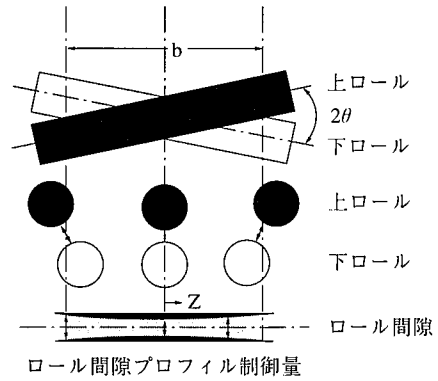
ベアクロスミルでは前述のように、ロールクロスによるクラウン制御量は図9¹¹⁾中の式に示すように板幅bの二乗に比例することから、厚板のように板幅が非常に大きい(最大幅4 500mm)圧延材に対して、クラウン制御範囲は極めて大きくなる。

2) 高効率圧延

ベアクロスミルではバス毎にクロス角度を適切に設定することにより、圧延荷重とは独立に圧延幅に応じた適正なクラウン・形状の制御が可能となる。これにより、従来の圧延下位バスにおける形状調整バス¹⁰⁾(クラウン・形状を確保するために圧延荷重を制限した軽圧下バス)を撤廃した全バス大圧下圧延が可能となる。特にリバースミルの厚板圧延ではバス回数の減少が可能となり、圧延能率の大幅な向上が可能となる。

3.2.2 制御システム全体構成

ベアクロスミルの制御システムでは、圧延材料温度、圧延荷重¹²⁾、板厚¹³⁾、板クラウン、クラウン比率変化及び圧延形状(急峻度)¹⁴⁾をプロセスコンピュータ内の各要素モデルにより予測し、各々が最適な値となるように、各バスの圧下量、クロス角度、WRB圧力等の設定



$$C_M = \frac{2}{D} Z^2 \cdot \tan^2 \theta$$

C_M : 等価板クラウン量
 D : ロール径
 Z : ロール胴長中心からの距離

- (1) ロール軸方向に放物線状に開口
- (2) クロス角、板幅の二乗に比例して増大

図9 ロールクロスによるクラウン制御効果¹¹⁾

を行う。更に、実圧延後、温度、荷重、板厚、板クラウンの実績を学習することにより、モデル予測値の修正を行い、高精度な形状制御圧延を実現している¹⁵⁾。

ベアクロスミル制御のためのシステムの全体機能構成を図10に示す。プロセスコンピュータの機能は主として以下の四つに大別される。

- 1) バススケジュール計算: 圧延前の段階で各バスの出側板厚、板クラウン、クロス角及び圧延温度条件等のスケジュール全体を決定する。
- 2) ロールプロフィール推定計算: 時系列的に変化するロールの磨耗・サーマルプロフィールの推定計算を行う。
- 3) 適応制御計算: 圧延鋼板の荷重・温度等の実績値を収集し、予測値に対して修正を加え、バス進行とともに次バスの設定計算を行う。
- 4) 板厚学習計算: γ 線厚み計による実績出側板厚が計測された時点で、板厚、板クラウンの予測値に対して修正計算を行い、次バス以降に反映させる。

更に、板内での板厚制御及び形状制御については、仕上DDC(Direct Digital Control)による絶対値AGC(狙い厚AGC)及びWRB制御によってダイナミックに制御できる構成とした。

3.3 厚板大圧下圧延技術の開発

3.3.1 形状・クラウンの理論解析モデル

ベアクロスミルの最大の特徴はクラウンを独立に制御して圧延形状をフラットにすることで、その機能を最大限に発揮させるためには圧延材のクラウン・形状を高精度で推定する必要がある。新システムにおける形状制御の基本となるクラウン関連の理論要素モデルの考え方を以下に述べる。

1) 出側板クラウン計算式

圧延機出側の板クラウンは、圧延機の変形特性と圧延材の変形特性とによって決定されるが、これらに關係するすべての要因を考慮して出側板クラウンを計算するには一般に大規模な数値計算が必要

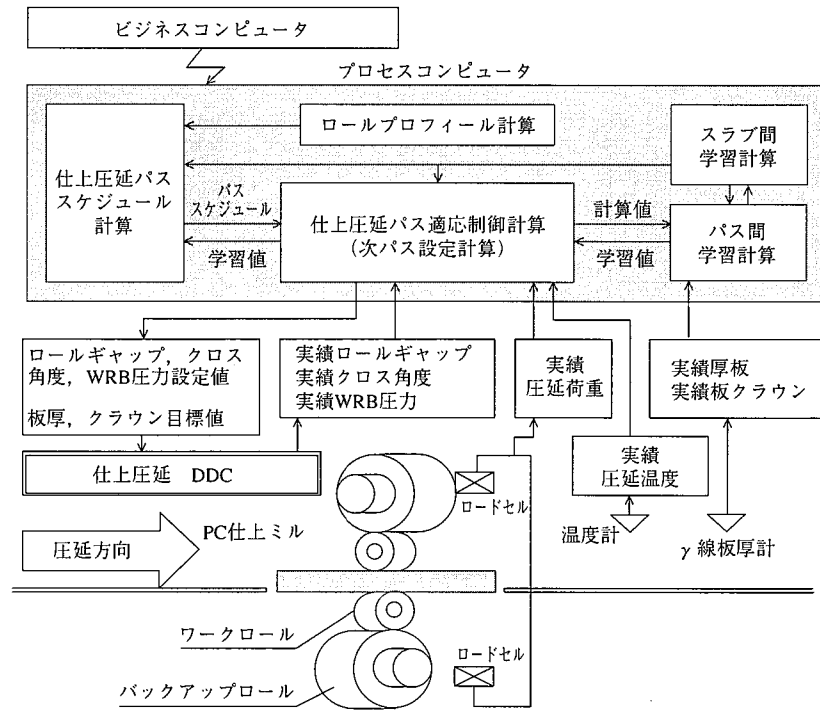


図10 仕上圧延制御システム全体機能構成

となる。このような研究は早くからなされ^{16,17)}、オフラインでの出側板クラウン計算手法にある程度確立されている^{18,19)}。しかしながら実操業で圧延機の設定及び制御を行う場合、計算時間及び計算機容量の点でこれらの数値解析手法をそのまま用いることは現在のところ不可能である。

そこで、君津厚板ベアクロスミルにおいては、圧延荷重分布が幅方向に均一荷重であるとの前提条件で実現される等価板クラウン量(以下メカニカル板クラウン C_M と記す)の計算モデルを主体とする簡易モデル¹⁵⁾を採用した。

一般的に、圧延荷重の板幅方向分布は均一ではないが、この簡易モデルでは、この圧延荷重の不均一さをメカニカル板クラウン C_M と入側板クラウン C_{IN}^{FLAT} との不整合によって考慮し、出側の板クラウン C_{OUT} を次式によって求めている。

$$C_{OUT} = (1 - \eta) C_M + \eta (1 - \gamma) C_{IN}^{FLAT} \dots (1)$$

ここで、 γ は圧下率(圧下量/入側板厚)、 η はクラウン比率遺伝係数^{14,19)}と呼ばれるパラメータであり、板厚、板幅、及びロール直径等の関数として計算される。また、 C_{IN}^{FLAT} は入側板形状(伸び歪差) $\Delta \epsilon_{IN}$ を考慮して入側板厚 H_{IN} を介して形状フラット換算した入側板クラウンであり、次式で定義される。

$$C_{IN}^{FLAT} = C_{IN} - H_{IN} \Delta \epsilon_{IN} \dots (2)$$

ここで C_{IN} は入側の板クラウンである。

次にメカニカル板クラウンの計算であるが、圧延荷重の幅方向均一分布を仮定しても、4段圧延機の場合はロール変形計算そのものが不静定問題であり、一般には分割モデル等の数値解析手法を用いて計算することになる。これに対して、君津厚板ベアクロスミルにおいては、WRとBUR間の荷重分布を一樣として得られる単純撓みと荷重分布の変化により、WRの生じる撓み変化を重ね合わせることで実圧延状態のWRたわみ量を求める簡易型のオンラインモデルを採用した。

ロール間荷重分布を外力(圧延荷重及びWRB荷重)との平衡条件を満足する幅方向座標の一次式以下の成分のみと仮定した架空の力学状態(単純撓み状態)と、単純撓み状態で生じるWR撓み及びBUR撓みとの不適合を解消するように実圧延状態で重畳される荷重分布変化を二次式と仮定し、これによってWRに生じる撓み変化をWR~BUR間ギャップ分布がWR撓みに与える影響係数を介して計算し、重ね合わせる手法で次のようなメカニカル板クラウン量 C_M を表現する簡易式が導かれる。

$$\frac{C_M}{2} = C_W - C_{RW} - \alpha_W (C_W + C_{RW} - C_B + C_{RB}) + C_F \dots (3)$$

ここで、 C_W 、 C_B はそれぞれ単純撓み状態におけるWR、BURの軸心変形量、 C_{RW} 、 C_{RB} はWR、BURそれぞれのロールの板センタとクラウン定義点とのイニシャル半径差(磨耗、サーマルを含む)、 C_F はWR偏平によるクラウン量、及び α_W ²⁰⁾は単純撓み状態におけるロール間ギャップによる補正項である。

単純撓み状態におけるWRの軸心変形量 C_W 、BURの軸心撓み量 C_B は、圧延荷重 P 及び、WRB荷重 F の外力が直接影響することから、(4)、(5)式に示す、 P 、 F の線形式で表現できる。

$$C_W = P_{CW} \cdot P + F_{CW} \cdot F \dots (4)$$

$$C_B = P_{CB} \cdot P + F_{CB} \cdot F \dots (5)$$

更に、WRの偏平の均一荷重クラウンに対する寄与項 C_F は、板センタとクラウン定義点との偏平差によって次式に簡易化したものを採用した。

$$C_F = P_{CF} \cdot P \dots (6)$$

但し、 P_{CW} 、 F_{CW} 、 P_{CB} 、 F_{CB} 、 P_{CF} はロールの物性値及び設備定数から決まる影響係数である。

(3)式に(4)式、(5)式及び(6)式を代入して P 、 F について整理すると、

$$C_M = \{2(1-\alpha_w)P_{CW} + 2\alpha_w P_{CB} + 2P_{CF}\}P + \{2(1-\alpha_w)F_{CW} + 2\alpha_w F_{CB}\}F - 2(1+\alpha_w)C_{RW} - 2\alpha_w C_{RB} \dots (7)$$

となる。(7)式の第一項の圧延荷重にかかる係数を P_M 、第二項のWRB荷重にかかる係数を F_M 、及び第三項以上を E_M として表記すると、

$$C_M = P_M \cdot P + F_M \cdot F + E_M \dots (8)$$

となり P 、 F の線形結合式で推定計算できる。

更に、クロス角によって形成される幾何的なクラウン量 K_{CROSS} 補正項 $K_1 \sim K_9$ 、学習項 C_{OFFSET} を追加して以下のモデル式とした。

$$C_M = \{P_M(K_1b + K_2) + K_3\} \cdot P + \{F_M(K_4b + K_5) + K_6\} \cdot F - 2K_7(1-\alpha_w)C_{RW} - 2K_8\alpha_w C_{RB} + K_9 + C_{OFFSET} + 2K_{CROSS} \dots (9)$$

2) 板形状モデル

板形状は伸び歪差 $\Delta \epsilon$ あるいは急峻度(波高さ/波ピッチ) λ で表され、波形状を正弦曲線と仮定すると図11に示すように $\Delta \epsilon$ と λ の間には(10)式²¹⁾が成立する。

$$\Delta \epsilon = \left[\frac{\pi}{2}\right]^2 \lambda^2 \dots (10)$$

一方、出側板形状 $\Delta \epsilon_{OUT}$ はクラウン比率変化から形状変化係数 ξ ^{14,22)}を用いて(11)式で表される。

$$\Delta \epsilon_{OUT} = \xi \left[\frac{C_{OUT}}{H_{OUT}} - \frac{C_{IN}^{FLAT}}{H_{IN}} - \delta \right] \dots (11)$$

ここで、 H_{OUT} は出側板厚、 δ は圧延材料の幅方向広がりによる影響を考慮したクラウン比率変化の補正項として設けた。

このベアクロスミルでは、原則として全パスとも形状フラット($\Delta \epsilon_{IN} = \Delta \epsilon_{OUT} = 0$)を目標とする、いわゆる“クラウン比率一定圧延法”²³⁾の実現を目標としている。そのため、パススケジュール計算時において(1)、(11)式を用いて形状を確保する上で必要とされる C_M を決定する。(1)、(11)式において $\Delta \epsilon_{IN}$ 、 $\Delta \epsilon_{OUT}$ をともに0として整理すると、

$$C_M = \frac{1}{1-\eta} \left\{ C_{OUT} - \eta H_{OUT} \left(\frac{C_{IN}}{C_{OUT}} \right) \right\} = C_{OUT} - \frac{\eta}{1-\mu} H_{OUT} \delta \dots (12)$$

より、 η 及び δ を与えることで、目標とする出側板厚 H_{OUT} 及びクラウン C_{OUT} によって C_M を決定できる。

3.3.2 パススケジュール計算

厚板圧延における各パスの圧下量の配分(圧下配合)を決定するにあたり、連続熱間圧延ミルと異なる最大のポイントはパス回数の自由度が大きい点である。その中で、圧延荷重、圧延トルク等の圧延負荷が設備許容最大値を越えない制約条件下で、圧延形状(平坦度)が良好であることを満足する最小パス回数の圧下スケジュールを決定すること^{24,25)}が要求される。

このためには、形状を良好とするクラウン比率一定圧延を厳密に実現するように、板クラウンを最適値としながら圧延を進めなければ

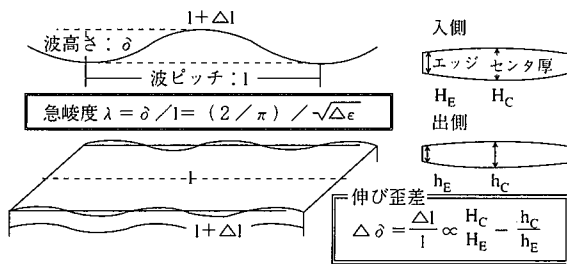


図11 プレートクラウンと平坦度(急峻度)

ばならない。従来の圧延機のようにクラウン制御を圧延荷重のみによって行う場合、ロールプロフィール、材料温度等種々の要因によりパススケジュールの最適解が大幅に変化することになり、スケジュール後半の圧下率の選択に極めて厳しい制約を受けることとなる。

本報告のベアクロスミルでは、従来の荷重依存型のクラウン制御方法とは全く異なり、板厚、板幅、圧延荷重とは独立にクラウン制御が可能となる。このベアクロスミルの利点を最大限に活用するために、圧下配分と同時にクロス角スケジュールを決定して“パス回数最小(大圧下)かつクラウン比率一定圧延”を満足するパススケジュールを作成する全く新しいロジックを構築した。

新パススケジュール計算の特徴は、従来の上位パスでの“全負荷大圧下圧延”+下位パスでの“軽圧下形状調整”の二分化した思想²⁵⁾を棄却し、全パスとも“形状を考慮した全負荷大圧下”を基本思想とする点である。すなわち、形状変化係数 ξ を用いて、板厚の厚い領域ではクラウン比率変化に対して形状変化が鈍感であるとし、逆に板厚の薄い領域では敏感であるとする点で、一貫したロジックの元で連続する圧下配分を実現させた。図12にベアクロス化によるパス回数削減の概念図を示す。従来では形状確保のために不可欠であった下位パスの圧延荷重制約を撤廃することにより、圧下量を増大させ、パス数を削減することが可能となった。

本パススケジュール計算においては、最終狙い厚及び狙い板クラウンより順次上位パスに向かって積み上げ計算することで、各パスの圧下量とクロス角を同時に決定する。このときの1パス分の圧下量及びクロス角の決定方法の概要を図13に示す。(11)式に示したように、出側の板厚及び板クラウンが既知であれば、クラウン比率一定圧延から必然的に入側のクラウン比率の目標値が決定され、次いで(12)式によって当パスで必要とするメカニカル板クラウン量が決定される。この時、クラウン比率の変化に対して形状が乱れない範囲が存在し、形状から許容されるメカニカル板クラウン量の制約範囲が推定でき、最大、最小、狙い値をそれぞれ、 C_{KMAX} 、 C_{KMIN} 、 C_{KAIM} と表記する。

一方、圧延負荷限界内での圧延荷重とクロス角度の稼働制約範囲からの設備的に実現可能なメカニカル板クラウン量の範囲は(12)式によって計算され、最大値及び最小値を C_{HMAX} 、 C_{HMIN} で表記する。上記の形状制約、設備制約の両方を満たすメカニカル板クラウン量の範囲が決定され、この範囲内で作業上の最適な圧延荷重、クロス角度が自由に探索できる。厚板圧延における作業上の最適解はいうまでもなく形状を確保した大圧下圧延を指向することであり、本ベアクロスミルではクロス角度によるクラウンの制御範囲が極めて広いために、ほとんどの場合において狙い形状フラット(C_{KAIM})かつ圧延荷重最大となる探索値に決定することができる。こうして、1パス分の圧下量(圧延荷重)とクロス角を繰返し下位パスから

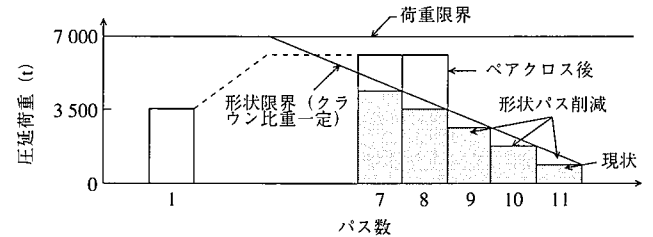


図12 ベアクロス化によるパス回数削減の概念図

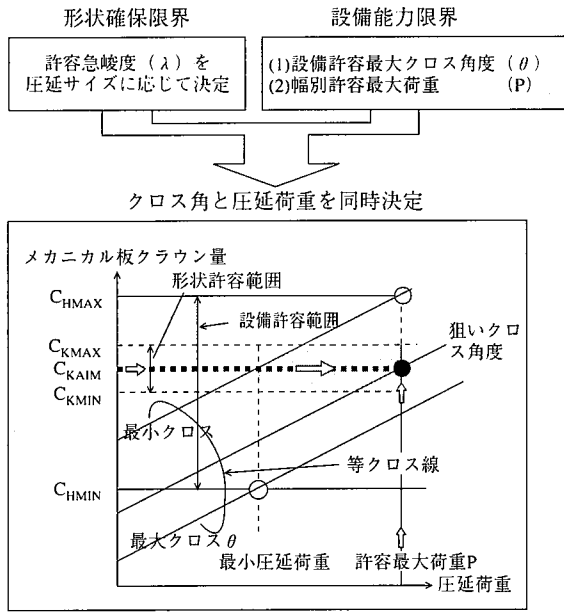


図13 各パスの圧下量とクロス角の決定方法

計算して、全パス分の圧下量及びクロス角度のスケジュールが決定できる。

3.3.3 ロールプロフィール推定計算

ロールプロフィールを支配する要素は、(1)サーマルクラウン²⁶⁾(熱膨張)と(2)磨耗によるクラウンの二つである。このうち特にサーマルクラウンを精度良く求めることが重要であるが、オンラインでの計算負荷の問題からある程度簡易化した伝熱モデルの導入が必要である。従来、簡易化を指向するあまり、半径方向温度分布を均一と仮定した幅方向の一次元モデルを用いていたが、これはロール表面温度に熱流束が律速される物理現象を正確に表現し得ない。そこで、本報告の新システムでは浜渦ら²⁷⁾によって開発された少ないパラメータで半径方向の温度分布を内挿関数近似した簡易二次元FEMモデルを採用した。一方、ロール磨耗モデルについては、従来の知見により圧延線荷重と圧延累積長から推定する式を用いた。

3.3.4 適応・板厚学習制御

制御システムを構成する各要素モデルには、材料特性の推定誤差、温度予測誤差、モデル簡略化による絶対精度誤差等の誤差が不可避的に含まれている。これらの誤差を、実際に圧延しながら各種センサーによって収集した実績値より把握し、設定制御量の修正とモデル係数の学習を行う機能を受け持つのが適応制御計算並びに学習計算である。

適応・学習制御は実施するタイミングによって、(1)パスメタルオフ毎に、前パスの圧延荷重、温度等を用いて次パスのロールギャップ、クロス角等の設定修正制御を行うパス間適応制御、(2)γ線板厚計により行う板厚、クラウン学習制御、(3)1スラブ終了時にモデル自体に修正を加えて次スラブ以降の設定精度を向上させるスラブ間学習制御がある。このうち、板厚学習においてはミルストレッチモデルが重要な役割を持つ。採用したミルストレッチモデルでは、実測して得られるキスロール状態のミル伸び量(鋼板なしで上下ロールを接触(キス)させ、締め込んだ状態で測定させる油柱位置変動量)に、先に述べたロールの変形量とBURショックの油膜補正を加えたモデル式とした。更に、板厚学習方法として、取束・

安定性に優れた逐次型最小自乗法を採用し、オンラインで精度改善が可能な構成とした。

3.3.5 板内形状制御

プロセスコンピュータによる設定精度向上に加え、圧延の長手方向全体にわたる形状の安定化が実際の圧延では重要となる。圧延荷重の予測誤差、板内でのばらつきの低減を目的としてDDCによるパス内WRB制御²⁸⁾を導入した。WRBの特徴は、クロス角によるパス間制御に対し、メタルイン中の実績状況に応じてメカニカル板クラウンを随時調整できる点にある。今回、ベアクロスによる強力なクラウン制御に加えて、板内形状の微調整をWRBに機能分担させる制御構成とした。

4. 実用化成果

仕上圧延機のベアクロス化により、大圧下(高精度高効率)圧延が可能となった。大圧下による大幅な材質の改善と生産性の向上が実現するとともに、圧延制御の高精度化に伴う板クラウンの低減と圧延形状の改善に大きな成果を得た。

(1)大圧下圧延適用による材質改善効果

大圧下圧延の適用により、種々の材質改善が可能となり、新商品の開発や省合金、省プロセス、あるいは製造の安定化が可能となった。

一例として、X80級耐サワーラインパイプ用鋼(0.05%C-0.25%Si-1.3%Mn-Cr-Mo-Nb-Ti-Ca鋼)の強度-靱性バランスに及ぼす大圧下圧延の効果を図14に示す。各パス圧下率20%の大圧下圧延を適用することにより、X80級ラインパイプとして十分な強度と低温靱性が達成でき、実用化が可能となった。

(2)大圧下圧延(パス回数削減)による生産性の向上

図15に圧延パス回数の削減例を示す。ベアクロスの強力なクラウン制御能力を活かし、板厚(圧延荷重)とクラウンを独立に制御することにより、従来の軽圧下形状パスの撤廃が可能となった。また、仕上圧延最終段階における圧延温度の極端な低下の回避も圧延の安定化に寄与することになった。

(3)板クラウンの低減

図16に板幅別にみた板クラウンの改善状況を示す。板幅、圧延荷重とは独立なクラウン制御が可能となったことから、全板幅領域にわたって均一な板クラウンの造り込みを実現した。

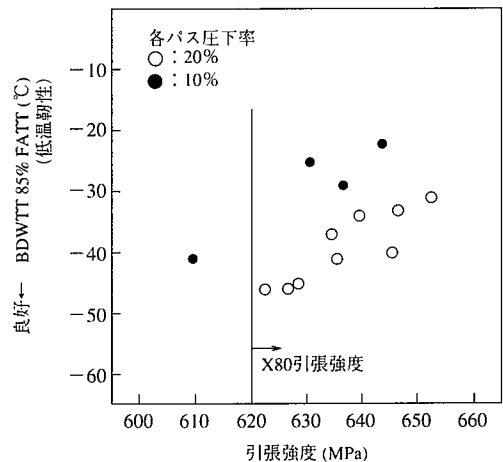


図14 強度-靱性バランスに及ぼす大圧下圧延の効果 (X80級耐サワーラインパイプ用鋼)

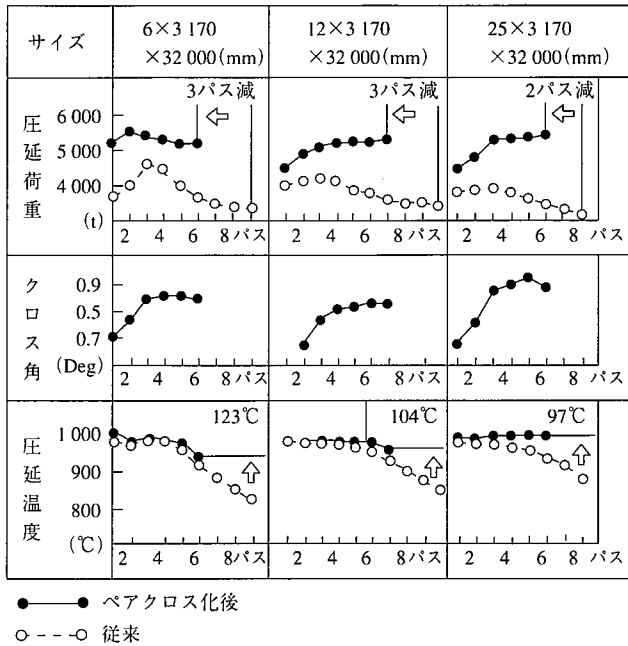


図15 ベアクロス化後の大圧下パススケジュール例

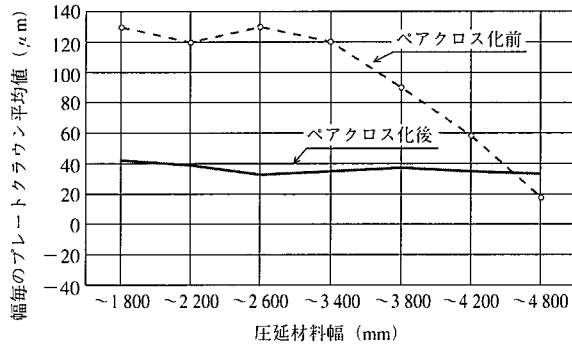


図16 板幅別クラウンの改善状況

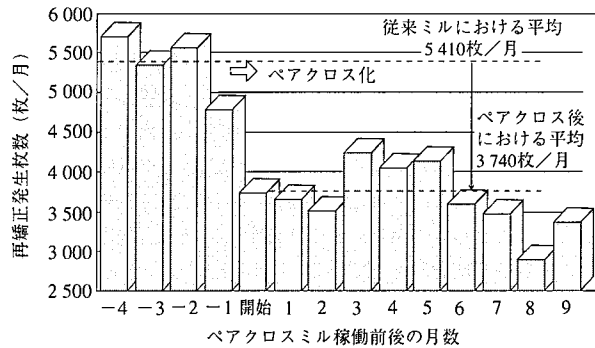


図17 圧延形状の改善状況

(4) 圧延形状の改善

図17に圧延形状の改善状況を示す。先に述べた形状・クラウン制御理論を具現化する圧延制御システムを構築、適用することにより、再矯正発生率の大幅な低減を果たした。しかしながら、特に板厚6mm以下の薄手領域については、真に安定した圧延形状を確保できるに至っておらず、各要素モデルのさらなる精度向上が今後の課題である。

5. 結 言

新日本製鐵君津製鐵所において世界で初めて厚板に導入したベアクロスミルは、大圧下(高精度高効率)圧延の実現を通じて、材質、生産性、歩留、品質の飛躍的向上に寄与している。このベアクロスミルにおける大圧下圧延技術の開発について、背景となる大圧下圧延メタラジの開発、並びに圧延制御技術の開発内容を紹介した。

本開発は、生産技術面における顕著な発展への寄与に対する業績を認められ、1996年度“大河内記念生産賞”を受賞した。

参考文献

- 1) 片山 三郎, 山崎順次郎, 馬場和史, 岡村勇, 小川隆生, 井上正敏: 鉄と鋼, 73 (4), 512 (1987)
- 2) 田添信広: 鉄と鋼, 81 (4), 335 (1995)
- 3) 森舜二, 中島浩衛, 塚本顕彦, 森本磨礎雄, 日野裕之, 中沢吉: 第33回塑性加工連合講演会前刷, No. 320, 1982, p. 419
- 4) 河野輝雄, 布川剛, 山本和也, 平松照雄, 本代基: 鉄と鋼, 67(4), S347(1981)
- 5) 川並高雄, 松本絃美: 鉄と鋼, 69 (3), 348(1983)
- 6) 西岡潔, 堀裕二, 水谷泰, 小川茂: 圧延理論部会第100回シンポジウム英文版, 1994
- 7) Hori, Y., Nishioka, K., Ogawa, S., Mizutani, Y.: METEC94, 6th International Rolling Conference on Flat Plate, 1994
- 8) 村田正彦, 西岡潔, 為広博: 鉄と鋼, 74, 1454(1988)
- 9) Kojima, A., Watanabe, Y., Terada, Y., Yoshie, A., Tamehiro, H.: ISIJ International, 36, 603(1996)
- 10) 湖海克明, 加古幸博, 阿高松男, 中島浩衛: 塑性と加工, 25, 981(1984)
- 11) 中野恒夫, 大園隆一, 荒谷博史, 塚本顕彦, 森本和夫: 三菱重工技報, 29, 1 (1992)
- 12) 八田夏夫, 小門純一: 塑性と加工, 21 (228), 59(1987)
- 13) 大力修, 間淵秀里, 出川一郎, 中村秀夫: 製鉄研究, (326), 70(1987)
- 14) 升田貞和, 平沢猛志, 市之瀬弘之, 平部謙二, 小川幸文, 鎌田正誠: 鉄と鋼, 67 (15), 2433(1981)
- 15) 小川茂, 浜渦修一, 菊間敏夫: 塑性と加工, 25 (286), 1034(1984)
- 16) Stone, M.D., Gray, R.: Iron Steel Engineer, (Aug. 1965), 73
- 17) 塩崎宏行: 塑性と加工, 9(88) 315(1968)
- 18) Shohet, K.N., Townsend, N.A.: Journal of the Iron and Steel Institute, 206, 1088 (1968)
- 19) 中島浩衛, 松本絃美, 菊間敏夫, 増田一郎: 製鉄研究, (299), 92(1979)
- 20) 中島浩衛, 松本絃美: 第21回塑性加工連合講演会論文集, 1970, p. 159
- 21) Pearson, W.K.J.: Journal of Institute of Metals, 93, 169(1964)
- 22) Shohet, K.N., Townsend, N.A.: Journal of the Iron and Steel Institute, 209, 769-775(1971)
- 23) 横井玉雄, 美坂佳助: 塑性と加工, 16, 322(1975)
- 24) 岡本豊彦, 美坂佳助, 横井玉雄: 住友金属, 27, 322(1975)
- 25) 湖海克明, 加古幸博, 阿高松男, 菊間敏夫, 小池充, 中島浩衛: 塑性と加工, 25 (284), 813(1984)
- 26) 松本絃美, 菊間敏夫, 中島浩衛: 第29回塑性加工連合講演会論文集, 1978, p. 139
- 27) 浜渦修一, 松本絃美: 昭和58年度塑性加工春季講演会論文集, 1983, p. 301
- 28) Parke, D. M., Baker, J. L.L.: Iron and Steel Engineer, (Dec. 1972) 83-88