

鑄造および圧延工程を支える生産技術の基礎*

石川 宣仁**

Fundamental Manufacturing Technologies on Casting and Rolling Processes*

Nobuhito Ishikawa**

Keywords: aluminum alloys, casting, hot rolling, cold rolling

1. はじめに

日本においてアルミニウムが工業用素材として本格的に利用され始めたのは1959年アルミサッシの登場からであり、Table 1に示す各種金属の物性値比較および次節に述べるようなアルミニウムの材料特性から様々な分野へ用途が拡大した。アルミニウムの年間総需要は2008年リーマンショックの影響で一時落ち込んだがV字回復後は約400万トンで推移しており、その内、圧延製品(板類)の重要は約115万トンで飲料缶を始めとする食料品への需要が多い¹⁾。

さて、アルミニウム圧延に関する技術の多くは鉄鋼に学んできているがアルミニウムならではの技術もある。また、健全な圧延スラブを準備する前段工程については鉄鋼との違いが大きい。そこで、溶解、溶湯処理および鑄造工程に関する生産技術の基礎を概説した後、圧延工程の品質管理技術である板厚制御、クラウン・形状制御、板温度制御および板表面制御技術について説明を行い、伝承すべき生産技術の基礎を書き留めた。

2. アルミニウムの特徴と用途

アルミニウムは合金化と熱処理を施して加工することにより機械的性質および材料化学的特性が向上する。これらの材料的長所を活かして様々な用途に使われる。

2.1 アルミニウム合金の種類と強化機構

Fig. 1に示すようにアルミニウム合金は非熱処理型

合金と熱処理型合金に大別され、前者には純Al系合金(1000系)、Al-Mn系合金(3000系)、Al-Si系合金(4000系)、Al-Mg系合金(5000系)があり、後者にはAl-Cu系合金(2000系)、Al-Mg-Si系合金(6000系)、Al-Zn-Mg系合金(7000系)が属する。

非熱処理型合金の強化機構には、添加した溶質元素を固溶させ溶質濃度を増加させて強化する固溶強化と加工や変形によって強化させる加工硬化がある。Fig. 2に示す製造条件の違いにより加工硬化や回復・再結晶の度合いが異なり、Table 2に示すH1n~H4n調質に質別分類される。

一方、熱処理型合金では、溶体化および焼入れ処理により過飽和固溶体を作り、その後、時効処理により析出過程を経て強度を向上させる析出強化である。また、自然時効あるいは人工時効などの熱処理の仕方によりTX調質がある。

2.2 アルミニウムの特徴と用途

アルミニウムおよびアルミニウム合金には以下に述べる材料特性があり、Fig. 3に示すような代表的用途がある。

- (1) 軽く、強い：アルミニウムの比重は鉄や鋼の約3分の1で、引張強度は最高600N/mm²である。航空機・自動車・鉄道車両・船舶などの輸送分野、過給機・遠心分離機などの高速回転体、橋梁・高欄などの建築物に使用されている。
- (2) 耐食性がよい：アルミニウムは緻密で安定な酸化膜を生成し腐食を防止する。建築物、自動車、船舶、海洋開発に使用されている。

* 本稿は、塑性加工学会、第144回塑性加工学講座「圧延加工の基礎と応用」、(2016)83-101、から転載したものである。

This report is reprinted from the lecture note of The Japan Society for Technology of Plasticity, 144th course of Process Science on Plastic Working 'Fundamentals and Applications of Rolling Process', (2016) 83-101.

** (株)UACJ 技術開発研究所 第三研究部

No.3 Department, Research & Development Division, UACJ Corporation

Table 1 Comparison of the physical properties ²⁾.

Item	Unit	Aluminum				Iron			Copper	
		Pure aluminum	1060-H18	3004-H38	7075-T6	Pure iron	Soft stainless steel	Hard stainless steel	Pure copper	Copper (Hard)
Atomic number	-	13				26			29	
Atomic weight	-	26.982				55.847			63.546	
Electron configuration	-	[Ne] 3s ² 3p ¹				[Ar] 3d ⁶ 4s ²			[Ar] 3d ¹⁰ 4s ¹	
Crystal lattice	-	FCC				BCC			FCC	
Lattice constant	nm	0.404				0.286			0.361	
Density solid/liquid	g/cm ³	2.70/2.35	2.70	2.72	2.80	7.87/7.01	7.90	7.90	8.93/7.90	8.90
Thermal capacitance solid/liquid	kJ/kg-K	0.92/1.09				0.45/0.61			0.39/0.50	
Thermal conductivity solid/liquid	W/m-K	238/100	230	160	130	78/40	20	20	397/170	390
Thermal diffusivity	mm ² /s	96				22			114	
Melting point	°C	660	646-657	629-654	477-635	1536	1427-1471	1427-1471	1083	1065-1082
Latent heat	kJ/mol	10.7				15			13	
Necessary energy up to melting point	kJ/mol	26.7				53.2			39.6	
Electrical conductivity (20°C)	IACS %	65	61	42	33		2.4	2.1	100	100
Thermal expansion coefficient	1/K	23.5×10 ⁻⁶				12.1×10 ⁻⁶			17.0×10 ⁻⁶	
Young's modulus	kN/mm ²	70.6				211.4			129.8	
Shear modulus	kN/mm ²	26.2				81.6			48.3	
Poisson's ratio	-	0.33				0.29			0.34	
Tensile strength	N/mm ²		130	285	570		618	1059		343
Yield stress	N/mm ²		12	250	505		275	858		309
Elongation	%		6	5	11		55	15		6
Strength-to-weight ratio	kN-m/kg		48	105	204		78	134		39

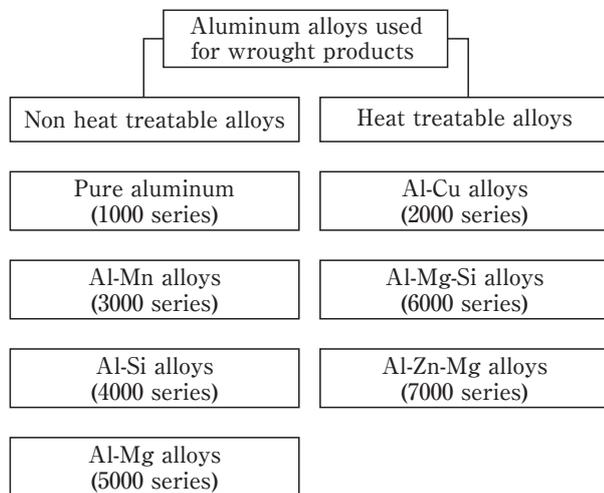


Fig. 1 Series of aluminum alloys ³⁾.

- (3) 加工性がよい：アルミニウムは展延性に優れ、板・箔・棒・管・線・型材などの製品に加工される。電解コンデンサー箱，飲料缶，窓枠サッシなどに使用されている。
- (4) 美観に優れる：独特の銀白色の光沢を持ち，塗装しなくても長期間美しさを保つ。また，アルマイト処理によっていろいろな表面光沢や色を

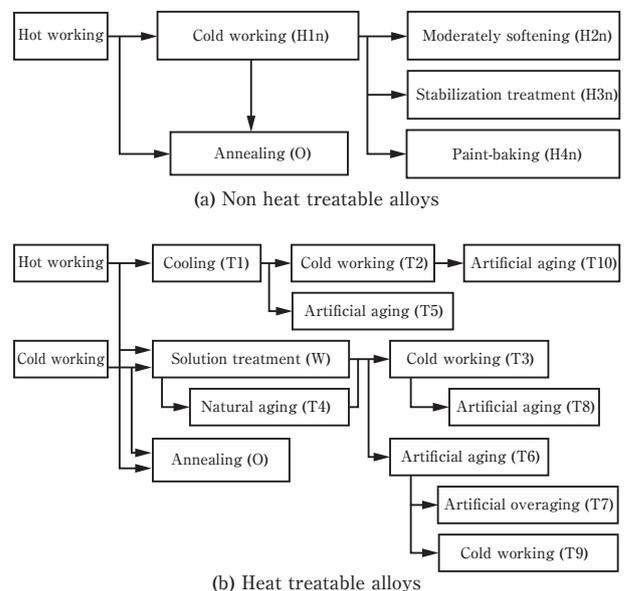


Fig. 2 Relationship between the manufacturing condition and the temper designation system, whose metallurgical definition is described in Table 2, for the wrought aluminum and aluminum alloys ⁴⁾.

付けることができる。建築用パネルなどに使用されている。

Table 2 Temper designation system for wrought aluminum and aluminum alloys³⁾.

Temper	Description
F	As fabricated
O	Annealed to obtain the lowest strength condition
H1n	Strain hardened only
H2n	Strain hardened more than desired amount and partially annealed
H3n	Strain hardened and stabilized to improve ductility
H4n	Strain hardened and laquered or painted
T1	Cooled from an elevated temperature shaping process and naturally aged
T2	Cooled from an elevated temperature shaping process, cold worked, and naturally aged
T3	Solution heat treated, cold worked, and naturally aged
T4	Solution heat treated and naturally aged
T5	Cooled from an elevated temperature shaping process and artificially aged
T6	Solution heat treated and artificially aged
T7	Solution heat treated and artificially overaged
T8	Solution heat treated, cold worked, and artificially aged
T9	Solution heat treated, artificially aged, and cold worked
T10	Cooled from an elevated temperature shaping process, cold worked, and artificially aged



Fig. 3 Example of the aluminum products (cans, aircraft and heat exchanger).

- (5) 熱をよく伝える：アルミニウムの熱伝導度は鉄の約3倍である。冷暖房装置，エンジン部品，自動車熱交機器，飲料缶，ヒートシンク，プラスチックやゴムの成形用金型などに使用されている。
- (6) 低温に強い：アルミニウムは極低温下でも脆性

破壊がなく強靱である。LNGタンク，低温プラント，液体燃料ロケット，超伝導装置などに使用されている。

- (7) 磁気を帯びない：アルミニウムは非磁性体で磁場の影響を受けない。HDDメモリーディスク，パラボラアンテナ，リニアモーターカーなどに使用されている。
- (8) 電気をよく通す：アルミニウムの電気伝導度は銅の約60%であるが，比重が3分の1のため同じ重さならば銅の2倍の電流を通すことができる。高電圧送電線およびエレクトロニクス分野で使用されている。
- (9) 光や熱を反射する：アルミニウムは赤外線や紫外線などの光線や電磁波をよく反射する。暖房機の反射板，照明器具およびポリゴンミラーをはじめとした光エレクトロニクス製品に使用されている。
- (10) 毒性がない：アルミニウムは無害で無臭である。飲料缶，食品や医療品の包装，医療機器，家庭用器物などに使用されている。
- (11) 鋳造し易い：アルミニウムは融点が低く，湯流れが良いため薄肉の鋳物や複雑な形状の鋳物を作ることができる。ターボチャージャー，ピストン，シリンダーブロック，ホイールなどの自動車部品や各種産業機械部品に使用されている。
- (12) 再生が容易：アルミニウムは腐食しにくく，融点が低いため，スクラップを溶かして簡単に再利用できる。必要なエネルギーは，新地金をつくる場合に比べわずか3%である。飲料缶，多くの鋳物などに使用されている。

3. アルミニウム展伸材の製造工程

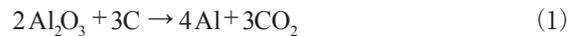
アルミニウム展伸材の製造工程はFig. 4に示すように、溶解、保持、溶湯処理、鋳造、切断、面削、均質化・加熱処理、熱間圧延、冷間圧延、中間焼鈍、仕上げ、検査および梱包の順序で進む。以下、冷間圧延までの各工程について個別に概説し、板圧延に与える影響について述べる。なお、現在、日本国内においては新地金の製造が行われていないため精錬工程については簡単に説明する。

3.1 精錬工程

アルミニウム発見の歴史は、1782年ラボワジェ（仏）が明ばん石（今日のアルミナ）が金属酸化物であるとしてアルミーヌ（Alumine）と命名し、1807年デービー（英）が明ばん石を電気化学的にアルミニウム金属として分離しアルミウム（Alumium）と命名した。また、アルミニウム精製技術の確立は、1886年ホール（米）とエルー（仏）が氷晶石浴でアルミナを電気分解する電解精錬法（ホール・エルー法）を確立し、1887年バイヤー（オーストリア）が苛性ソーダでボーキサイトを溶解して純度の高いアルミナを抽出する湿式アルカリ法を発明したことでボーキサイトからアルミニウムまでの工業化が始まった。

電解炉では氷晶石浴中（ Na_3AlF_6 は 1000°C で液体）に溶解したアルミナが電解炉の陽極である炭素を介して

下記反応式の電気分解を起こし、精製されたアルミ溶湯を炉床から吸引する作業が行われる。



新地金製造では、ボーキサイト約4 t→アルミナ約2 t→アルミニウム約1 tの工程歩留で、アルミニウム1 t当たり約12,000 kWhの膨大な電力が必要となる。しかし、新地金は缶材などの製品として使用された後には高いリサイクル率で回収され、再利用（再溶解）時のエネルギーは新地金をつくる場合に比べ僅か3%で済む利点がある。

3.2 溶解・溶湯処理工程

アルミニウムの鋳造工程はFig. 5のように、溶解、保持、脱ガス、脱介在物および鋳造に細分化される。

まず、溶解ではバッチ毎に、溶解炉への材料装入→加熱・溶解→合金元素添加→攪拌→ドロス処理（フラックス添加、掻き出し）→送湯の工程順序で進む。

溶解での技術的ポイントは化学成分の規格を満足させることで、炉内溶湯に化学成分の偏りが生じないようにフォークリフトやクレーンによるトンゲ攪拌、電磁攪拌装置、あるいはパウダーインジェクションによる溶湯攪拌などがある。しかし、使用方法が不適切な場合には炉底に堆積している介在物の巻き上げや炉床レンガの損傷が起こり、溶湯介在物問題につながる危険性があり注意を要する。

溶湯処理での技術ポイントは鑄塊に欠陥（巣、介在物、過剰アルカリ成分など）を含ませないことにある。まず、水素ガスの有害性として、Fig. 6のように凝固過程で気孔（ガスポロシティ）が形成し、圧延板加熱時に膨れを生じる場合があり、Fig. 7のように強度や伸びなどの機械的性質の低下が生じる。Fig. 8には1気圧の水素ガス雰囲気におけるアルミニウム中の水素溶解度を示したが、液相から凝固する際に固相に固溶できない水素がガス化してガスポロシティになる。圧力依存性を考慮したアルミニウム溶湯に対する平衡水素溶解度はRanseleyの式(2)で表される。

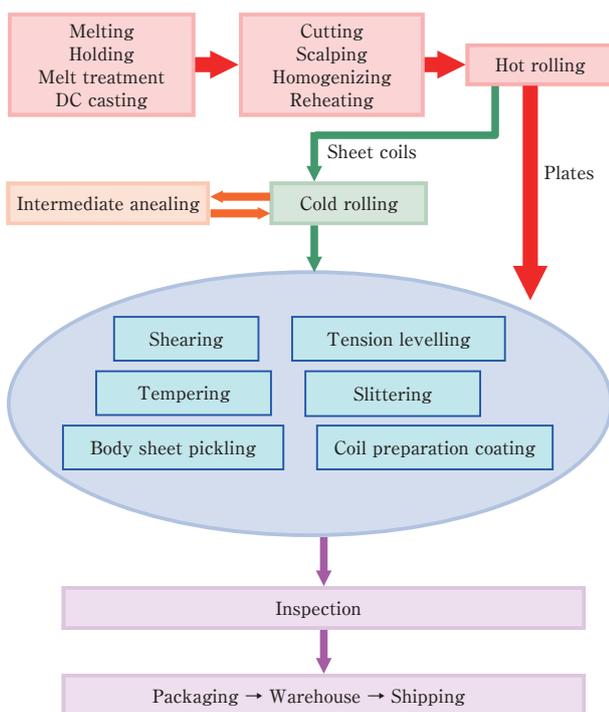


Fig. 4 Manufacturing processes for aluminum sheet coils and plates⁹⁾.

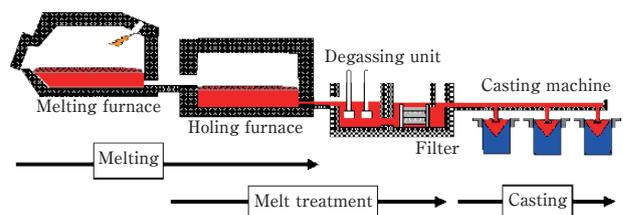


Fig. 5 Manufacturing technologies from melting to casting processes.

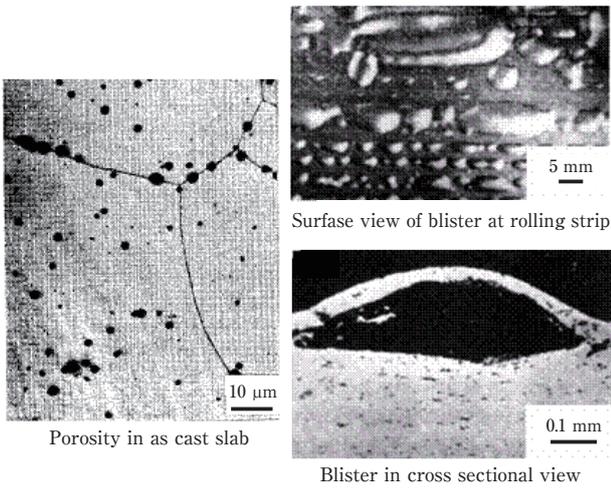


Fig. 6 Porosity and blister due to hydrogen gas dissolved in the molten aluminum ⁶⁾.

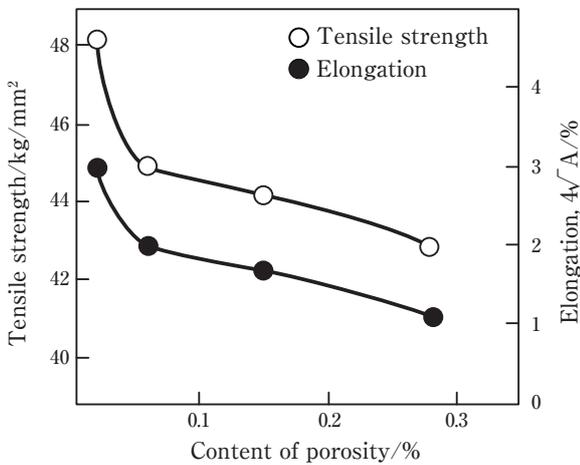
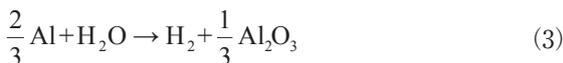


Fig. 7 Influence of the porosity on the mechanical properties ⁶⁾.

$$\log(S) = \frac{-2760}{T} + \frac{1}{2} \log(P_{H_2}) + 1.356 \quad (2)$$

ここで、 S は水素溶解度(cc/100 gAl溶湯)、 T は溶湯温度(K)、 P_{H_2} は水素分圧(mmHg)である。水素の発生源として大気中の水素分圧は非常に低いため、溶湯表面と大気中の水蒸気との高温反応式(3)に由来すると考えられる。実際に水蒸気分圧の高い夏場の方が冬場と比較してガスポロシティに起因する不具合が多く見られる。



経験上、溶湯の水素濃度を0.1 cc/100 gAl溶湯以下に低減すれば板製品の不具合は少なく、そのレベル達成のため炉内溶湯中にランスパイプを差し込み、Fig. 9のように処理ガス(ArおよびCl)を噴出して気泡内に水素ガスとして取り込ませて水素除去が行われる。

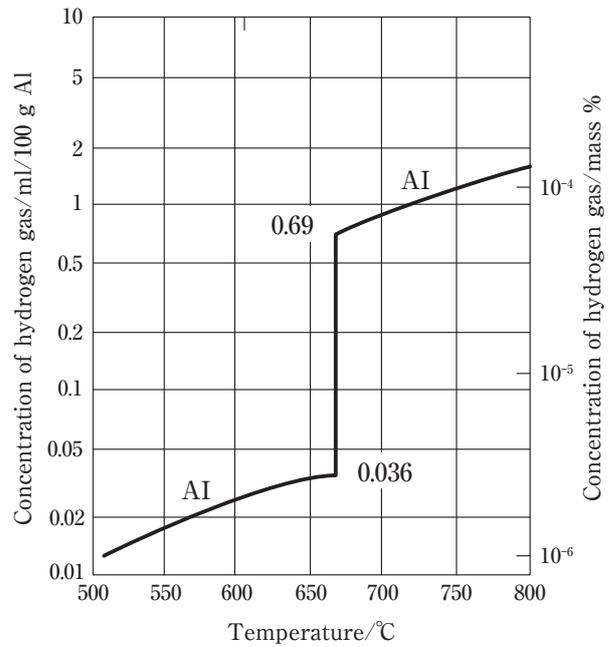


Fig. 8 Solubility curve of the hydrogen gas into the molten pure aluminum at the equilibrium pressure of 1 kgf/cm² ⁷⁾.

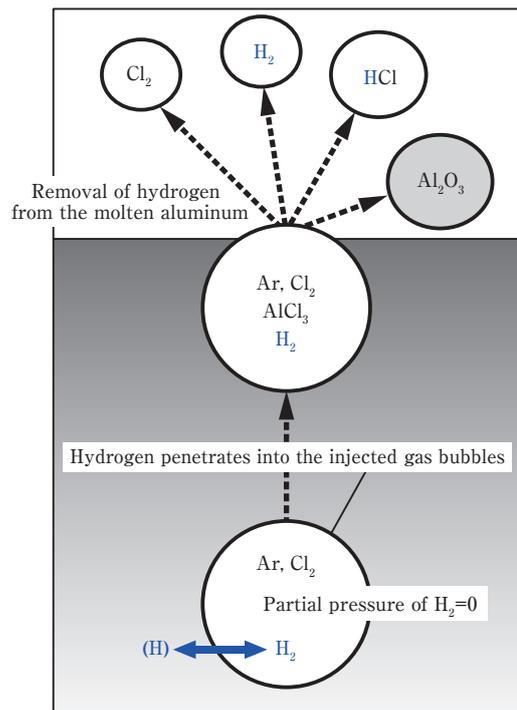


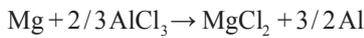
Fig. 9 Schematic illustration of hydrogen removal from the molten aluminum by treatment gas injection.

この状況の脱ガス効率 は式(4)で表わされる。

$$\frac{dN_H}{dt} = - \frac{3k\rho Qh}{Mrv} N_H \quad (4)$$

水素濃度 N_H の初期値=0.3 ppm, 質量移動係数 $k=0.0005$ m/s, 溶湯密度 $\rho=2300$ kg/m³, 溶湯質量 $M=500$ kg, 炉床深さ $h=1$ m, 処理ガス体積流量 $Q=1$ m³/h, 気泡上昇速度 $v=1.021\sqrt{rg}$ に設定した試算では, Fig. 10に示すように処理ガスの気泡半径 r が小さいほど脱ガス能力が大きく向上することが判る。よって実機ではFig. 11のような気泡せん断力の高い回転脱ガス装置がインラインで用いられる。

次にアルカリ金属(Na, Mg, Caなど)の有害性として, Fig. 12のようにAl-Mg系合金にNaが数ppm存在すると熱間圧延において脆化割れが生じる。アルカリ金属の混入源は地金, 屑, フラックスからであり, 脱水素処理時の塩素ガスを利用して反応式(5)で過剰なアルカリ金属を除去している。



しかし, その際に発生する塩化物(MgCl₂)は約710℃以上で液状となるため後段の濾過装置を容易に通り返けてソフト介在物として鑄塊に混入し, 圧延において線状傷を発生させる場合がある。更に塩化物には潮解性があるため線状傷サンプルを長期間放置すると欠陥原因物質を見失う可能性があるので留意すべきである。以上の観点から, 溶湯処理においては処理ガス量および溶湯温度の適正管理が肝要である。

最後に介在物の有害性として, 強度や伸びなどの機械的性質の低下, 成形加工時の穴あき, 破断, 割れなどを誘発し, 膨れの起点となり, 加工により材料表面に現われるとストリンガー(線状欠陥)を形成する。介在物にはFig. 13に示す酸化物系の他に, 炭化物系, ポライド系, ハライド系などが存在し, Table 3に示す形態の特徴がある。これらの介在物の比重はアルミニウム溶湯に近いために重力分離による介在物除去が非常に難しい。介在物の浮上沈降に関する運動方程式(6)により静置沈降分離の状況を解析すると, Fig. 14のように炉床深さを沈降し切るのに必要な時間は小径介在物ほど急激に増加する。また, 静置浮上分離の場合についても同様のことが言える。

$$\frac{4}{3}\pi r^3 \rho_1 \frac{d^2 z}{dt^2} = -\frac{4}{3}\pi r^3 (\rho_1 - \rho_A)g + 6\pi \mu r \left(W - \frac{dz}{dt} \right) \quad (6)$$

ここで, z , t および r はそれぞれ介在物の位置, 時間および半径, ρ_1 , ρ_A は介在物および溶湯の密度, μ は溶湯の粘性係数, W は溶湯の速度である。

しかし, 静置時間を長く取ることは鑄造のサイクル

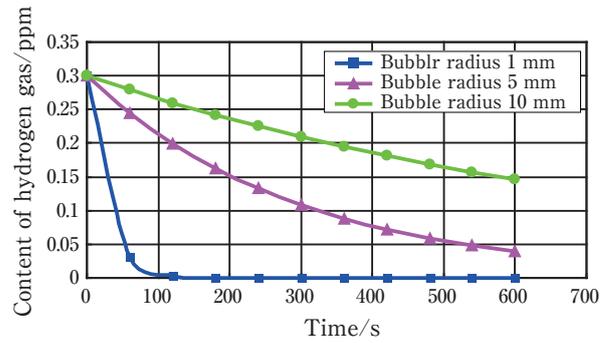


Fig. 10 Efficiency of degassing by treatment gas bubble size.

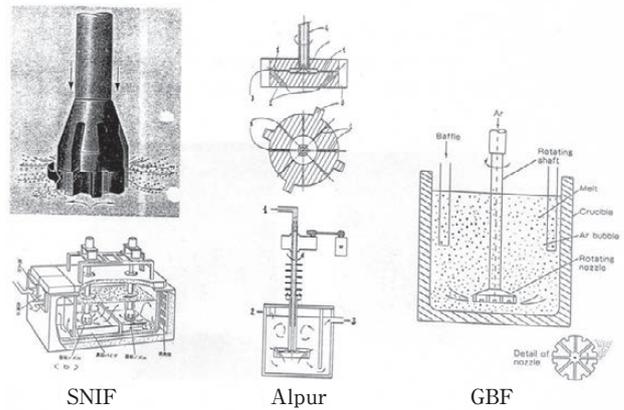


Fig. 11 Various types of in-line rotary degassers⁸⁾.

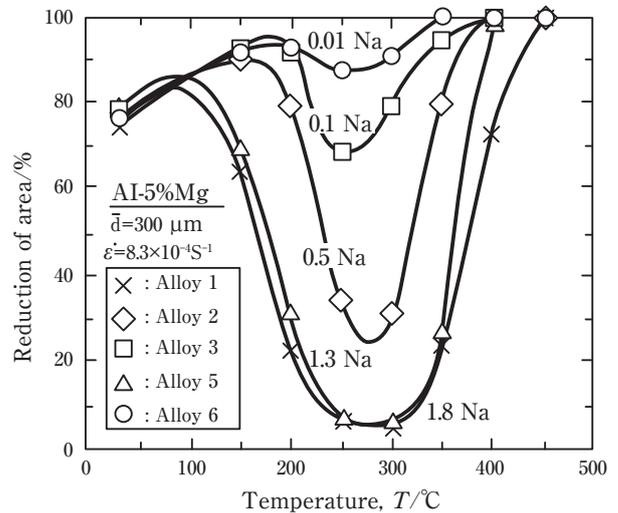


Fig. 12 Influence of the Na concentration on the high temperature embrittlement of the Al-5wt%Mg alloys⁹⁾.

時間上都合が悪く, インライン濾過装置を主にした介在物除去を行うのが一般的である。Fig. 15には, アルミナ製のボールおよびフレークを積層したベッドフィルタリング, アルミナを主成分とする骨材をボンド材

Table 3 Morphological features of the typical inclusions in the molten aluminum ¹⁰⁾.

Inclusion	Figure by SEM	Density (g/cm ³)	Thickness (μm)	Length (μm)	Observation by optical microscope
Oxide	Al ₂ O ₃	3.3 ~ 3.98	0.05 ~ 2	10 ~ 2000	Black, Gray
					Needle, Rectangle
					Bulk, Distributed like particle
	MgO	3.58	0.1 ~ 10	3 ~ 50	Black, Gray, Yellowish at low magnification
					Granular, Granular aggregation
					Film, Thick membrane
					5 ~ 100
Al ₂ MgO ₄		3.6	1 ~ 20	5 ~ 500	Blackish brown, Granular constituent particle
					Global, Bulk, with crack
Fe ₂ O ₃		5.1	1 ~ 50	3 ~ 200	Blackish brown, Granular constituent particle
Refractory			10 ~ 200		Dark gray
					Bulk, Rectangle, Global
					Black, Gray, Transparency, Al ₂ O ₃ , SiO ₂ , CaO
Carbide	Carbon	2.25	1 ~ 20	3 ~ 100	Black
	Al ₄ C ₃	5.36	0.2 ~ 15	1 ~ 30	Gray, Chemical reaction in atmosphere
	Al ₄ O ₄ C		0.5 ~ 10		Dark gray
	Al ₄ O ₄ B		0.2 ~ 5	1 ~ 30	
	TiC		0.1 ~ 50		Gray
Boride	AlB ₂	3.17	1 ~ 20	5 ~ 50	Yellowish gray
					Needle, Rectangle
	AlB ₁₂	2.60	2 ~ 30		Yellowish gray
	TiB ₂	4.5	0.05 ~ 10		Dark gray
					Bulk, Bulk concatenation
					Bulk, Plygon, Rectangle
					Beige-ish gray, Pinkish at low magnification
					TiVB ₂
					VB ₂
					Particle of grain refiner is very small, but others are relatively large.
Other	AlN	3.26	1 ~ 500	20 ~ 2000	Gray, Complicated shape
	AlP	2.4	0.5 ~ 20		Gray, Hole is immediately generated by alternatation in atmosphere
	AlOCl		1 ~ 20		Gray, Transparency
	MgCl ₂	1.98	0.5 ~ 10		Transparency, Hole is generated by polishing with water
	NaCl	2.17			Global, Reactangle, Polygon
					Hexagon

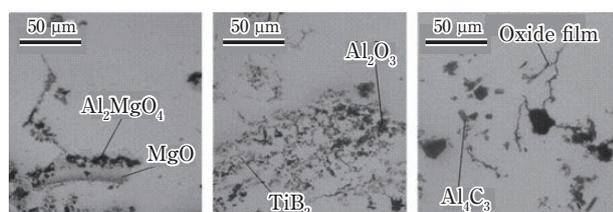


Fig. 13 Various types of the inclusions in the molten aluminum.

で成形した多孔質のチューブフィルター、あるいは網状に成形したセラミックフォームフィルターを示した。これらのインライン濾過装置は使用実績が進むと必然的にフィルター目詰まりを起こすため、濾過耐用限界を超えて継続使用すると捕捉した介在物を後段に放出する危険性があり、通湯量あるいは使用期限を決めて適性に運用する必要がある。

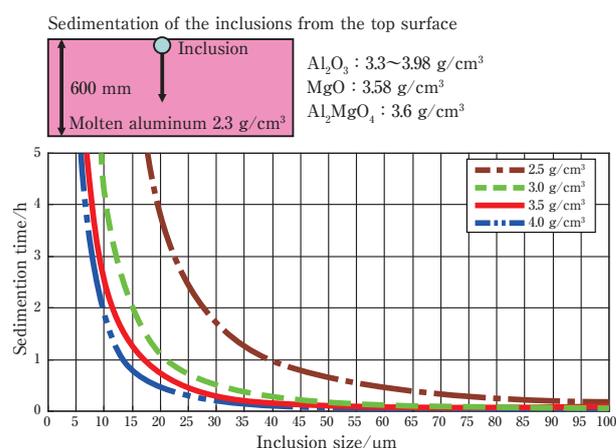


Fig. 14 Efficiency of the inclusion removal by the gravitational sedimentation.

さて、溶湯清浄度を評価する代表的な市販装置としてPoDFAとLiMCAがある。前者はフィルターに捕捉

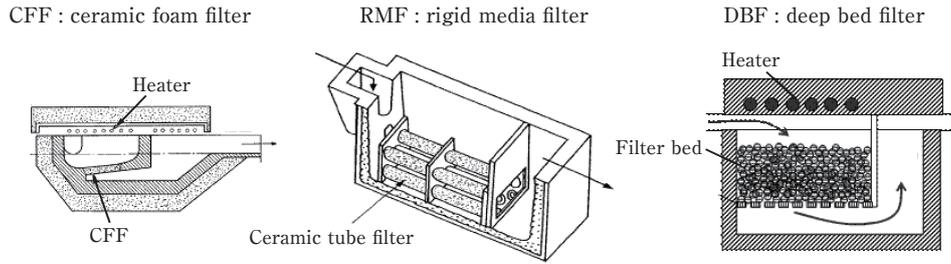


Fig. 15 Various types of inclusion filters. ¹¹⁾

した介在物を光顕観察し、占有面積で介在物の総量評価を行うとともに、介在物カタログと見比べてその種類を同定する。一方、後者はFig. 16に示すように300 μmの孔径を持つ耐熱性ガラスチューブを溶湯に浸漬し、毎サイクル数ccの溶湯を吸引する際に介在物が存在すると微弱な電圧信号が生じ、その信号高さや信号個数を検知することにより介在物のヒストグラムをオンラインで評価できる。

3.3 DC 鋳造工程

アルミニウムの半連続DC (Direct Chill) 鋳造をFig. 17に示す。鋳型内に注ぎ込まれた溶湯は、鋳型壁との接触(1次冷却)および鋳型下端から吐出した冷却

水(2次冷却)との接触により抜熱されて凝固し、受台の降下に伴って、厚さ400~650 mm、巾~2200 mm、長さ~10,000 mmのスラブ鋳塊が製造される。DC鋳造での技術的ポイントは、形状寸法が良く、欠陥(鋳巣、介在物、異常組織など)を含まない鋳塊を作ることにある。ポロシティおよび介在物については溶湯処理において前述したため、ここでは形状課題および異常組織について述べる。

形状課題の一つ目に、鋳塊尻が反り上がるバットカールとそれに呼応して生じるクビレがある。これらは鋳塊切斷歩留を悪化させ、鋳塊尻割れの要因になる場合がある。一例として3004合金、t600 mm × w1650 mm、注湯温度700℃、降下速度60 mm/minの鋳造条件下における凝固応力解析による温度および主応力(巾方向)をFig. 18に示す。鋳塊内部には凝固収縮および熱収縮に伴う引張応力が働き、その反動で鋳塊外層には圧縮応力が働く。Fig. 19のように鋳造開始

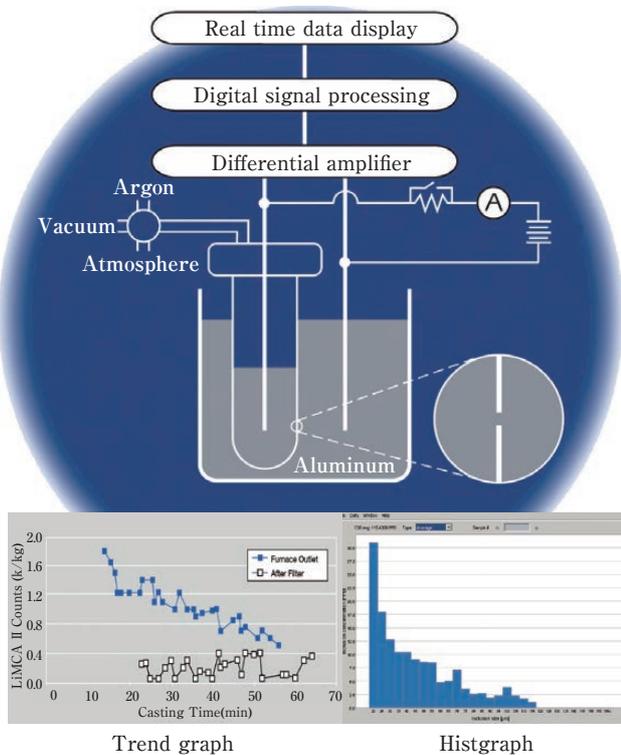


Fig. 16 LiMCA system for detection of the inclusions in the molten aluminum ¹²⁾

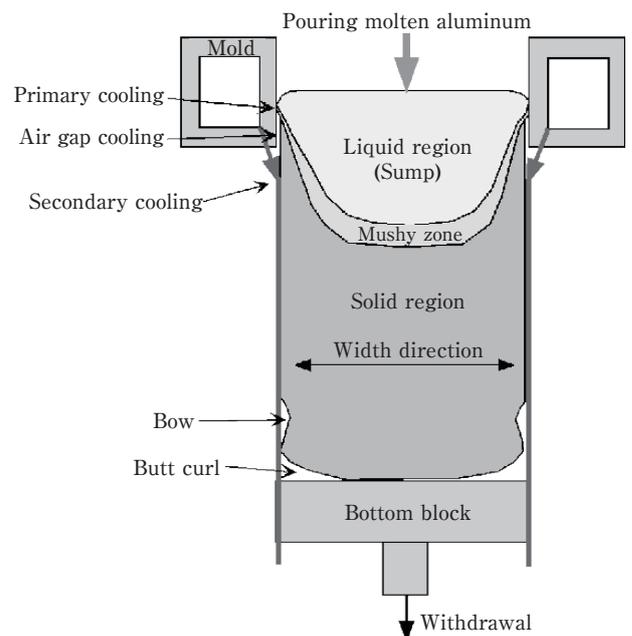


Fig. 17 Schematic illustration of the DC casting system.

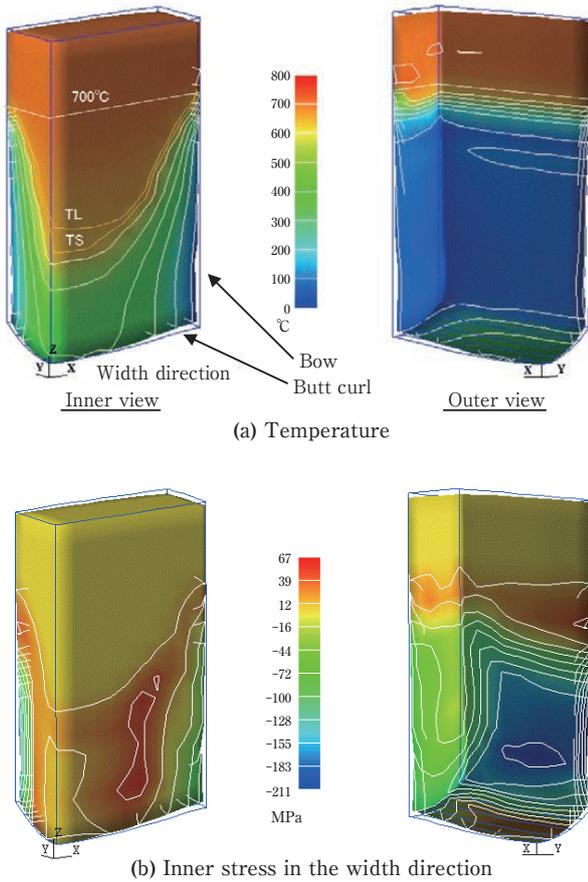


Fig. 18 Predicted temperature and the inner stress distributions in the steady state ¹³⁾.

時において2次冷却水が鋳塊尻全周にかかり出すと長辺(巾方向)の凝固収縮力が短辺(厚さ方向)より相対的に増大し、鋳塊尻中心を支点としたモーメント力により短辺が反り上がり始める。そして、降下長さが1000 mm程度になると鋳塊尻部が低温・剛体化するためバットカールの成長は終息する。バットカールはアスペクト比(鋳塊巾/鋳塊厚)に比例して増大し、また、注湯温度や降下速度の鋳造条件にも強く影響される。

形状課題の二つ目に、鋳塊尻から1 mの範囲において鋳塊厚さが定常域よりも厚くなるバットスエルがある。これは面削パス回数を増やし、また長手方向に面削量の傾斜を誘発する。バットスエルの原因は、注湯開始時に溶湯が受台からの冷却を強く受けて板状に凝固するため、定常域におけるようなサンプル溶湯による凝固収縮代が少ないからである。

形状課題の三つ目に、定常域における鋳塊断面形状が矩形形状からずれて例えばFig. 20のようなガータ形状を示す。鋳型キャンバー形状の適性化により鋳塊断面形状をフラットに作ることは可能であるが、降下速度が設計降下速度から増減すると鋳塊断面形状はそれ

ぞれ鼓状、あるいは太鼓状に変化する。従って、鋳塊断面形状は鋳造条件と1対1の関係にあり、鋳型台数を多く抱えてしまうジレンマにある。

鋳造組織課題の一つ目に、鋳塊表層にはFig. 21に示すようなサブサーフェスバンド(SSB)と呼ばれる粗大セル組織が生成され、面削においてSSBを均一に除去

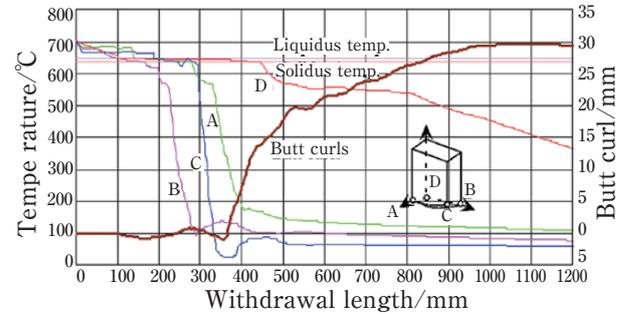


Fig. 19 Prediction of the butt curl growth in the early stage of the DC casting ¹³⁾.

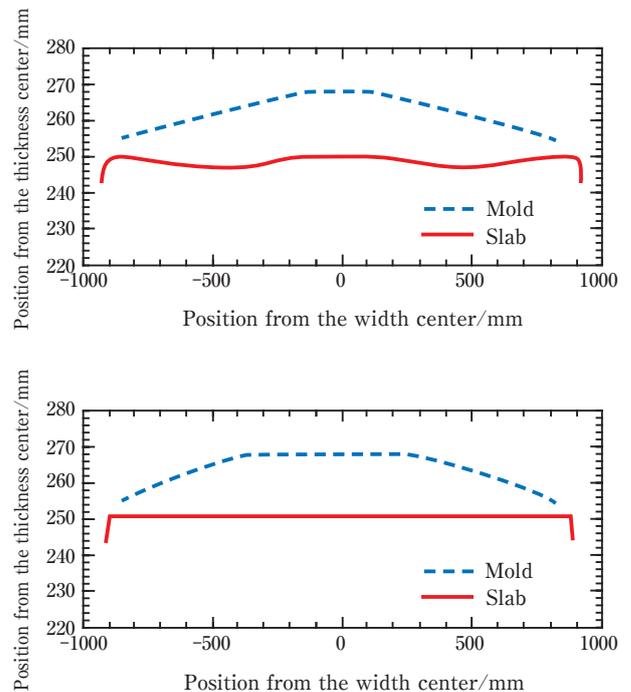


Fig. 20 Contour of the slab thickness influenced by the mold camber.

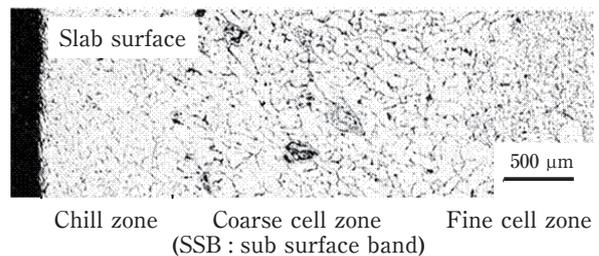


Fig. 21 Microstructure of the slab surface region ¹⁴⁾.

できない場合には圧延板の色調問題につながる場合がある。**Fig. 22**に示すように凝固収縮によりエアギャップが発生して冷却速度が大きく低下することが原因である。同様に、Al-Mg系合金ではエアギャップによる復熱により鋳塊表層のMg成分が再溶解して鋳塊表面に滲み出て発汗現象 (**Fig. 23**右図) が現われる。一方、Al-Fe-Si系合金やAl-Mg-Fe-Si系合金では、化学的表面处理(陽極酸化処理など)を行うと縦の木に類似した模様が現われる。発生原因は、Al-Fe系金属間化合物の種類が冷却速度の影響を受けて異なるからである。

鋳造組織課題の二つ目に、鋳塊表層にコールドシャットあるいはリップル (**Fig. 23**左図) と称する周期的な境目が存在する場合がある。これはSSBよりも鋳塊内部まで侵入しており、面削除去が不十分な場合には圧延においてコバ割れ要因となる。コールドシャットは**Fig. 24**に示すように注湯温度が低い場合、鋳型近傍のメニスカスが降下に伴って落ち込み、そこへ周囲から溶湯が周期的に覆うことにより発生する。

鋳造組織課題の三つ目に、鋳塊内部におけるマクロ偏析があり、共晶系成分では負偏析 (**Fig. 25**)、包晶系成分では正偏析になる。これらは、厚板製品の強度分布や美観に影響を与える。発生原因としては諸説あるが、サンプル溶湯流と関係していることは確かである。

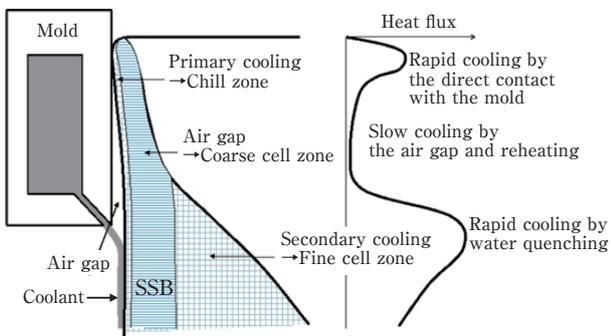


Fig. 22 Mechanism of the microstructure at the slab surface region by the variation of the heat reduction.

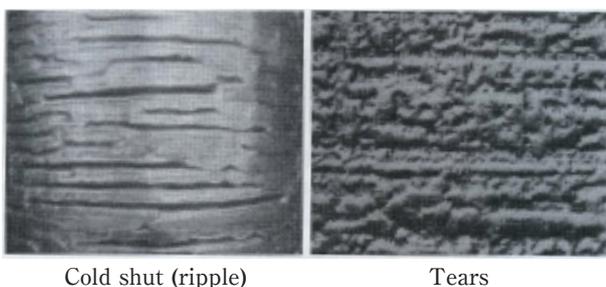


Fig. 23 Cold shut and the tears occurred at the casting slab surface ¹⁵⁾.

3.4 切断・面削工程

DC鋳塊には前述のように形状的、組織的に不健全な部位があり、通常はクビレ位置まで鋳塊尻を切断除去し、SSB組織を面削除去して圧延スラブを仕上げる。

3.5 均質化・加熱工程

均質化処理では、凝固に起因する成分のミクロ偏析の均質化、過飽和固溶元素の析出および準安定相の安定化を図る。熱間圧延前の加熱処理は、均質化処理も兼ねてエネルギーロスを避けることが多い。

3.6 熱間圧延工程 ¹⁷⁾

熱間圧延とは、再結晶温度以上で圧延材を減厚させる工程である。日本における主要なアルミニウム熱間圧延ラインは**Fig. 26**に示すように7拠点ある。熱間圧延ラインの形式は**Fig. 27**に示すように3タイプがある。Aタイプは可逆式圧延機1基のため設備的に安価であるが、ホットコイルからプレート材までを製造するには難しさがある。Bタイプは可逆式粗圧延機1基と可逆式仕上げ圧延機1基から構成され、圧延条件の自由度が増えることで製品品質の向上が図れる。Cタイプは可逆式粗圧延機とタンデム仕上げ圧延機から構成され、生産性の点で非常に有利である。

Fig. 28にCタイプの熱間圧延ラインの代表例を示す。均熱炉、粗圧延機、エッジャー、切断シャー、搬送テーブル、仕上げ圧延機および巻取り機から構成され、ライン全長は300～400mになる。

Fig. 29の熱間粗圧延機ではスラブ厚から30mm厚程度まで1パス当り最大40～50mmの圧下量にて圧延さ

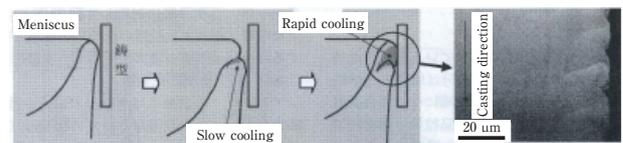


Fig. 24 Schematic illustration of the cold shut mechanism ¹⁶⁾.

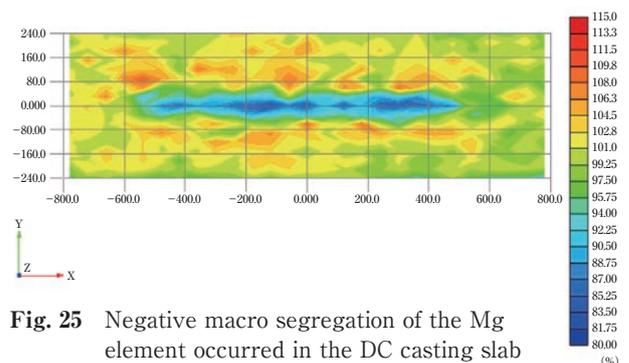


Fig. 25 Negative macro segregation of the Mg element occurred in the DC casting slab of the 5000 series aluminum alloy.

れるため、鍛錬により金属組織が鋳塊組織から圧延加工組織へと変化し、スラブ内の鋳巣は潰されて圧着し、また金属間化合物も細かく砕かれて分散する。

Fig. 30の熱間仕上げ圧延機では1スタンド当たり50%程度の圧下率にて出側板厚2~10 mmまで圧延される。圧延材の板厚は飲料缶に代表されるように製品コイルの全巾全長について厳しい精度が要求されるため、後述するような板厚制御、板クラウン・形状制御および板温度制御の高度化が進められている。

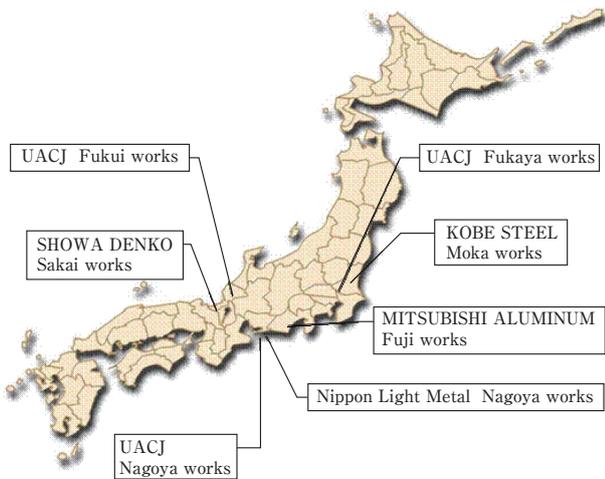


Fig. 26 Major factories which have a large hot rolling line in Japan.

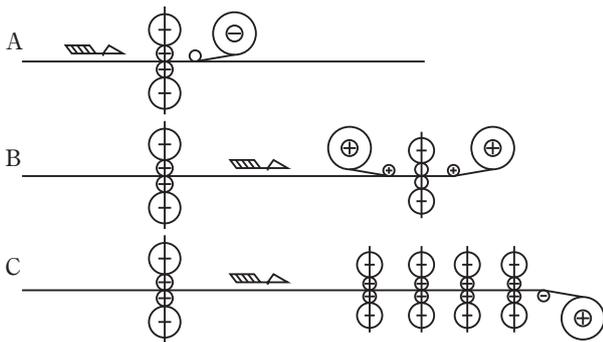


Fig. 27 Various types of hot rolling line, A: one reversible mill, B: two reversible mills, C: reversible mill and 4 tandem mill¹⁸⁾.

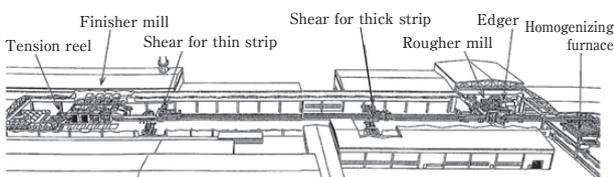


Fig. 28 Layout of the hot rolling process¹⁹⁾.

3.7 冷間圧延工程¹⁷⁾

冷間圧延は、ホットコイルを再結晶温度以下で圧延し、製品品質(製品寸法、機械的性質、板表面光沢など)を最終的に作り込む重要な工程である。熱間仕上げ圧延と同様に、高度な板厚制御および板形状制御が行われる。Fig. 31のシングル冷間圧延機ではホットコイルを1パス当たり20~60%の圧下率で製品厚まで圧延し、

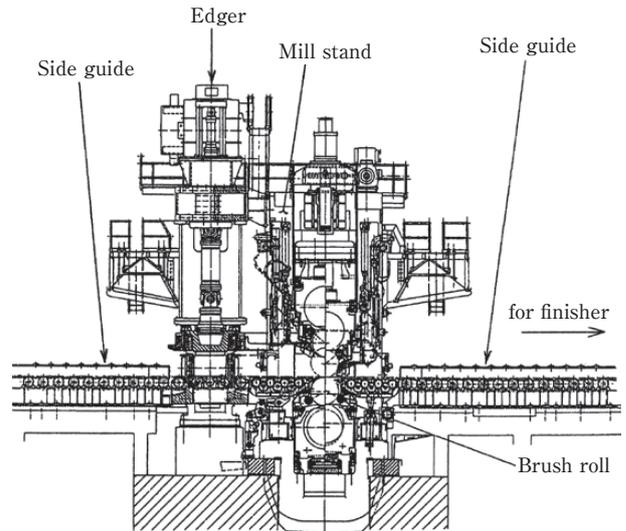


Fig. 29 Hot rolling rougher mill (4 Hi-reversible mill)¹⁹⁾.

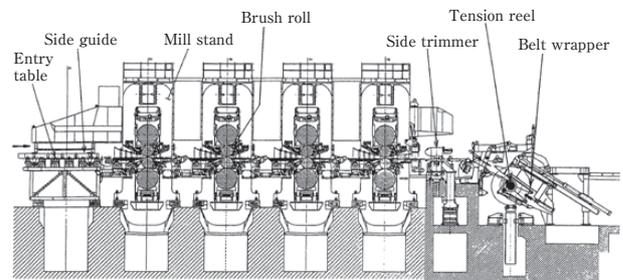


Fig. 30 Hot rolling finisher mill (4Hi-4stand tandem mill)¹⁹⁾.

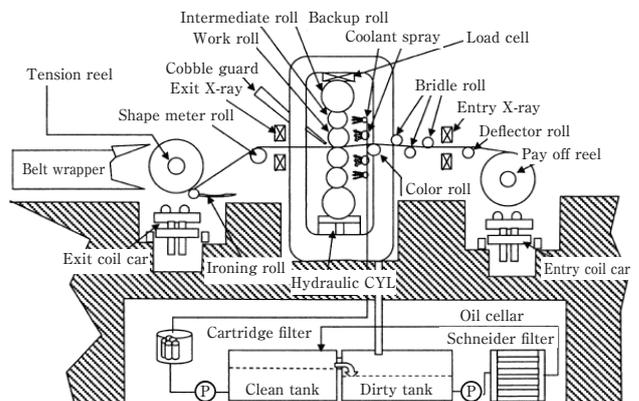


Fig. 31 Cold rolling mill (6Hi-nonreversible mill)⁵⁾.

中間に熱処理を行い材料特性を制御している。また、タンデム冷間圧延機では1パスで製品厚まで減厚することができ、工程合理化により生産性が高い。

3.8 厚板工程¹⁷⁾

厚板製品(プレート材)は、熱間粗圧延機にて所定の板厚まで圧延され、熱間圧延ライン内のシャーにて切断された後、厚板処理ラインへ送られる。

4. 圧延基礎理論¹⁷⁾

圧延加工における材料変形挙動を Fig. 32 に示す。ロールと材料との接触弧長 L_d は、幾何学的関係から入側板厚 h_1 、出側板厚 h_2 、扁平ロール半径 R' で決まる。

$$L_d = \sqrt{R'(h_1 - h_2)} \quad (7)$$

接触弧長域での板速度は、ロール速度と一致する中立点を境にして入側では遅く(後進域)、出側では速くなる(先進域)。

2次元圧延理論によると接触弧長域での圧延圧力は、材料変形分の荷重にロールと材料間の摩擦による荷重

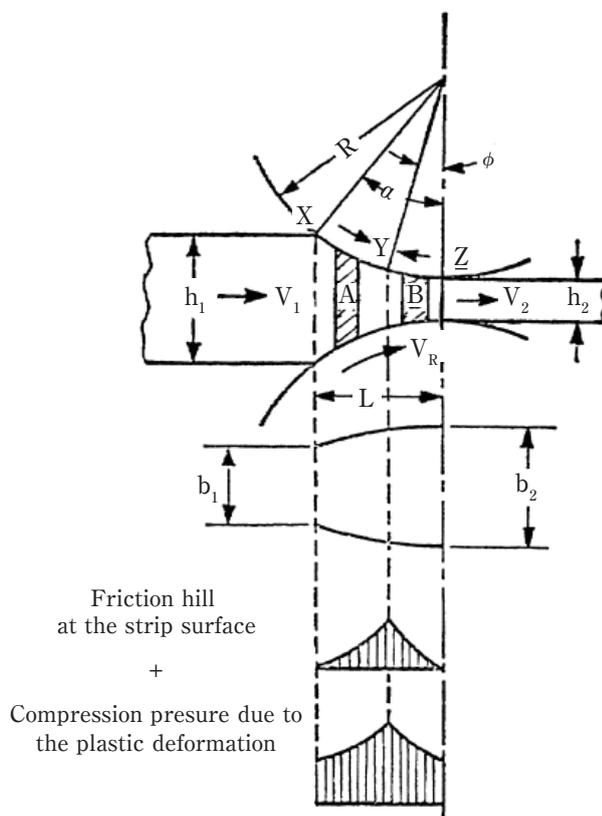


Fig. 32 Distribution of the normal rolling pressure along the arc of contact in the rolling strip²⁰⁾.

を上乗せした分布となる (Fig. 33)。圧延圧力分布は、前方・後方張力、摩擦係数、ロール径などの影響を受けてピーク位置およびピーク高さが変化する。

圧延荷重はこの圧延圧力分布を接触弧長と板巾方向で積分することにより得られるが、実機設定計算では簡易的な荷重式 (8) が用いられる。

$$P = k_m \cdot b \cdot L_d \cdot Q_p \quad (8)$$

ここで、 P は圧延荷重、 k_m は材料の平均変形抵抗、 b は板巾、 L_d は接触弧長、 Q_p は圧下力関数である。圧下力関数は、材料変形分の荷重に対する圧延条件の影響を含めた圧延荷重の比率である。

平均変形抵抗は、歪み ϵ 、歪み速度 $\dot{\epsilon}$ および材料温度 T の関数として式 (9) の基本形で与えられ、合金ごとの各パラメータ値 (A,B) は実機プロセス計算機内に表関数として実装されている。

$$k_m = A \epsilon^n \dot{\epsilon}^m \exp[B/(T + 273)] \quad (9)$$

後述の板厚制御では荷重予測が重要であるが、変形抵抗の精度や摩擦係数の算出の難しさから圧延実績から圧下力関数を合わせ込んで予測しているのが実情である。

一方、圧延における出側板厚は、材料が圧延される際の荷重によってロールギャップが僅かに広がる変化分(ロール扁平+ハウジング伸長)に対応したミル側の弾性力とのバランスで決まる。

$$h = S + P/M \quad (10)$$

ここで、 h はミル側での出側板厚、 S は初期ロールギャップ、 M はミル定数(縦剛性係数)である。Fig. 34は

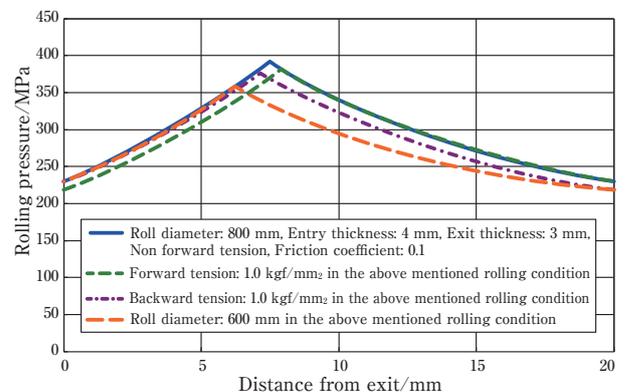


Fig. 33 Distribution of the normal rolling pressure calculated by Nadai's solutions of Karman's equation.

式 (8) に式 (7) を代入した材料塑性曲線と式 (10) のミル剛性曲線の概念図で、両者の交点 A が出側板厚となる。

後述の板厚変動の要因には、ロール偏芯、入側板厚変動、材料温度分布による変形抵抗の変化などがある。これらの変動要因は Fig. 34 の材料塑性曲線を水平移動、あるいは傾きを変更することに相当し、対するミル剛性曲線は一般に変化しないため交点である出側板厚が変化することになる。

5. 圧延における品質作りこみ¹⁷⁾

圧延材の板厚精度は、Fig. 35 のアルミニウム飲料缶に代表されるように圧延製品の全長全巾において許容差 $\pm 5 \mu\text{m}$ の精度が要求されている。したがって、その板厚精度を保証すべく、板厚制御、板クラウン・形状制御および板温度制御の高度化が進められ、圧延品質の作り込みが行われている。

5.1 板厚制御¹⁷⁾

圧延方向の板厚変動の要因として、ロール偏芯、ロール熱膨張、入側板厚変動、材料成分あるいは温度分布の偏りによる平均変形抵抗式 (9) の変動がある。また、前述のように前方・後方張力の変動は荷重を介して板厚変化を起こす。ロールバイトでの油膜厚さは圧延速度に比例するため、それが摩擦係数および荷重を介して板厚変動につながる。

以上の板厚変動要因は非常に重要なパラメータではあるがこれら全てを把握し即座に制御することは容易

ではない。したがって、計測された出側板厚に応じて次のような板厚制御 (AGC: automatic gauge control) が行われる。

- (1) 圧下制御方式: ロールギャップを変更する方式 (熱延, 冷延および中厚箔圧延)
- (2) 張力制御方式: 入出側張力を変更する方式 (冷延および中～薄箔圧延)
- (3) 速度制御方式: 圧延速度を変更する方式 (箔圧延)

一方、出側板厚を検知する方法として、荷重データから板厚を計算する方法 (ゲージメータ AGC) および圧延機出側に設置した X 線板厚計で計測する方法 (モニター AGC) がある。前者は検出時間の遅れがない利点があるが、ロール偏芯に起因した荷重変動から板厚を誤って調整してしまう欠点がある。この点、後者は実際の板厚を計測するため正確ではあるが、急激な板厚変動に応答が遅れる。この他、入側板厚を知って予めロールギャップを調整する方法 (フィードフォワード AGC) があるが、制御として応答性を高めることはできるものの板厚予測精度に依存する。より高い板厚制御を得るにはこれらの併用が有効であり、オフゲージの低減対策などの目的に合わせて各種 AGC のゲインの最適化を行っている。

5.2 板厚クラウン制御¹⁷⁾

巾方向板厚分布を特徴づける指標として、板巾中央板厚 h_c と巾端板厚 h_e から板クラウン比率 γ が定義される。

$$\gamma \equiv (h_c - h_e) / h_c \quad (11)$$

巾方向板厚変動の要因には、Fig. 36 に示すように圧延荷重に伴うロールたわみと板道のロール温度上昇に

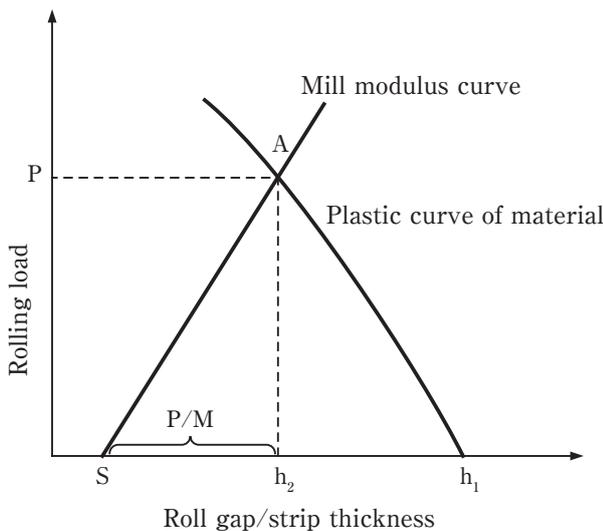


Fig. 34 Gagemeter diagram, P: rolling load, S: preset roll gap, h_1 : entry strip thickness, h_2 : exit strip thickness, M: mill modulus.

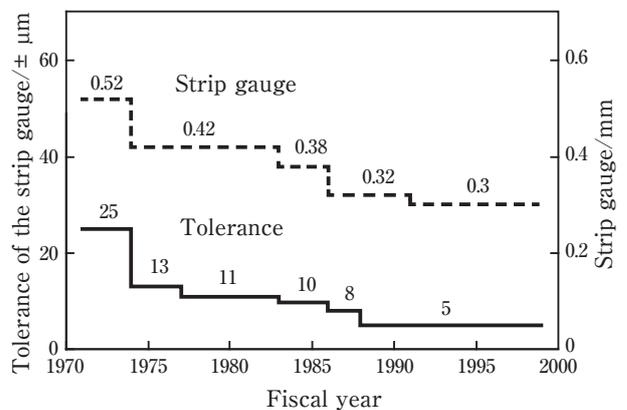
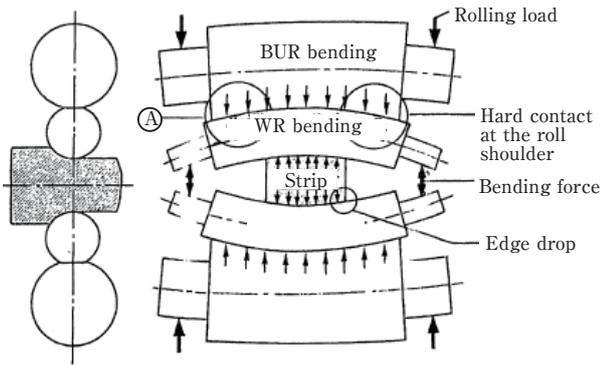


Fig. 35 Change of the strip gauge and its tolerance for the can body stocks¹⁹⁾.



Single chock bender	Double chock bender	HC mill
VC roll	TP roll	CVC mill
Hydraulic pressure Sleeve	Taper ring Sleeve Arbor	

Fig. 37 Various actuators for the strip crown control ²³⁾.

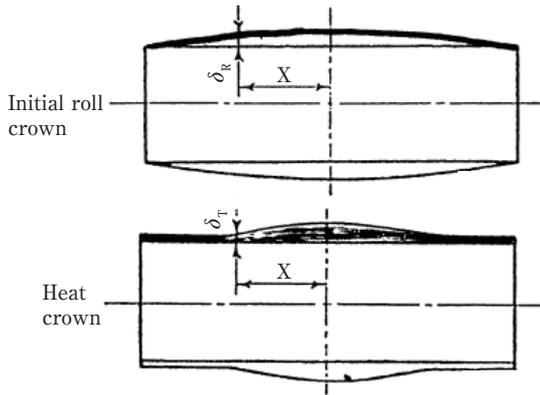


Fig. 36 Effective factors on the strip crown ²¹⁾.

よるロール熱クラウンがある。通常、ロールたわみに対してはロールベンディング装置を、またロール熱クラウンに対してはロールクーラントスプレーの中方向流量制御を適用する。また、予めロール研磨時にインシヤルクラウンをつけて板クラウン制御の補強を図る。一方、冷延においては異温冷却による制御がある。

さらに強力な板クラウンの制御手段として、Fig. 37に示す多種多様なクラウン制御装置が開発されている。VC (variable crown) ロールではバックアップロールのスリーブを油圧により太鼓状に膨らませる。TP (taper piston) ロールではバックアップロールのスリーブ肩にテーパピストンを出し入れしてワークロールベンダーの効きを高める。CVC (continuous variable crown) ミルではS字曲線形状を持つワークロールを横方向にシフトし、ワークロールの間隙を2次関数的に制御する。冷延では6段HC (high crown) ミルがあり、中間ロールをシフトすることによりロールベンダーの効きを高める。

セットアップ時には、上記のインシヤルクラウン、ロールベンディング、ロール熱クラウンおよびクラウン制御装置の設定量から板クラウンの初期最適化が図られる。一方、圧延中では圧延機出側に設置した走査型X線板厚計による測定から目標板クラウンとの差

異に対応してロールベンダーなどのアクチュエータにフィードバック制御が行われる。

5.3 板形状制御¹⁷⁾

板形状にはTable 4のような形状不良があり、板寸法精度の劣化だけではなく圧延生産性上の障害要因ともなるため、その抑制が重要視されている。

形状不良は、長手方向伸びの板巾内の不均一分布によって生じ、その波形形状 (Fig. 38) を正弦曲線で近似すると、波高さ δ と波ピッチ l を用いて急峻度 λ として表現される。

$$\lambda \cong \delta / l \tag{12}$$

長手方向伸びをFig. 39のように巾方向に短冊状に分割して考えると、急峻度 λ と圧延前後の板クラウン比率の変化 $\Delta\gamma$ との関係性が得られる。符号の \pm は、それぞれ耳伸びと中伸びを意味する。

$$\lambda = \pm \frac{2}{\pi} \sqrt{\Delta\gamma} \tag{13}$$

したがって、形状に用いられる手段は板クラウン制御と基本的に同じであり、ワークロールベンダー、クラウン制御装置およびロールスプレー巾方向流量制御である。

板形状はFig. 40の各種形状センサーにより巾方向の伸び差分布として検知され、Fig. 41に示す自動平坦度制御AFC (automatic flatness control) の例のように板形状測定結果より各種アクチュエータにフィードバック制御が行われる。

5.4 板温度制御¹⁷⁾

熱間圧延における板温度は、最終製品の機械的性質および板表面品質に大きな影響を与えるため、板温度

Table 4 Type of the strip shape ¹⁹⁾.

Type	Figure
Edge wave	
Center buckle	
Quarter buckle	
One sided edge wave	
Flat	

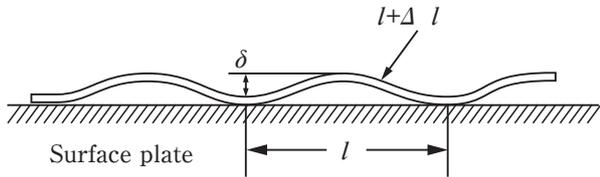


Fig. 38 Definition of the strip shape (flatness) ²³⁾.

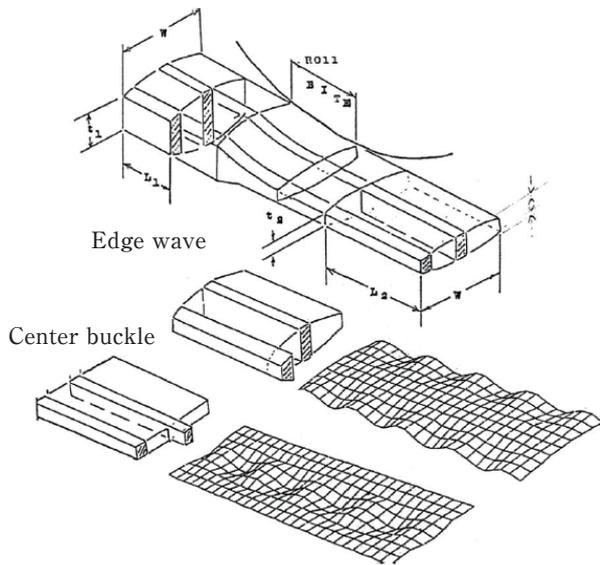


Fig. 39 Relationship between the strip crown and the shape ¹⁴⁾.

制御は非常に重要である。また、製品によっては、材料に添加される合金成分の固溶および析出、結晶粒の再結晶挙動などを積極的に制御するため、粗圧延から仕上げ圧延までの板温度を設定温度内に入れる必要がある。

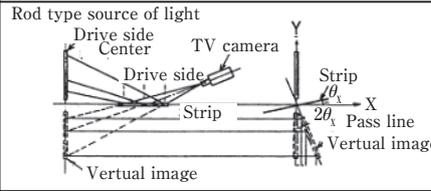
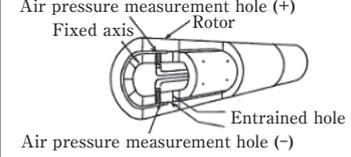
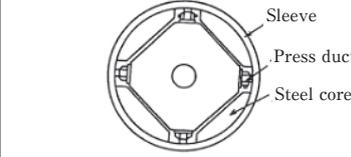
Shapemeter	Schematic illustration
Optical triangulation	
Air pressure	
Magnetoelastic	

Fig. 40 Various types of the shapemeters ¹⁹⁾.

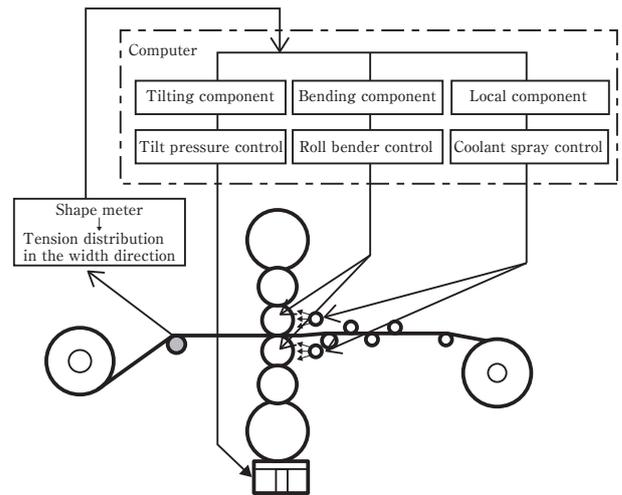


Fig. 41 Configuration of the automatic flatness control system (AFC) in the cold rolling ¹⁹⁾.

圧延時の板温度に対する影響因子は、Fig. 42のようにロール接触冷却、空気冷却、クーラント冷却、加工発熱、摩擦発熱などがあり、圧延条件(パススケジュール)によってこれらの影響因子の効き方が変わる。この内、最も自由度が高く制御能力の高い因子はクーラント冷却であり、補遺にてロールスプレー冷却に関する実験および解析について詳細説明を行った。

Fig. 43に熱間仕上げ圧延における板温度制御システム例を示す。セットアップ時には入側放射温度計による計測温度を初期板温度に取り、代表点(長手方向中心)が圧延される状況での上述の伝熱方程式を解く。この

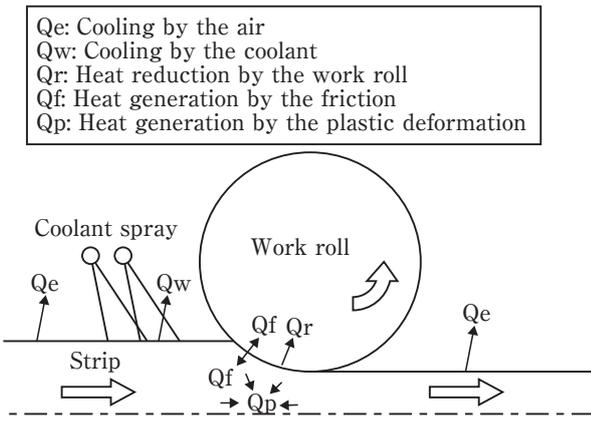


Fig. 42 Influencing factors on the strip temperature ¹⁹⁾.

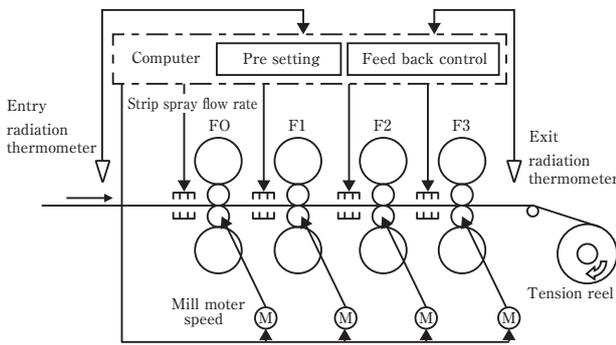


Fig. 43 Strip temperature control system in the hot rolling ¹⁹⁾.

時、巻取り温度が目標温度になるようにクーラント流量や圧延速度の初期設定が行われる。一方、圧延中には出側放射温度計による計測温度と目標温度の差異を縮小すべく圧延速度とクーラント流量にフィードバック制御が行われる。

5.5 板表面制御¹⁷⁾

アルミニウム板製品は、建材パネル、印刷版などを代表として表面品質を重要特性とする用途が多く、板表面品質の重要性は非常に高い。圧延において板表面品質を決定する因子は、潤滑条件とロール表面性状である。

熱間圧延油では、水ベース中に油滴が乳化状態で存在するエマルジョン油(油分濃度3～10%)が用いられ、エマルジョン油がロールや圧延材に衝突すると水と油に分離し(プレートアウト)、水は圧延材およびロールの冷却媒体に、油はくさび効果によりロールバイトに導入されて潤滑剤として働く (Fig. 44)。ロールバイト内での潤滑状態は、流体潤滑(摩擦係数<0.01)と境界潤滑(摩擦係数0.1程度)が混在した混合潤滑状態である。一方、冷間圧延油では、一般に100%油分状態(ニ

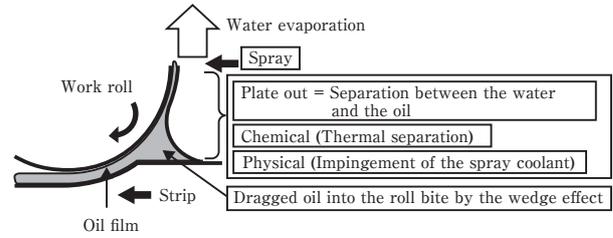


Fig. 44 Behavior of the hot rolling lubricant between the work roll and the strip ¹⁹⁾.

ート)の鉱油が用いられるが、海外および国内の一部では水溶性冷間圧延油が用いられている。

ロールバイト内での油膜厚さ h_L は流体潤滑理論によると、圧延油粘度 η 、ロール速度 U_R 、板速度 U_S 、噛み込み角 α 、圧延圧力 p で与えられる。

$$h_L \propto \eta \frac{U_R + U_S}{\alpha \cdot p} \tag{14}$$

この油膜厚さが厚い場合には、流体潤滑領域の割合が増して摩擦係数が低下し、良好な板表面性状になる。しかし、摩擦係数 μ が小さくなり過ぎると噛み込み失敗につながるため、摩擦力による引き込み力と圧延圧力による押し返し力とのバランスから式 (15) の大小関係にあることが必要である。

$$\mu \geq \tan \alpha \tag{15}$$

さて、ロール表面性状はアルミニウム板表面に直接転写されるため非常に重要であるが定量的管理が難しい一面がある。製品の板表面となる冷間の仕上げ圧延では、ロール粗度を $R_{max}=1 \mu m$ で管理するが光沢を重視する場合には鏡面仕上げを行う。また、板成形時の潤滑性を重視する場合にはブラスト処理によりロール表面を無方向性のダルフィニッシュ面に仕上げている。

一方、アルミニウム圧延特有で繊細な管理が必要なものとしてロールコーティングがある (Fig. 45)。これはアルミニウムとその酸化物および圧延油成分からなる層が高温高圧下でロール表面に凝着したものである。ロールコーティングが適度に生成されると摩擦係数が大きくなり、圧延剤の噛み込み性が改善される。しかし、過剰な厚みになるとロールコーティングがロールから圧延材に移着して Fig. 46 のような板表面欠陥となる。従って、ロールコーティングが板表面品質を作り込む上で大きく影響する熱間圧延では、ミル内に配備したブラシロールによりロールコーティングを適度な厚みまで研削除去する。また、ロールコーティン

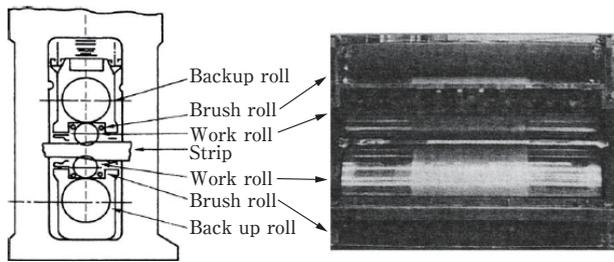
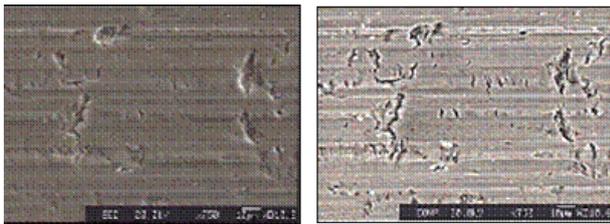
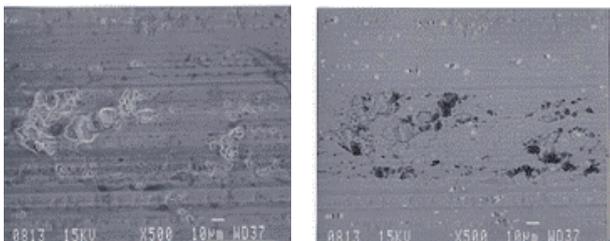


Fig. 45 Roll coating generated at the roll surface ²⁴⁾.



Pick up defect, left: SEM image, right: COMPO image



Sticking defect, left: SEM image, right: COMPO image

Fig. 46 Defect generated at the strip surface due to the roll coating ¹⁹⁾.

グの生成に伴いながら安定した圧延を継続するには、圧延材の合金組成や板巾などの圧延条件を考慮した圧延スケジュールを組み立てることも肝要である。

6. おわりに

最近、材料の機械的性質に影響のある圧延工程での集合組織形成や析出現象などを、材料組織形成シミュレーション(古典物理モデル、フェーズフィールド法、第一原理計算など)を駆使して予測する試みがある。これにセンサーなどの計測技術を含めた革新が加わるとIoTの利用を含めてアルミニウム圧延の新展開につながるものと期待される。

7. 補遺

7.1 ロール冷却能の評価実験

ワークロール温度はロール熱クラウンと板表面性状に直接的な影響を与えるため、これを適正温度に保つ

ためにはクーラントスプレーによるロール冷却が必要となる。著者らは実機ロールと同じ径を有するロール冷却シミュレータ装置(Fig. 47, Fig. 48, Fig. 49およびTable 5)を製作し、クーラント熱伝達係数に与えるスプレー流量密度、ノズル拭れ角、ノズル配置などの影響について検討を行った。

ロール内への熱電対埋め込み位置(Fig. 50)は、深さ方向に0, 10, 20, 80 mm, 巾方向に38 mmピッチで計12点に配置した。内部スチーム加熱によりロール温度が均一に140℃になった段階でスチーム加熱を切り、スプレー実験を開始した。ロール表面温度は(Fig. 51)ロール回転によりクーラントスプレーが当たるタイミングで減衰し、空気冷却域で温度回復しながら徐々に温度低下して行く。

7.2 クーラント熱伝達係数の求め方

クーラント熱伝達係数は深さ10 mm位置の熱電対温度データを用いて、次の仮定の下、まず、ロール周方向平均のクーラント熱伝達係数 h として算出する。



Fig. 47 Experiment apparatus to evaluate the roll cooling ²⁵⁾. (upper: roll and the spray nozzles, lower: coolant tank)

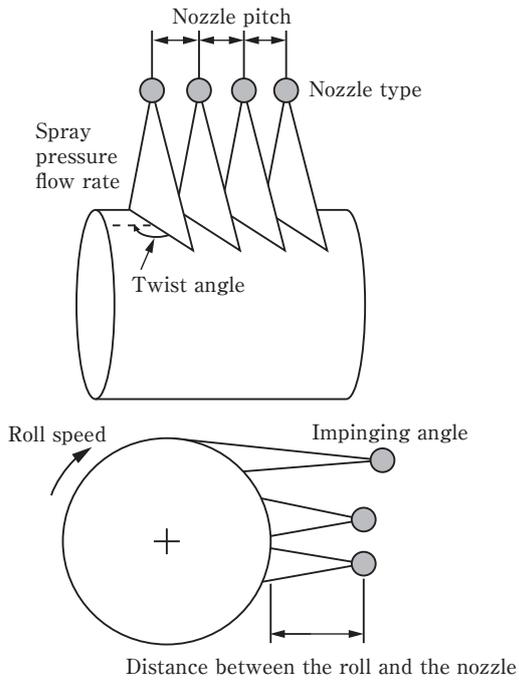


Fig. 48 Experiment parameters of the roll cooling simulator²⁵⁾.

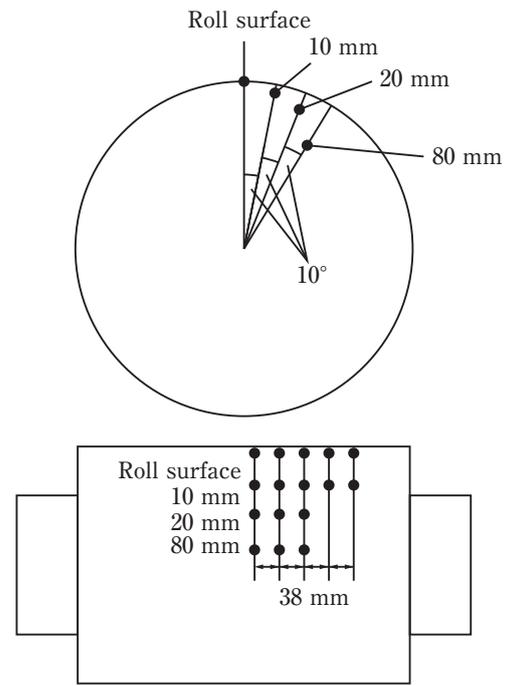


Fig. 50 Arrangement of the thermocouples in the roll²⁵⁾.

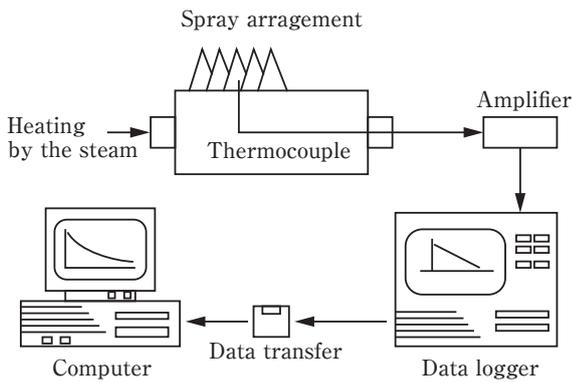


Fig. 49 Data flow of the roll cooling simulator²⁵⁾.

Table 5 Specification of the experiment apparatus²⁵⁾.

Items		Specification
Roll	Size	$\phi 675 \times 660$ mm (hollow $\phi 400$ mm)
	Material	RP48 (Special forged steel)
	Speed	0~360 mpm
Heater	Heat source	Inner heating by the steam, max150°C
Spray	Pressure	0~15 kg/cm ²
	Flow rate	0~60 l/min (per nozzle)
Nozzle	Arrangement	Column 3×Row 4 = 12
		Nozzle pitch, Nozzle type
		Number, Impinging angle
Lubricant	Type	Soluble coolant for the hot rolling
	Temperature	60°C (Heating by steam)
	Tank capacity	2000 l
Sensor	Pressure	Pressure gauge
	Flow rate	Flowmeter
	Temperature	Thermocouple embedded in the roll ($\phi 0.5$ Sheathed thermocouple)
	Data logger	Sampling pitch 100 ms

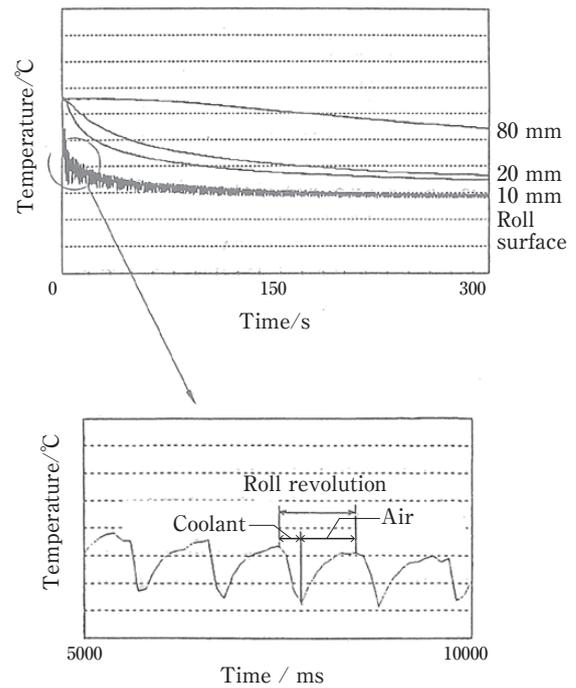


Fig. 51 Temperature variation due to coolant cooling and air cooling during the roll revolution²⁵⁾.

- (1) 熱の流れは半径方向のみ
- (2) ロールの物性値は一定
- (3) 冷却中ロール内部に熱源はない

したがって、ロール温度 $T(r, t)$ はロール内部において

$$\frac{\rho C}{\kappa} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} \quad (16)$$

ロール表面では、

$$\kappa \frac{\partial T}{\partial r} = -h(T - T_\infty) \quad (17)$$

となり、初期条件および境界条件は次の通りである。

$$T(r, 0) = T_0 \quad (18)$$

$$\frac{\partial T(0, t)}{\partial r} = 0 \quad (19)$$

ここでは、 ρ は密度、 C は比熱、 κ は熱伝導率である。ロール温度は位置座標に関してベッセル関数、また時間座標に関して指数関数の積の無限級数和として解析的に解ける。

$$\frac{T - T_\infty}{T_0 - T_\infty} = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2J_1(\xi_n)}{\xi_n \{J_0^2(\xi_n) + J_1^2(\xi_n)\}} J_0(\xi_n r^*) \exp(-\xi_n^2 t^*) \quad (20)$$

ここで、 ξ_n は超越方程式の正根である。

$$\xi_n \frac{J_1(\xi_n)}{J_0(\xi_n)} = \frac{hR}{\kappa} \quad (21)$$

また、 r^* 、 t^* は規格化された変数である。

$$r^* \equiv \frac{r}{R} \quad (22)$$

$$t^* \equiv \frac{\kappa t}{\rho C R^2} \quad (23)$$

平均クーラント熱伝達係数 h を求めるには、ロール冷却シミュレータ実験の温度データより式(20)の左辺を計算し、右辺がこれとバランスするように式(21)右辺の熱伝達係数 h を調整して収束計算を行う。

さて、平均クーラント熱伝達係数 h が求まると、クーラント熱伝達係数 h_c はFig. 51に見るクーラント冷却時間帯 θ_c と空気冷却時間帯 θ_A 、即ち、周方向占有率より次のように求められる。

$$h_c = \frac{h(\theta_c + \theta_A) - h_A \theta_A}{\theta_c} \quad (24)$$

なお、空気冷却の熱伝達係数 h_A は別実験で求めておく。

以上の解析方法で求められたクーラント熱伝達係数 h_c をFig. 52に示す。スプレー流量密度 G (スプレ圧力 P は G^2 に比例)で整理すると次の実験式が得られた。

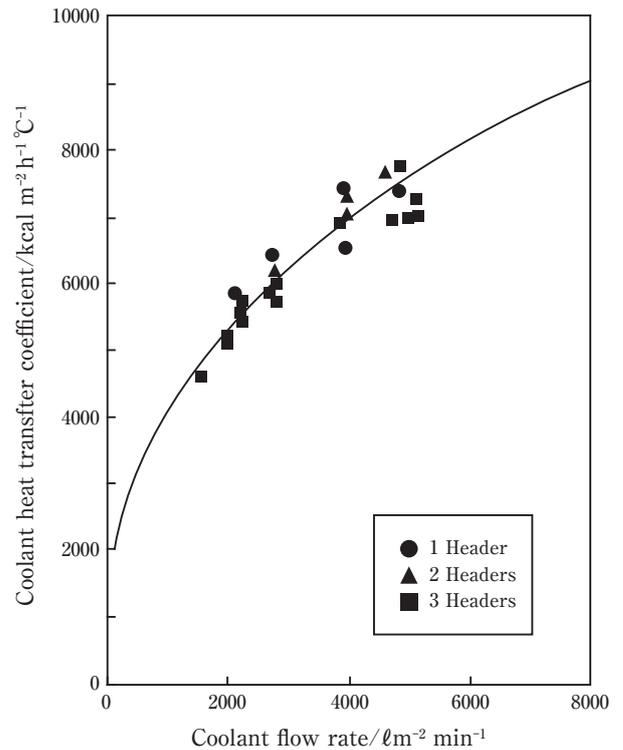


Fig. 52 Coolant heat transfer coefficient v.s. coolant flow rate ²⁵⁾.

$$h_c \propto G^{0.4} \quad \text{あるいは} \quad h_c \propto P^{0.2} \quad (25)$$

7.3 ノズル振れ角の影響

実験で用いたスプレーはフラットタイプであり、スプレー距離300 mm位置では約20 mm × 200 mmの衝突面積がある。そのスプレー状況下での巾方向流量分布を測定した結果がFig. 53である。

ロールバレル方向を基準にスプレー振れ角を設けるとFig. 54のようにスプレー巾中心位置のロール冷却能(相対クーラント熱伝達係数)が若干高まる傾向が見られる。

7.4 ノズル配置の影響

実機のロール冷却ではあるノズル振れ角を持って一定ピッチで複数個のノズルが配置され、区分ごとにON/OFF制御がなされる。ノズルピッチのロール冷却能(平均クーラント熱伝達係数)への影響を調査した結果がFig. 55である。ノズル振れ角を15°に設定してノズルピッチを76, 152, 228, 304 mmに振ると、後者2ケースは明らかにロール冷却能が低下する。これはノズル振れ角が15°の場合、ロールバレル方向のスプレー巾が190 mmになるからである。

一方、多段スプレーバーを用いる場合には、上段ス

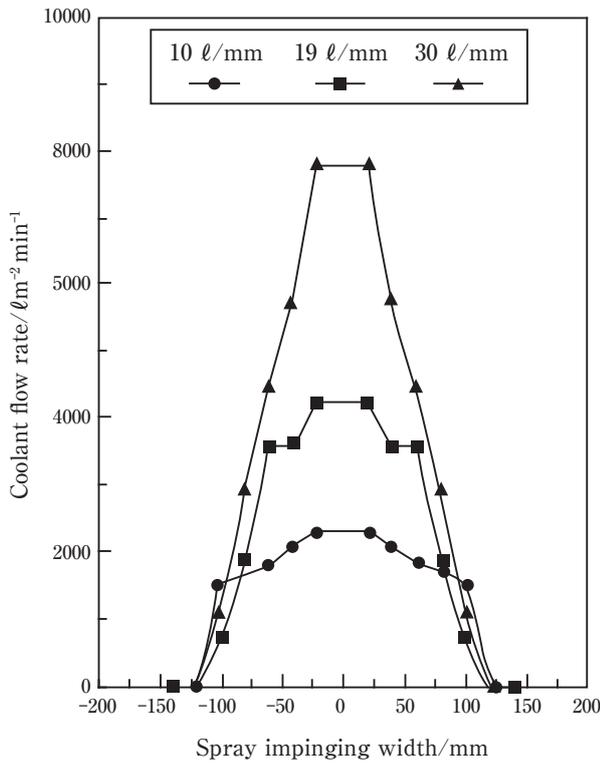


Fig. 53 Distribution of the coolant flow rate along the spray impinging width ²⁵⁾.

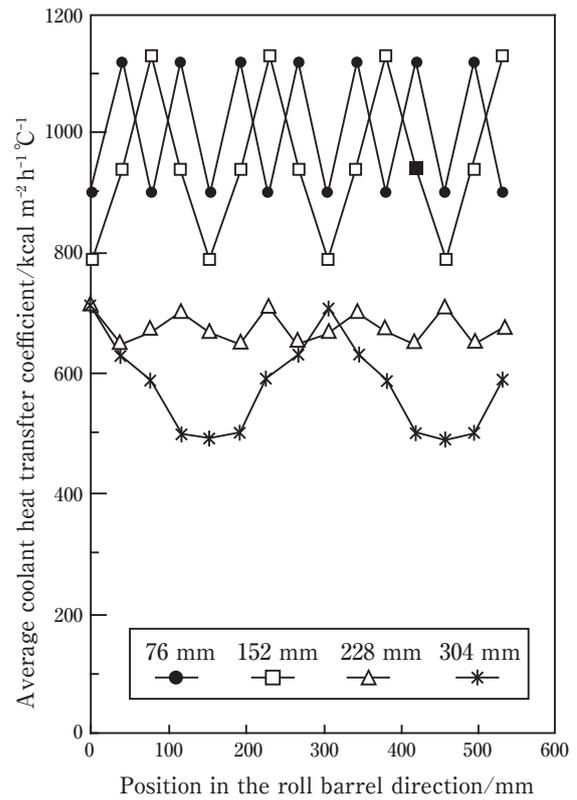


Fig. 55 Dependence of the average heat transfer coefficient on the nozzle pitch ²⁵⁾.

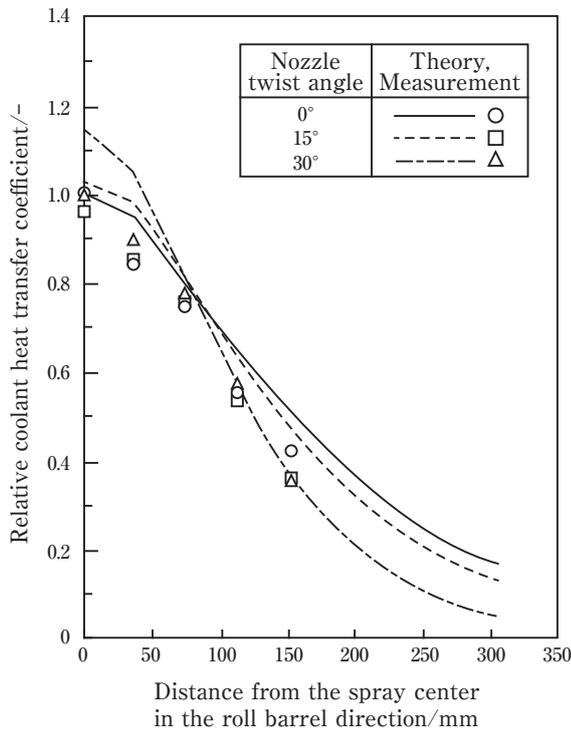


Fig. 54 Dependence of the relative coolant heat transfer coefficient on the nozzle twist angles ²⁵⁾.

プレーバーからのクーラントが下段スプレーに覆い被さる状況となるためクーラントの排水性、即ち、ノズル振れ角を適正化することが肝要である。

7.5 ロール温度計算への適用

上記で求めたロール冷却に対するクーラント熱伝達係数をロール温度計算モデルに適用し、実機圧延スケジュールをトレースした。

ロール温度 $T(r, t, z)$ には円柱の熱伝導方程式 (26) および式 (27) を、ロール熱クラウン u には式 (28) を用いた。

$$\frac{\rho C}{\kappa} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \quad (26)$$

$$\kappa \frac{\partial T}{\partial r} = -\bar{h}(T - \bar{T}) \quad (27)$$

$$u = \frac{2(1+\nu)\alpha}{R} \int_0^R (T - T_0) \cdot r \cdot dr \quad (28)$$

ここで、 ν はポアソン比、 α は線膨張係数である。

ロール周方向の平均熱伝達係数 \bar{h} および平均温度 \bar{T} は Fig. 56 に示すように、①圧延材料、②空気冷却、③バックアップロールおよび④クーラント冷却について、占有率で平均化した。具体的な入力データ値を Table 6 に示す。

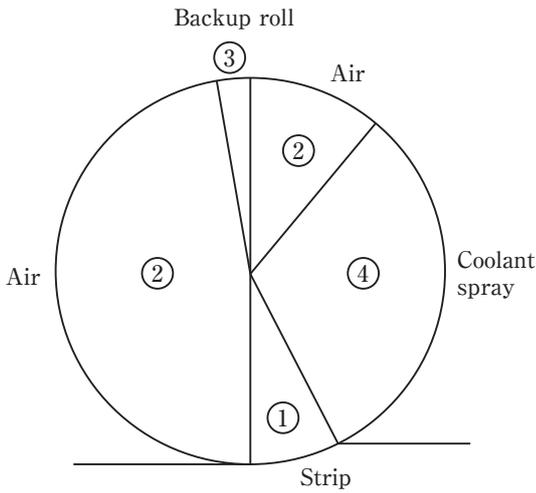


Fig. 56 Peripheral boundary condition for roll temperature model²⁶⁾.

Table 6 Input data of the roll temperature and the heat crown calculation²⁶⁾.

Items	Unit	Value
Work roll diameter	mm	725
Backup roll diameter	mm	1530
Roll barrel length	mm	2850
Density	kg/m ³	7800
Thermal capacitance	kJ/kg-K	0.46
Thermal conductivity	W/m-K	46
Thermal expansion coefficient	1/K	1.14×10 ⁻⁵
Young's modulus	N/m ²	2.1×10 ¹¹
Poisson's ratio	-	0.3
Heat transfer coefficient		
Coolant	W/m ² -K	8000
Strip	W/m ² -K	64000
Air	W/m ² -K	10
Backup roll	W/m ² -K	1100
Boundary temperature		
Coolant	K	333
Strip	K	593
Air	K	323
Backup roll	K	343

$$\bar{h} = \frac{\sum_{i=1}^4 h_i \cdot \theta_i}{\sum_{i=1}^4 \theta_i} \quad (29)$$

$$\bar{T} = \frac{\sum_{i=1}^4 h_i \cdot \theta_i \cdot T_i}{\sum_{i=1}^4 h_i \cdot \theta_i} \quad (30)$$

(1) 圧延材料①

$$\theta_1 = \frac{L_d}{2\pi R} \sim 1.3\% \quad (31)$$

$$L_d = \sqrt{R'(\Delta h)}$$

$$R' = R \left[1 + \frac{16(1-\nu^2)P}{\pi E b \Delta h} \right]$$

ここで、 R はロール半径、 L_d は接触弧長、 P は荷重、 E はヤング率、 b は板巾、 Δh は入側板厚と出側板厚の差である。

(2) バックアップロール③

$$\theta_3 = \frac{\zeta}{2\pi R} \sim 0.3\% \quad (32)$$

$$\zeta = \sqrt{\frac{16(1-\nu^2)}{\pi E} - q \frac{D_1 D_2}{D_1 + D_2}}$$

ここで、 D_1 、 D_2 はワークロールおよびバックアップロールの直径、 q は2円柱の接触による線荷重

(3) クーラント冷却④

ロール冷却シミュレータの測定結果より、

$$\theta_3 = 36\% \quad (33)$$

(4) 空気冷却②

上記境界条件以外を空気冷却と仮定した。

$$\theta_2 = 62.4\% \quad (34)$$

Fig. 57はロール巾中心位置でのロール表面温度、Fig. 58はロール熱クラウンの時系列の計算結果であり、実測結果との一致は非常に良い。一方、Fig. 59はロール熱クラウンの巾方向分布であり、これも実測結果との一致は非常に良い。なお、1次元モデルとは式(26)において半径方向を考慮しないモデルである。

参考文献

- 1) 日本アルミニウム協会：アルミニウム統計表, (2014).
- 2) 日本アルミニウム協会：アルミニウムハンドブック, (1994).
- 3) 箕田 正：軽金属基礎技術講座「アルミニウムの製造技術」第5章, 軽金属学会, (2009), 56-71.
- 4) 吉田英雄, 内田秀俊：軽金属, **45** (1995), 41-55.
- 5) 菱川 滋, 小林博幸：古河レビュー No.4, (2008), 1-9.
- 6) 大西 忠：軽金属, **39** (1989), 235.
- 7) L. W. Eastwood: Gases in Non-Ferrous Metals and Alloys, ASM, (1953).
- 8) 大瀧光弘：軽金属基礎技術講座「アルミニウムの製造技術」第2章, 軽金属学会, (2009), 15-27.
- 9) 堀川敬太郎, 倉本 繁, 菅野幹宏：軽金属, **48** (1998), 371-374.
- 10) 杉田薫：軽金属学会東海センター講演会講演概要, (1992).
- 11) 大塚良達：軽金属, **39** (1989), 466.
- 12) ABB ホームページ：溶湯清浄度評価装置LiMCA
- 13) 石川宣仁：軽金属, **52** (2002), 453-459.
- 14) 小菅張弓：日本金属学会会報, **19** (1980), 178-184
- 15) K. Buxmann: Light Metals, (1978), 313-341.
- 16) 渡辺良夫：軽金属, **58** (2008), 212-223.
- 17) 石川宣仁：軽金属, **66** (2016), 200-206.
- 18) 日本アルミニウム協会編：現場で生かす金属材料シリーズアルミニウム, (株)工業調査会, (2007), 196-204.
- 19) 小林博幸, 渡辺昌英：軽金属, **58** (2008), 473-485.
- 20) 日本鉄鋼協会：圧延理論とその応用, (1970), 5-40.
- 21) 軽金属学会：研究部会報告書No.27「アルミニウム薄板の板クラウンおよび形状制御の現状」, (1992), 20-21.
- 22) A. Sugie: Science and Engineering of Light Metals, (1991), 761-766.
- 23) 日本鉄鋼協会：板圧延の理論と実際, (1984), 96.
- 24) 軽金属学会：研究部会報告書No.24「アルミニウム熱間圧延時のロールコーティング」, (1991), 6-7.
- 25) 土井俊和, 皆川吉正, 石川宣仁, 長倉 弘：古河電工時報, **91** (1992).
- 26) 浅田勝義, 石川宣仁, 宮永徹夫：古河電工時報, **94** (1994).

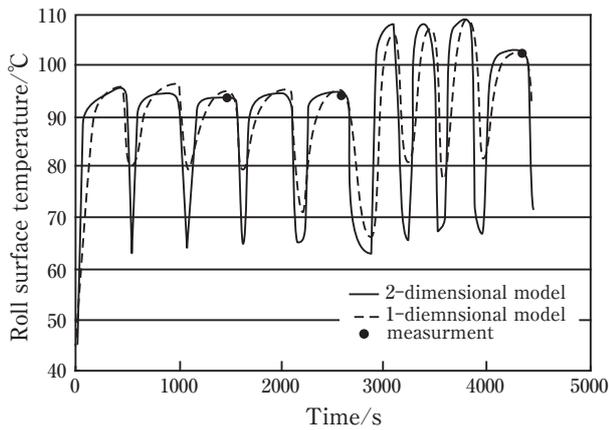


Fig. 57 Comparison between the calculated and the measured roll surface temperature ²⁶⁾.

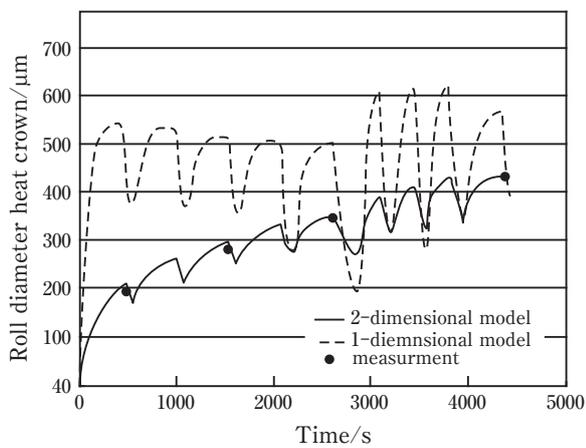


Fig. 58 Comparison between the calculated and the measured roll diameter heat crown ²⁶⁾.

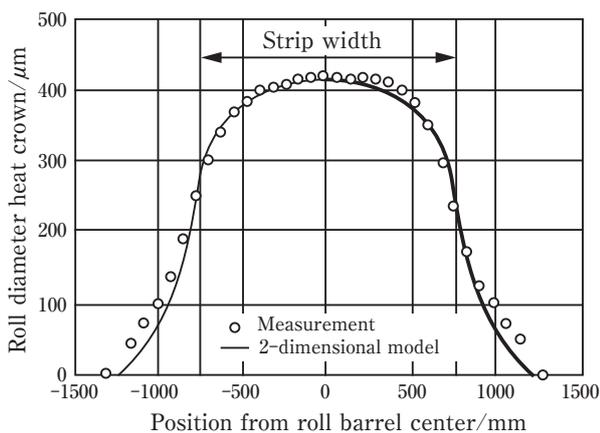


Fig. 59 Comparison between the calculated and the measured distribution of the roll diameter heat crown in the barrel direction ²⁶⁾.



石川 宣仁 (Nobuhito Ishikawa)
(株)UACJ 技術開発研究所 第三研究部