



TITLE:

Temperaturkontrolle der Bramme bei der unmittelbaren Verbindung der Stranggießanlage mit der Warmbreitbandstraße

AUTHOR(S):

KOKADO, Jun-ichi; HATTA, Natsuo; TAKUDA, Hirohiko

CITATION:

KOKADO, Jun-ichi ...[et al]. Temperaturkontrolle der Bramme bei der unmittelbaren Verbindung der Stranggießanlage mit der Warmbreitbandstraße. *Memoirs of the Faculty of Engineering, Kyoto University* 1986, 48(3): 284-306

ISSUE DATE:

1986-07-31

URL:

<http://hdl.handle.net/2433/281329>

RIGHT:

Temperaturkontrolle der Bramme bei der unmittelbaren Verbindung der Stranggießanlage mit der Warmbreitbandstraße

von

Jun-ichi KOKADO, Natsuo HATTA und Hirohiko TAKUDA*

(Eingegangen am 20. Januar 1986)

Inhaltsangabe

Eine thermische Analyse über den Temperaturverlauf der Bramme von der Kokille der Stranggießanlage bis zum Aufhaspel der Warmbreitbandstraße wurde unter verschiedenen Bedingungen durchgeführt. Dadurch erhaltene hauptsächliche Ergebnisse werden wie folgt zusammengefaßt:

- 1) Um die Temperatur der Strangecke zu erhöhen und dadurch sie am Richtbereich außerhalb der zerbrechlichen Zone liegen zu lassen, sollten die Breite des Nebelsprays abgenommen werden als die Brammenbreite und auch der Strangeckenteil durch den Isolierstoff bedeckt werden.
- 2) Der Wirkungsgrad der Spraybreite, der Gießgeschwindigkeit, der Abkühlungsfähigkeit in der sekundären Abkühlungszone und der Brammendicke auf die Entfernung vom Gießspiegel zum Kraterende ist rechnerisch klar gemacht, und die Richtigkeit dieser Rechnung ist im Betriebe nachgewiesen.
- 3) Die erforderliche Temperatur der Bramme am Eingang der Vorstraße, die die Endwalztemperatur garantiert, senkt sich bei steigender Banddicke auf dem Pendelrollgang. Die Erhöhung der Banddicke auf dem Pendelrollgang verursacht dagegen den Nachteil, daß die Schopfschere nicht mehr zufriedenstellend arbeitet, weiter wird dadurch die Greiffähigkeit sowie die Motorkraft der ersten Fertigwalze nachteilig beeinflusst. Diese Schwierigkeiten können dadurch ausgeglichen werden, eine Walze als F_0 -Gerüst kurz vor der Schopfschere einzusetzen.

1. Einleitung

Im Januar 1981 wurde im Werk Sakai von Nippon Steel Corporation (NSC) eine Bramme zum erstenmal in der Welt ohne den Weg durch den Hubbalkenofen unmittelbar von der Stranggießanlage in die Vorstraße der Warmbreitbandanlage eingeführt

* Institut für Bergbau und Hüttenmaschinen der Universität Kyoto

und ohne Schwierigkeit zur Warmbreitband gewalzt¹⁾. Es war ein epochemachender Erfolg in der Stahlindustrie. Die Realisierung des Verfahrens brachte nicht nur eine Große Energiesparung von $350 \cdot 10^3$ kcal/t·Bramme auf etwa $100 \cdot 10^3$ kcal/t·Bramme, eine bedeutende Verminderung der Arbeitskräfte, z. B. von 600 Köpfen auf 370 Köpfe, eine unglaubliche Abkürzung der laufenden Zeitdauer von der stranggegossenen Bramme bis zur warmgewalzten Produktion von 3 Tage auf nur 10 Minuten, sondern auch die Befreiung aus der Schwerarbeit für Ausbesserung der Oberflächenfehlern unter hoher Temperatur. Man nennt das Verfahren ein CC-DR-Verfahren (Continuous Casting Direct Rolling).

Seit das Stranggießverfahren von Stahl im Jahre 1960 in Deutschland zum erstenmal in Betrieb eingeführt wurde, bemühte man sich in Japan um die positive Aufnahme dieses Verfahrens und um seine weiteren technischen Entwicklungen. Dadurch wurde es klar, erstens daß das Stranggießverfahren ein höheres Ausbringen, einen geringeren Energieverbrauch, größere Sauberkeit und weniger Arbeitskräfte benötigt als Blockverfahren, so wie es erwartet wurde; zweitens daß die dafür benötigten Investitionskosten längstens in zwei Jahren abgeschrieben werden können und nicht zuletzt, daß die Qualität der stranggegossenen Bramme besser ist als die der durch das Blockverfahren erzeugten Bramme. Aus diesen Gründen stieg in Japan der Stranggußanteil der Rohstahlerzeugung sehr stark an und erreichte im Jahre 1979 über die Hälfte, im Jahre 1983 etwa 85% und im Jahre 1984 über 90%. Nachdem sich so das Stranggießverfahren durchgesetzt hatte, keimte langsam die Vorstellung, daß die Stranggießanlage nicht nur ein Teil des Stahlwerks, sondern auch ein Teil der Warmwalzanlage sein könne. Gleichzeitig ist es durch die Anwendung von Computer ermöglicht worden, die Analyse über den Temperaturverlauf der Bramme von der Kokille der Stranggießanlage bis zum Aufhaspel der Warmbreitbandstraße unter verschiedenen Bedingungen genau zu beherrschen. Durch die Verbesserung der beiden Anlagen, die sich auf die analytischen Ergebnisse gründen, wurde einerseits die erforderliche Brammentemperatur vor der Vorstraße niedriger, andererseits die erhaltbare Brammentemperatur an der Abscheiderstelle höher und der Unterschied der beiden Temperaturen geringer.

Von den obigen geschichtlichen und technischen Hintergründen wurde das sogenannte CC-DR-Verfahren mit Hilfe von noch vielen weiteren technischen Entwicklungen zur Betriebsreife gebracht. In diesem Bericht wird hauptsächlich die für die Realisierung dieses Verfahrens entwickelte thermische Analyse der Bramme beschrieben.

2. Temperaturkontrolle der Bramme beim Warmwalzen der Breitbänder

Zur Zeit sind in Japan insgesamt 21 Warmbreitbandstraßen in Betrieb. Davon

sind fünf der sieben Straßen, die früher als 1962 gebaut wurden, halb-kontinuierlich, 10 Straßen von 11, die seit 1963 bis 1970 gebaut wurden, sind voll-kontinuierlich, und drei neuen Straßen sind dreiviertel-kontinuierlich. Die Entwicklung der Warmbreitbandstraße von den halb- zur voll-kontinuierlichen Straße erfolgt zunächst, um die Produktivität der einzelnen Straße zu erhöhen und andererseits, um die Qualität des Bandes durch die Sicherung der angegebenen Endwalztemperatur zu garantieren. Bei der neuen Entwicklung der Gießtechnik, besonders der Stranggießtechnik wurde das Brammengewicht von Jahr zu Jahr größer, und dadurch wurden die gesamte Länge der Anlage und ihre Produktivität größer. Heutzutage haben einige Warmbreitbandstraßen in Japan eine Produktionsleistung von über 600 t/h. Bei einer so großen Anlage erreicht die Länge der Straße manchmal mehr als 500 m, der Auslaufrollgang inbegriffen. Diese große Länge der Straße brachte wiederum die Erhöhung der Erwärmungstemperatur der Bramme in Heizofen, da der Temperaturabfall des Walz-

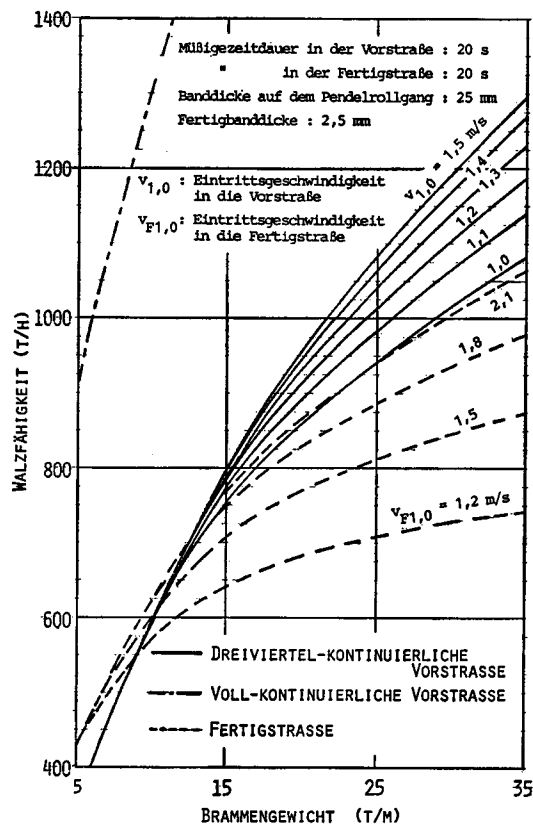


Bild 1. Verhältnis der Produktivität der voll- und dreiviertel-kontinuierlichen Vorstraße sowie der Fertigstraße zum Brammengewicht in einheitlicher Brammenbreite

gutes mit der laufenden Länge zunimmt, und auch die Schwierigkeit der Erhaltung sowie des Betriebs der Anlage. Gleichzeitig darf das Ungleichgewicht der Produktivität zwischen der Vor- und Fertigstraße nicht außeracht gelassen werden, weil die Produktivität der voll- kontinuierlichen Vorstraße beim Warmbreitwalzen mit der Vergrößerung des Brammengewichtes in einheitlicher Bandbreite erhöht wird, aber in der Fertigstraße die begrenzte Auslaufgeschwindigkeit des Bandes der Produktivität Schranken setzt.

Unter Berücksichtigung der obigen Situation wurde ein analytischer Vergleich der Produktivität und der erforderlichen Brammentemperatur am Eingang der Vorstraße zwischen der voll- und dreiviertel-kontinuierlichen Warmbreitbandstraße durchgeführt²⁾. **Bild 1** zeigt als analytisches Beispiel das Verhältnis der Produktivität der voll- und dreiviertel-kontinuierlichen Vorstraße sowie der Fertigstraße zum Brammengewicht in einheitlicher Brammenbreite. Dabei sind die Stichplangestaltung in der Vorstraße so wie in **Tafel 1**, die Fertigbanddicke zu 2,5 mm, die Länge des Auslaufrollgangs zu 170 m, die Kopfgeschwindigkeit auf dem Auslaufrollgang zu 12 m/s und die Beschleunigung zu 0.4 m/s² angenommen. Aus dem Bild ergibt sich, erstens daß die Produk-

Tafel 1 Stichplangeastaltung in der Vorstraße

| | | Gerüstnummer | R1 | R2 | R3 | R4 | R5 | F1 | | |
|-----------------------------|----------------------|--------------------------------|--------|--------|--------|-------|-------|--------|----------------------------------|--------|
| | | Banddicke [mm] | 230.00 | 178.25 | 129.23 | 85.42 | 49.97 | 25.00 | | |
| | | Walz-Verhältnis [%] | — | 22.5 | 27.5 | 33.9 | 41.5 | 50.0 | Gesamtlänge der Vostrasse [m] | |
| | | Eintrittsgeschwindigkeit [m/s] | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 1.02 | 1.75 | 1.20 | | |
| | | Austrittsgeschwindigkeit [m/s] | — | 1.29 | 1.38 | 1.51 | 1.75 | 3.50 | | |
| voll-kontinuierlich | Brammengewicht [t/m] | 30 | TL [m] | 35.44 | 24.99 | 33.65 | 49.60 | 80.47 | 184.36 | 408.51 |
| | | | ML [m] | 16.72 | 21.58 | 29.76 | 45.03 | 76.97 | 153.85 | — |
| | 20 | TL [m] | 24.30 | 17.80 | 23.73 | 34.59 | 54.81 | 133.03 | 288.31 | |
| | | ML [m] | 11.15 | 14.38 | 19.84 | 30.02 | 51.31 | 102.56 | — | |
| | 12 | TL [m] | 15.38 | 12.04 | 15.79 | 22.59 | 34.29 | 92.05 | 192.14 | |
| | | ML [m] | 6.69 | 8.63 | 11.90 | 18.01 | 30.79 | 61.54 | — | |
| drei-viertel-kontinuierlich | Brammengewicht [t/m] | 30 | TL [m] | 51.62 | | 49.60 | | 80.47 | 184.36 | 366.05 |
| | | | ML [m] | 16.72 | 21.58 | 29.76 | 45.03 | 76.96 | 153.85 | — |
| | 20 | TL [m] | 36.13 | | 34.59 | | 54.81 | 133.08 | 258.61 | |
| | | ML [m] | 11.15 | 14.38 | 19.84 | 30.02 | 51.31 | 102.56 | — | |
| | 12 | TL [m] | 23.73 | | 22.59 | | 34.29 | 92.05 | 172.66 | |
| | | ML [m] | 6.69 | 8.63 | 11.90 | 18.01 | 30.79 | 61.54 | — | |

TL: Abstand zwischen den Gerüsten
ML: Länge des Walzgutes

ktivität immer mit dem zunehmenden Brammengewicht steigt, zweitens daß die Produktivität der voll-kontinuierlichen Vorstraße viel größer ist als die der Fertigstraße und drittens daß die Produktivität der dreiviertel-kontinuierlichen Vorstraße größer wird als die der Fertigstraße, falls das Brammengewicht 10 t/m übersteigt. Damit wird es möglich, die Produktivität der dreiviertel-kontinuierlichen Vorstraße durch die Regulierung der müßigen Zeit in der Vorstraße und die Produktivität der Fertigstraße auf den gleichen Nenner zu bringen. Außerdem zeigt eine ähnliche Berechnung, daß sich die Produktivität der Fertigstraße mit der zunehmenden Banddicke auf dem Pendelrollgang geringfügig vermindert.

Die nach Stahlart vorher festgestellte Endwalz- und Haspeltemperatur zu sichern, ist die wichtigste Aufgabe beim Warmwalzen des Breitbandes im Hinblick auf die Gefügeausbildung und die mechanischen Eigenschaften, sowie auf die Meßgenauigkeit des Walzgutes. Die Endwalztemperatur ist von der Stichplangestaltung in der Fertigstraße und auch von der Brammentemperatur am Eingang der Fertigstraße θ_p (°C) abhängig. Der Wert von θ_p ist am Bandkopf am höchsten und sinkt mit der Näherung zum Bandfuß. Aber die Endwalztemperatur des Bandfusses wird meistens höher als die des Bandkopfs, weil das Breitband auf dem Auslaufrollgang danach beschleunigt wird, wenn sein Kopf in die Aufhaspel hineingewickelt wird. Daher wird die

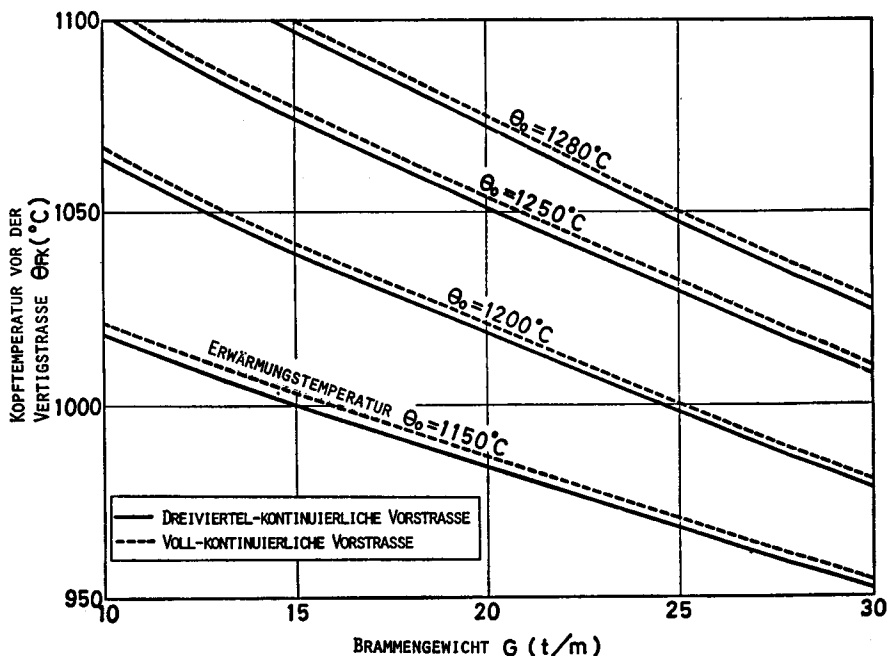


Bild 2. Verhältnis zwischen dem Brammengewicht und der Kopftemperatur in den beiden Fällen, falls die Vorstraße voll- und dreiviertel-kontinuierlich ist

Kopftemperatur des Bandes am Eingang der Fertigstraße θ_{FK} (°C) beim Warmbreitbandwalzen oft als ein Kennzeichen dafür gebraucht, ob die benötigte Endwalztemperatur gesichert ist. **Bild 2** zeigt das Verhältnis zwischen dem Brammengewicht G (t/m) und der Kopftemperatur θ_{FK} (°C) für die beiden Fällen der voll- und dreiviertel-kontinuierlichen Vorstraße, wobei die Erwärmungstemperatur der Bramme θ_o (°C) als Parameter gebraucht ist. Die Stichplangestaltung in beiden Fällen sind in **Tafel 1** dargestellt. Aus dem **Bild 2** versteht man leicht, daß sich die Kopftemperatur in beiden Fällen mit der zunehmenden Brammengewicht fast parallel vermindert und der Temperaturunterschied höchstens 6 °C ist. Außerdem ist die erforderliche Länge der Anlage bei der dreiviertel-kontinuierlichen Vorstraße kürzer als bei der voll-kontinuierlichen Vorstraße, wie **Tafel 1** beispielsweise zeigt. Aus diesen Gründen wurde die dreiviertel-kontinuierliche Warmbreitbandstraße im Jahre 1971 im Werk Ohita von NSC, im Jahre 1979 im Werk Ogishima von Nippon Kokan A. G. und im Jahre 1982 im Werk Yawata von NSC in Betrieb gesetzt. Wie oben angegeben, kann der Temperaturverlauf des Warmbreitbandes bei der dreiviertel- und voll-kontinuierlichen Straße fast gleich angenommen werden. Infolgedessen wird nur der Temperaturverlauf bei der voll-kontinuierlichen Straße in folgender Betrachtung behandelt.

Der Temperaturverlauf des Warmbreitbandes verändert sich mit der Erwärmungstemperatur θ_o (°C), der Walzenanordnung der Vorstraße, der Stichplangestaltung, der Walzgeschwindigkeit sowie mit der Beschleunigungsart des Bandes auf dem Auslaufrollgang, mit dem Brammengewicht in einheitlicher Bandbreite und mit dem Widerstandsbeiwert zwischen den Walzen und dem Band. Jeder dieser Faktoren wirkt in komplizierter Weise auf die Temperaturveränderung des Bandes. Das soll an einem Beispiel gezeigt werden.

Nehmen wir eine voll-kontinuierliche Straße an, bei der eine 20 t Bramme in einheitlicher Breite behandelt werden kann. Die Walzenanordnung wird im **Bild 3** und die Stichplangestaltung auf der **Tafel 2** angegeben, wobei die Abstände L_i (m) zwischen den Gerüsten in der Vorstraße durch Gl. (1) berechnet werden.

$$L_i = ML_i + 2v_{i,1} + (v_{i,1}^2 - v_{i+1,0}^2) / 2B \quad (1)$$

hier ist L_i der Abstand zwischen dem i -ten und dem $(i+1)$ ten Gerüst (m), ML_i die Länge des Bandes auf dem Rollgang zwischen dem i -ten und dem $(i+1)$ ten Gerüst (m), $v_{i,1}$ die Austrittsgeschwindigkeit des Bandes vom i -ten Gerüst (m/s), $v_{i+1,0}$ die Eintrittsgeschwindigkeit in das $(i+1)$ ten Gerüst (m/s) und B die reduzierte Beschleunigung (m/s²). Das dritte Glied der Gl. (1) bedeutet die Länge der Geschwindigkeitsverminderung von $v_{i,1}$ zu $v_{i+1,0}$. Die Länge des Pendelrollgangs wird mit $(L_i + 10)$ m, die Länge des Auslaufrollgangs mit 120 m und der Abstand zwischen den Gerüsten in der Fertigstraße mit 5,5 m angenommen. **Bild 3** zeigt auch den berechneten

Tafel 2 Stichplangestaltung (Brammengewicht: 20 t/m)

| Vorstrasse | | | | | | |
|--------------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|-------|
| | V ₁ | V ₂ | V ₃ | V ₄ | V ₅ | |
| Banddicke mm | 240.0 | 180.0 | 128.0 | 81.0 | 45.0 | 30.0 |
| ML _I m | 10.68 | 14.25 | 20.03 | 31.66 | 56.98 | 85.47 |
| V _I m/s | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 2.00 | |
| Banddicke mm | 240.0 | 181.0 | 130.0 | 86.0 | 56.0 | 40.0 |
| ML _I m | 10.68 | 14.17 | 19.72 | 29.82 | 45.79 | 64.10 |
| V _I m/s | 1.00 | 1.01 | 1.05 | 1.17 | 2.14 | |
| Banddicke mm | 240.0 | 183.0 | 136.0 | 96.0 | 66.0 | 50.0 |
| ML _I m | 10.68 | 14.01 | 18.85 | 26.71 | 38.85 | 51.28 |
| V _I m/s | 1.00 | 1.05 | 1.12 | 1.24 | 2.27 | |
| Banddicke mm | 240.0 | 190.0 | 145.0 | 105.0 | 75.0 | 60.0 |
| ML _I m | 10.68 | 13.50 | 17.68 | 24.42 | 34.19 | 42.74 |
| V _I m/s | 1.00 | 1.07 | 1.14 | 1.29 | 2.40 | |
| Banddicke mm | 240.0 | 200.0 | 155.0 | 115.0 | 85.0 | 70.0 |
| ML _I m | 10.68 | 12.82 | 16.54 | 22.30 | 30.17 | 36.63 |
| V _I m/s | 1.00 | 1.09 | 1.17 | 1.33 | 2.47 | |

| Fertigstrasse | | | | | | | | |
|---------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|-----|
| | F ₁ | F ₂ | F ₃ | F ₄ | F ₅ | F ₆ | F ₇ | |
| Banddicke mm | 30.0 | 17.5 | 11.0 | 7.2 | 4.9 | 3.5 | 2.7 | 2.3 |
| | 40.0 | 21.0 | 12.0 | 7.6 | 5.0 | 3.7 | 2.7 | 2.3 |
| | 50.0 | 25.0 | 13.5 | 8.2 | 5.3 | 3.7 | 2.7 | 2.3 |
| | 60.0 | 30.0 | 13.5 | 8.2 | 5.7 | 3.9 | 2.8 | 2.3 |
| | 70.0 | 33.3 | 17.3 | 9.8 | 6.0 | 4.0 | 2.8 | 2.3 |
| | 30.0 | 18.5 | 12.5 | 9.0 | 6.4 | 4.8 | 3.7 | 3.2 |
| | 40.0 | 23.0 | 15.6 | 10.4 | 7.1 | 5.0 | 3.7 | 3.2 |
| | 50.0 | 27.5 | 16.5 | 11.2 | 7.7 | 5.2 | 3.8 | 3.2 |
| | 60.0 | 31.5 | 19.0 | 12.0 | 7.7 | 5.2 | 3.8 | 3.2 |
| | 70.0 | 36.0 | 21.3 | 13.0 | 8.0 | 5.3 | 3.8 | 3.2 |
| | 30.0 | 20.0 | 14.8 | 11.1 | 8.7 | 6.7 | 5.4 | 4.5 |
| | 40.0 | 26.0 | 18.5 | 13.4 | 9.8 | 7.2 | 5.5 | 4.5 |
| | 50.0 | 32.0 | 21.4 | 14.7 | 10.1 | 7.3 | 5.5 | 4.5 |
| | 60.0 | 37.0 | 23.5 | 15.5 | 10.7 | 7.7 | 5.6 | 4.5 |
| | 70.0 | 42.0 | 26.5 | 16.9 | 11.2 | 7.7 | 5.6 | 4.5 |

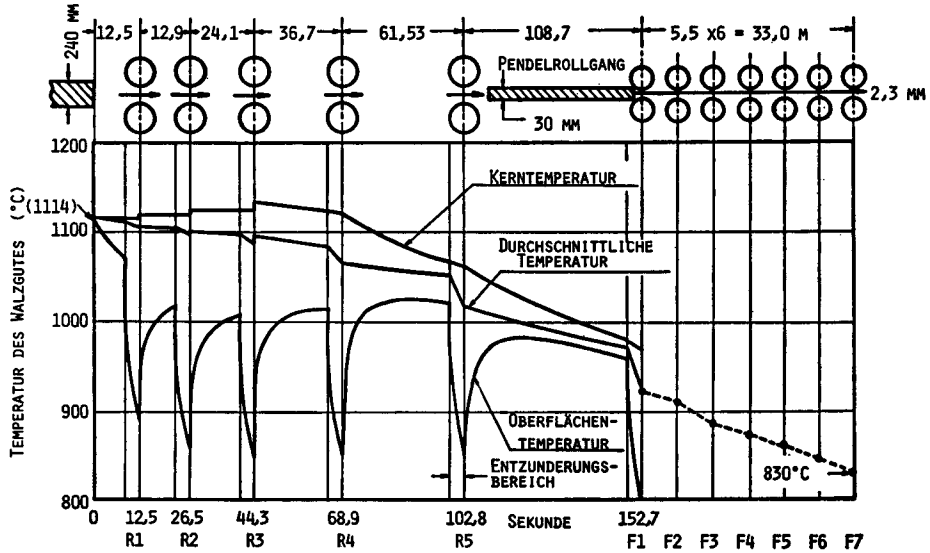


Bild 3. Die Walzenanordnung und der Temperaturverlauf des Bandkopfs (Brammengewicht: 20 t/m)

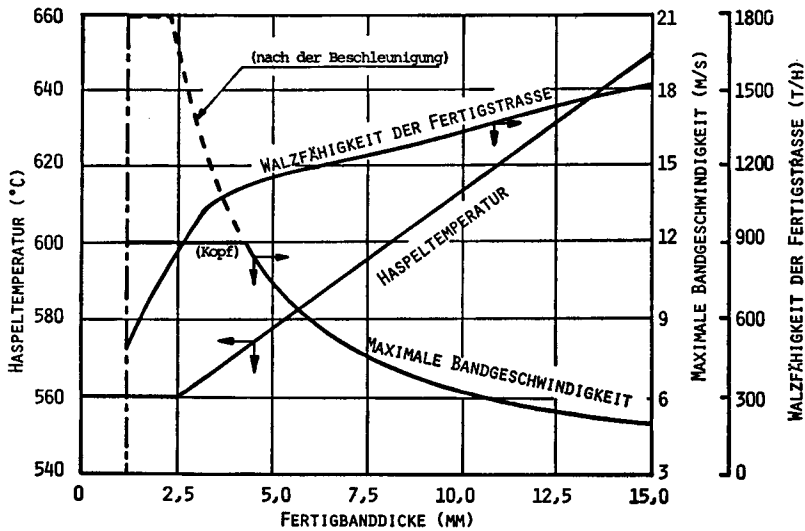


Bild 4. Verhältnis der Haspeltemperatur, der maximalen Bandgeschwindigkeit auf dem Auslaufrollgang und der Walzfähigkeit der Fertigstraße zur Fertigbanddicke

Temperaturverlauf des Bandkopfs in einer 5-gerüstigen Vor- und 7-gerüstigen Fertigstraße unter der Voraussetzung der auf der Tafel 2 angegebenen Stichplangestaltung, wobei die Brammendinge zu 240 mm, die Banddicke auf dem Pendelrollgang zu 30 mm, die Fertigbanddicke zu 2,3 mm, die Endwalztemperatur um 830 °C und die Auslaufgeschwindigkeit des Bandkopfs vom letzten Gerüst der Fertigstraße zu 12 m/s angenommen wird. In diesem Fall ist die erforderliche Erwärmungstemperatur der Bramme eine Temperatur um 1114 °C. Nehmen wir weiter an, daß sich die maximale Geschwindigkeit des Fertigbandes auf dem Auslaufrollgang unter Berücksichtigung der Beförderungssicherheit des Bandes im Bereich der dünnen Banddicke und der Versicherung der Haspeltemperatur im Bereich der dicken Banddicke so verändert, wie **Bild 4** zeigt, dann bekommen wir das Verhältnis zwischen der Fertigbanddicke und der erforderlichen Erwärmungstemperatur für die verschiedenen Banddicke auf dem

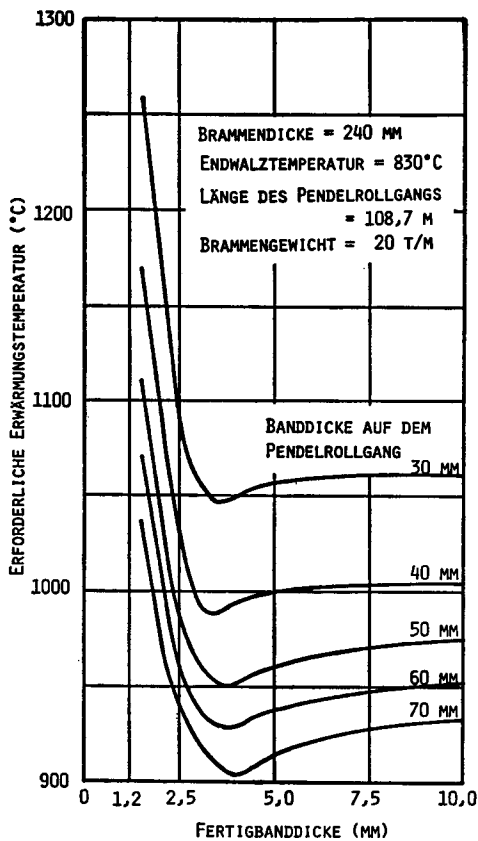


Bild 5. Verhältnis zwischen der Fertigbanddicke und der erforderlichen Erwärmungstemperatur im Heizofen

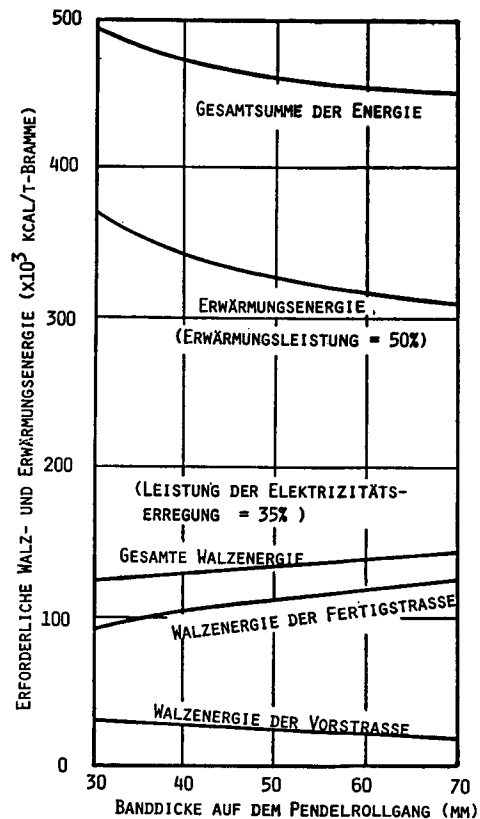


Bild 6. Verhältnis zwischen der Walz- und Erwärmungsenergie und der Banddicke auf dem Pendelrollgang

Pendelrollgang, wie **Bild 5** zeigt.

Im **Bild 5** sehen wir, daß die erforderliche Erwärmungstemperatur der Bramme mit der Verringerung der Fertigbanddicke stark ansteigt und sich dagegen bei steigender Banddicke auf dem Pendelrollgang senkt. Erhöhen wir z. B. die Banddicke auf dem Pendelrollgang von 30 mm auf 50 mm, so sinkt die erforderliche Erwärmungstemperatur um etwa 100 °C, und die Länge des Pendelrollgangs kann auf 35 m abgekürzt werden. Daraus ergeben sich zwei Möglichkeiten.

Die erste ist die Einsparung von Energie. Bei einer Differenz der Erwärmungstemperatur von 100 °C beträgt dann die Einsparung der Erwärmungsenergie ca. $16 \cdot 10^8$ kcal netto pro eine Tonne Bramme. Aber dieser Wert durch die zunehmende Walzenergie bei sinkender Temperatur zum Teil wieder aufgewogen. **Bild 6** zeigt das Verhältnis zwischen der Walz- und Erwärmungsenergie und der Banddicke auf dem Pendelrollgang, wobei die Fertigbanddicke 2,3 mm und die Endwalztemperatur 830 °C beträgt. Bei der Berechnung der Kurven im **Bild 6** wurde der Reibungskoeffizient zwischen dem Walzgut und den Walzen mit $\mu=0,3$, die Bandbreite mit 1 m, die Heizofenleistung mit 50%, die Leistung der Elektrizitätserzeugung mit 35 % und die Formänderungsfestigkeit k_m in kg/m² laut Gl. (2) vorausgesetzt.

$$k_m = 1,7 \cdot 10^6 \cdot \epsilon^{0,2} \cdot \xi^{0,1} \cdot \exp\{2850/(\theta_m + 273)\} \quad (2)$$

Die Kurven zeigen, erstens daß die Erwärmungsenergie viel höher ist als die gesamte Walzenergie und zweitens daß mit zunehmender Banddicke auf dem Pendelrollgang die gesamte Walzenergie steigt, aber die Erwärmungsenergie etwa um dreimal so stark sinkt und dadurch sich die erforderliche gesamte Energie vermindert. Um die Walzkraft zu vermindern und gleichzeitig die Lebensdauer der Walzen in der Fertigstraße zu verlängern, wird gewöhnlich das Schmierwalzen nach der Beschleunigung angewendet. Dadurch kann die Walzkraft und ebenso die Walzenergie in der Fertigstraße um etwa 8-15 % vermindert werden, ohne Erhöhung der Erwärmungstemperatur.

Die zweite Möglichkeit ist der Umbau der Anlage. Die Erhöhung der Banddicke auf dem Pendelrollgang hat zwar erstens den Vorteil, daß die erforderliche Länge des Pendelrollgangs und die Belastung in der Vorstraße zu vermindern ist; aber sie hat zweitens den Nachteil, daß die Schopfschere nicht mehr zufriedenstellend arbeitet, weil ihre Reichwerte normalerweise nicht größer als 40 mm ist, weiter wird dadurch die Greiffähigkeit sowie die Motorkraft der ersten Fertigwalze nachteilig beeinflusst. Diese Schwierigkeiten können dadurch leicht ausgeglichen werden, eine Walze als F_0 -Gerüst kurz vor der Schopfschere einzusetzen. Diese Idee wurde im Jahre 1978 zum erstenmal im Werk Muroran von NSC realisiert³⁾. Dort wurde eine neue Walze mit einem Walzendurchmesser von 700 mm und einer Motorkraft von 2800 kW

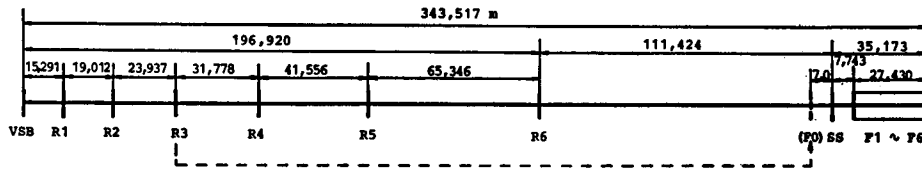


Bild 7. Die schematische Darstellung der Warmbreitbandstraße im Werk Sakai von Nippon Steel Corporation

zusammen mit einem Stauchgerüst mit den Vertikalwalzen vor der Schopfschere eingesetzt, um die Banddicke auf dem Pendelrollgang von 30 mm auf 60 mm zu steigern. Dadurch konnte man das Brammengewicht von 12,6 t/m auf 21,6 t/m steigern, die Walzfähigkeit der Vorstraße erhöhen, die Breitengenauigkeit des Fertigbandes verbessern und gleichzeitig die in der Warmbreitbandanlage verbrauchte Gesamtenergie vermindern. Dies bedeutet, daß die halb-kontinuierliche Anlage zu einer Anlage umgebaut wurde, die eine ebenbürtige Walzfähigkeit wie voll- oder dreiviertel-kontinuierliche Anlagen hat.

Die Warmbreitbandstraße im Werk Sakai, die im Jahre 1964 gebaut wurde, bestand aus 6-gerüstigen Vor- und 6-gerüstigen Fertigstraße, wie **Bild 7** zeigt. Um die erforderliche Brammentemperatur am Eingang der Vorstraße θ_0 möglichst noch mehr zu senken, wurde im Juli 1981 das dritte Gerüst der Vorsraße als F_0 -Gerüst vor der Schopfschere mit einem Abstand von 7 m umgesetzt. Nach den Betriebserfahrungen konnte man durch die Erhöhung der Banddicke auf dem Pendelrollgang von 30 mm auf 56 mm die erforderliche durchschnittliche Brammentemperatur θ_0 von 1280 °C auf 1150 °C senken, wie es analytisch vorhergesagt war^{1),4)}.

3) Temperaturkontrolle der Bramme in der Stranggießanlage

Es ist die große Frage, ob man eine stranggegossene Bramme, deren durchschnittliche Temperatur etwa 1200 °C sein soll, ohne Betriebsschwierigkeiten erzeugen kann. Im folgenden wird der Temperaturverlauf des gegossenen Stahlstrangs in einer angenommenen Stranggießanlage unter verschiedenen Randbedingungen rechnerisch unter-

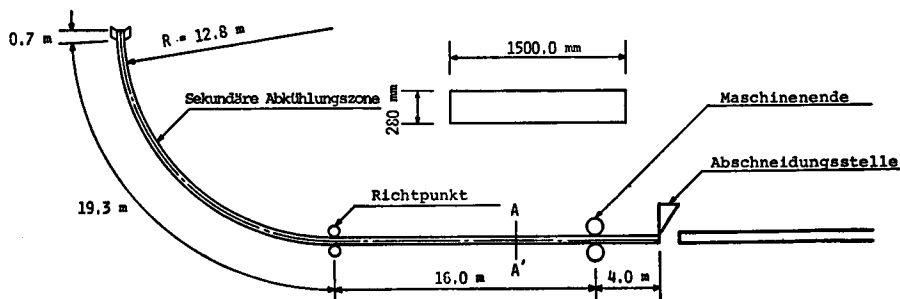


Bild 8. Die angenommene Stranggießanlage

Tafel 3 Die angenommenen thermischen Werte

| | |
|--|--|
| Temperatur des flüssigen Stahles | 1550°C |
| Schmelztemperatur des Stahles | 1528°C |
| festwerdende Temperatur des Stahles | 1494°C |
| latende Wärme für das Festwerden | 65 kcal/kg |
| spezifisches Gewicht γ (kg/m ³) | 7900-0,4 \cdot θ |
| Wärmeleitzahl λ (kcal/mh°C) des festwerdenden Stahles | 47-25 \cdot θ /850, $\theta \geq 850^\circ\text{C}$ 14+8 \cdot θ /850, $\theta < 850^\circ\text{C}$ |
| spezifische Wärme c(kcal/kg°C) | 0,16, $\theta \geq 1528$ 2,07*, $1528 > \theta \geq 1494$ 0,16, $1494 > \theta \geq 950$ 0,158, $950 > \theta \geq 900$ 0,2 - ($\theta - 850$) \cdot 0,042/50, $900 > \theta \geq 850$ 0,192 + ($\theta - 800$) \cdot 0,008/50, $850 > \theta \geq 800$ 0,208 - ($\theta - 750$) \cdot 0,016/50, $800 > \theta \geq 750$ 0,16, $750 > \theta$ |

* 2,07=0,16+65/(1528-1494)

sucht. **Bild 8** zeigt eine angenommene Stranggießanlage. Die angenommenen thermischen Werte des Stahles werden in **Tafel 3** angegeben. Es ist eine sehr komplizierte Frage, wie die Wärme von der Strangschale des Stahlstrangs zur Kokillenwand übertragen wird, erstens weil die Dicke des in die Lücke dazwischen eingeflossenen Schmiermittels nicht immer gleich ist, zweitens weil manchmal durch die Verkürzung der Länge der Schale dazwischen ein leerer Raum unregelmäßig gebildet wird und drittens weil das Wachstum der Strangschale in ihrer Dickenrichtung nicht uniform ist. Nach einer praktischen Messung mit Thermoelementen, die in die Kokillenwand eingesetzt wurden, betrug die durch die Kokillenwand übertragene Wärmemenge q um etwa $1,1 \cdot 10^6$ kcal/m² · h bei niedriger Gießgeschwindigkeit, aber um etwa doppelmal mehr bei hoher Gießgeschwindigkeit. Berücksichtigt man einen Temperaturunterschied zwischen der Strangschalen- und der Kokillenoberfläche, kann die Wärmeübergangszahl α dazwischen durchschnittlich als 1000 kcal/m² · h · °C angenommen werden. Ferner ist die Wärmeleitzahl λ_k der Kokillenwand zu 330 kcal/m · h · °C, die Dicke der Kokillenwand zu 25 mm, die Temperatur des Abkühlungswassers der Kokille zu 50°C und die Wärmeübergangszahl zwischen dem Wasserstrom und der Kokillenwand zu 5000 kcal/m² · h · °C angenommen.

Nach Ablauf von der Kokille wird der Stahlstrang im allgemeinen an seiner oberen und unteren Oberfläche durch Ausstrahlung und zusätzlich durch den Nebelspray, an seinen beiden kürzeren Seiten aber nur durch die Ausstrahlung abgekühlt.

Dabei wird die gesamte Wärmeübergangszahl α_G mit der Gleichung (3) gegeben.

$$\alpha_G = K_1 \cdot K_2 \cdot \frac{\left\{ \left(\frac{273 + \theta_S}{100} \right)^4 - \left(\frac{273 + \theta_R}{100} \right)^4 \right\}}{(\theta_S - \theta_R)} + \alpha_W, \quad (3)$$

worin K_1 die Strahlungskonstante der Schalenoberfläche ist und den Wert 0,8 hat, K_2 die Stefan-Boltzmann-Konstante ist und den Wert $4,88 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot (\text{°C})^4$ hat, θ_S (°C) die Temperatur der Schalenoberfläche ist, θ_R (°C) die Raumtemperatur ist und α_W ($\text{kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{°C}$) die Wärmeübergangszahl zwischen der Strangoberfläche und dem Nebelspray ist.

Bild 9 zeigt das Verhältnis zwischen dem Wert von α_W im Membransiedenzustand und der Dicke der Wassermenge w ($1/\text{m}^2 \cdot \text{min}$).

Bild 10 zeigt das Verhältnis zwischen der Entfernung vom Gießspiegel zum Kraterende L_K (m) und der Gießgeschwindigkeit v_G (m/min) mit der gesamten Wärmeübergangszahl α_G als Parameter. In diesem Fall wird angenommen, daß der Stahlstrang zunächst durch den Nebelspray mit einem Abstand von 5 m und dann bis zur Abschneidungsstelle durch die Ausstrahlung abgekühlt wird. Die Entfernung L_K vergrößert sich fast linear mit der zunehmenden Gießgeschwindigkeit v_G . Der Wirkungsgrad der gesamten Wärmeübergangszahl auf die Änderung der Entfernung L_K ist viel schwächer als auf die der Gießgeschwindigkeit.

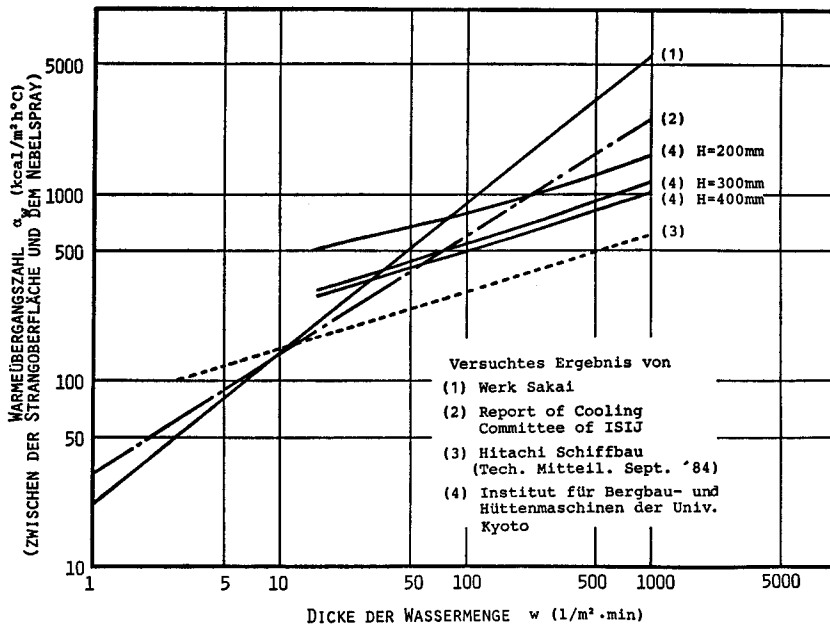


Bild 9. Verhältnis zwischen dem Wert von Wärmeübergangszahl und der Dicke der Wassermenge

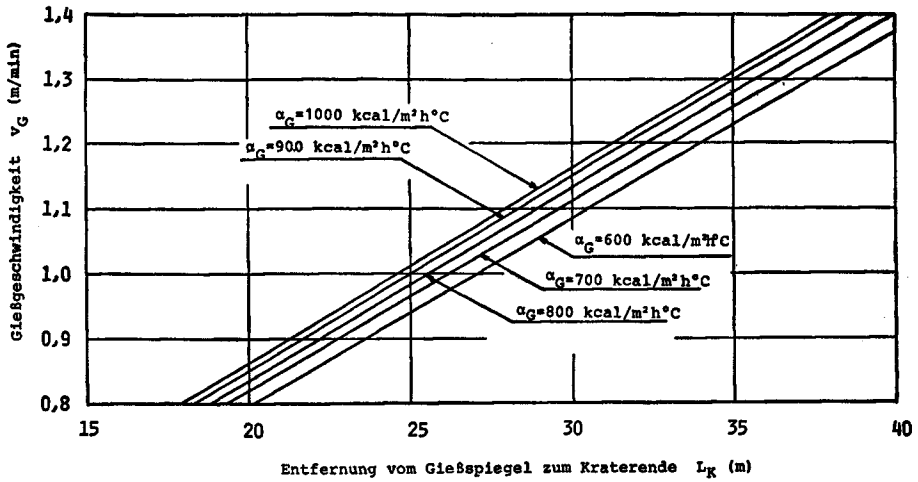


Bild 10. Verhältnis zwischen der Entfernung vom Gießspiegel zum Kraterende und der Gießgeschwindigkeit

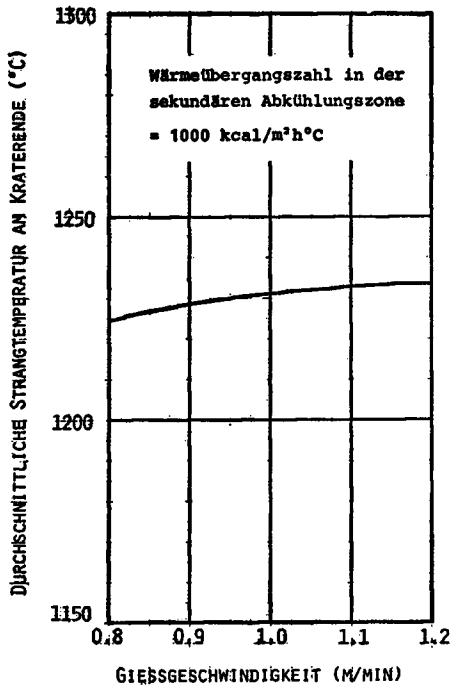


Bild 11. Verhältnis zwischen der Gießgeschwindigkeit und der durchschnittlichen Strangtemperatur am Kraterende

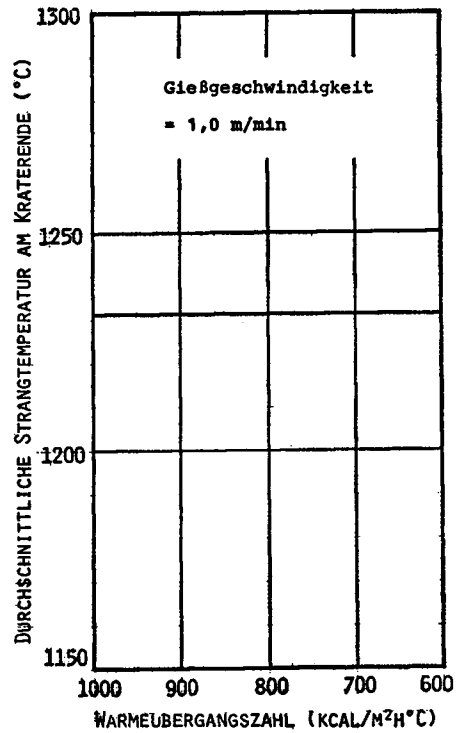


Bild 12. Verhältnis zwischen der Wärmeübergangszahl und der durchschnittlichen Strangtemperatur am Kraterende

Wie Bild 11 zeigt, nimmt die durchschnittliche Strangtemperatur am Kraterende mit der zunehmenden Gießgeschwindigkeit langsam zu, wenn die Wärmeübergangszahl konstant ist, aber sie verändert sich fast nicht mit der veränderten Wärmeübergangszahl, wie Bild 12 zeigt.

Bild 13 zeigt den Temperaturverlauf an den vier betrachteten Punkten im Querschnitt des Stahlstrangs mit der Entfernung vom Gießspiegel, falls die gesamte Wärmeübergangszahl α_G im Bereich von der Abkühlungszone mit Nebelspray $900 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$, ihre Länge 5 m und die Gießgeschwindigkeit 1,3 m/min ist. Wie man im Bild sieht, vermindert sich die durchschnittliche Temperatur verhältnismäßig stark im Bereich der Nebelsprayzone und dann im Bereich der Ausstrahlungszone langsam und erreicht etwa 1200°C an der Abschneidungstelle. Die Temperaturen an den Punkten B and D sinken in der Nebelsprayzone stark und erhöhen sich wieder in der Ausstrahlungszone. Besonders ist die Temperatur am Punkt D niedrig und liegt immer in der sogenannten "zerbrechlichen Zone".

Über die zerbrechliche Zone des Stahles unter hoher Temperatur wurde eine Reihe von experimentellen Untersuchungen durch die Forschungsgruppe von Nippon Steel Corporation durchgeführt⁵⁾.

Der Kohlenstoffstahl hat drei zerbrechliche Zonen im Bereich zwischen seiner

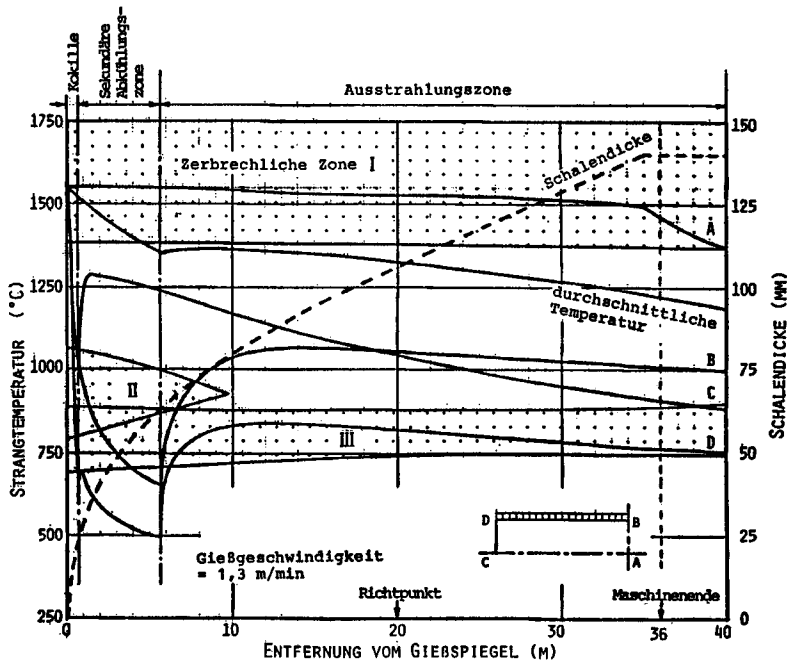


Bild 13. Temperaturverlauf je an den vier mustergültigen Punkten im Querschnitt des Strangs mit der Entfernung vom Gießspiegel

Schmelztemperatur und einer Temperatur von 600 °C. Die Zone I liegt in einem Temperaturbereich über 1400 °C, und der Stahl zerbricht der Grenze des Stengelkristalles entlang. Der Temperaturbereich der Zone II liegt zwischen 1100 °C bis zu 900 °C. Zerschlagbarwerden des Stahles in dieser Zone wird durch die Schwefelverbindung (Fe, Mn) · S verursacht, die sich in der Grenze des Austenitkristalles filmartig ausscheidet. Aber weil sich die filmartige Schwefelverbindung im Verlauf der Zeit zu einem kernförmigen größerwerdenden Gebilde umformt, stellt nach einer gewissen Zeitdauer der Stahl seine Dehnbarkeit wieder her, die von der Temperatur abhängig ist. In der Zone III wird der Stahl durch die Phasenverwandlung von γ zu α zerbrechlich. Beim Stranggießverfahren ist es besonders wichtig, den Strang so abzukühlen, daß die Strangtemperatur im Richtbereich außerhalb der zerbrechlichen Zone II und III sein soll, um eine gute innere Produktqualität zu gewährleisten.

Um die Temperatur neben der Strangecke über 900 °C zu erhöhen, wird gewöhnlich die Eckenseite nicht durch den Nebelspray abgekühlt. **Bild 14** zeigt das Verhältnis zwischen der Breite des Nebelsprays und der Entfernung vom Gießspiegel

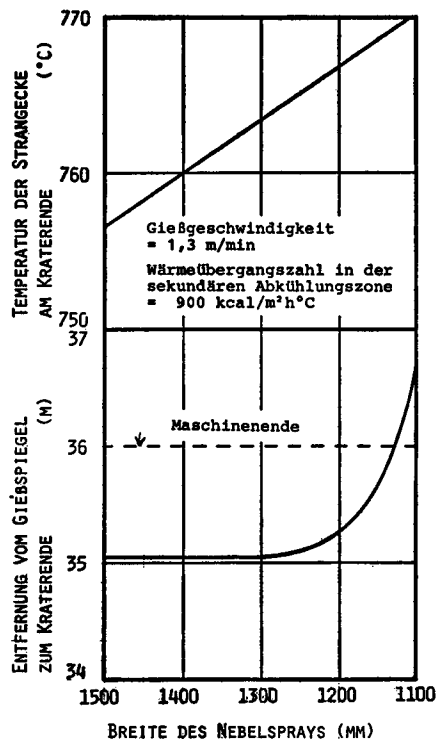


Bild 14. Verhältnis zwischen der Breite des Nebelsprays und der Entfernung vom Gießspiegel zum Kraterende sowie der Temperatur der Strangecke am Kraterende

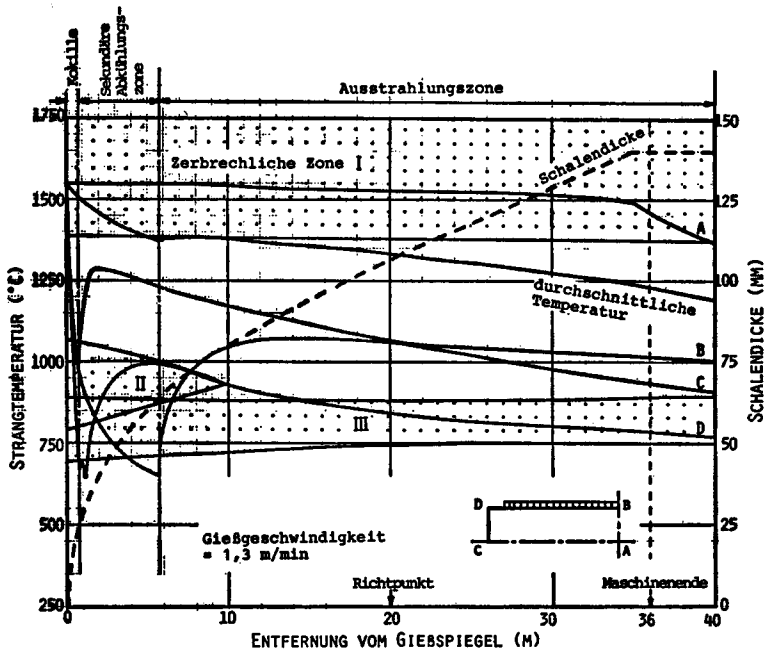


Bild 15. Temperaturverlauf je von den vier Punkten, falls die Spraybreite 1300 mm ist

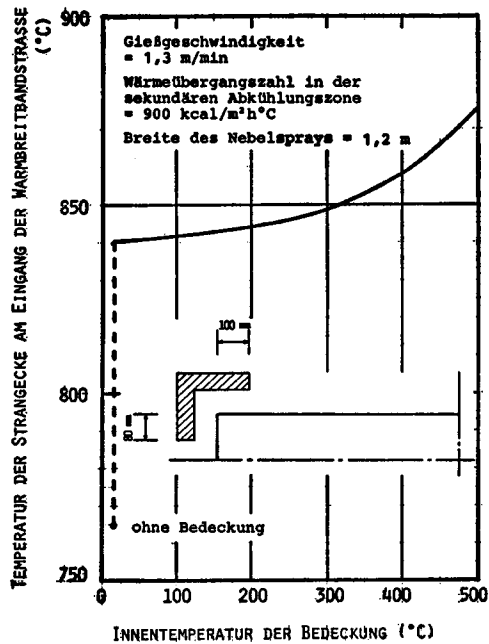


Bild 16. Verhältnis zwischen der Innentemperatur der Bedeckung und der Temperatur der Strangecke am Eingang der Warmbreitbandstraße

zum Kraterende L_K wie der Temperatur der Strangecke am Kraterende. Die Entfernung vom Gießspiegel zum Kraterende verändert sich fast nicht mit der abnehmenden Spraybreite bis auf 1300 mm. Wenn die Spraybreite enger wird als 1300 mm, verlängert sich diese Entfernung mit der abnehmenden Spraybreite stark. Dagegen steigt die Temperatur der Strangecke mit der abnehmenden Spraybreite langsam, fast linear.

Bild 15 zeigt den Temperaturverlauf der vier Punkte, falls die Spraybreite 1300 mm ist. Die Ecktemperatur am Richtbereich liegt doch noch in der zerbrechlichen Zone III.

Wenn man den Strangeckenteil mit adiabatischem Material bedecken kann, wie **Bild 16** zeigt, muß man die Ecktemperatur weiter erhöhen.

Bild 17 und 18 zeigen den Temperaturverlauf bei der Temperatur der adiabatischen Decke von 100 °C und auch von 300°C. Aus den beiden Bildern ersieht man leicht, erstens daß die Ecktemperatur am Richtbereich außerhalb der zerbrechlichen Zone liegt, zweitens daß sich die durchschnittliche Temperatur des Stranges an der Abschneidungsstelle fast nicht dadurch verändert und über 1200 °C beträgt und drittens daß die Temperatur der adiabatischen Decke auf die Erhöhung der Strang-

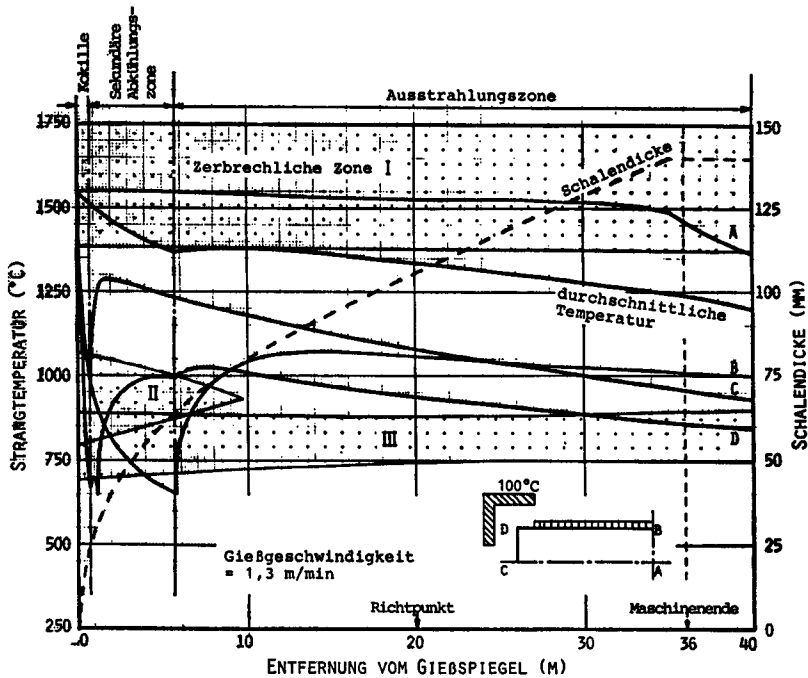


Bild 17. Temperaturverlauf je von den vier Punkten, falls die Temperatur der adiabatischen Decke 100°C ist

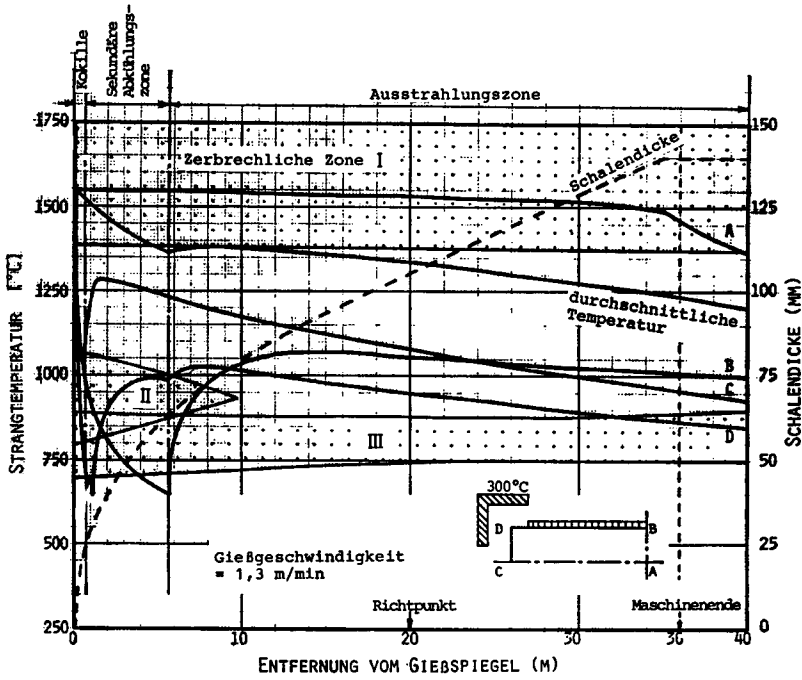


Bild 18. Temperaturverlauf je von den vier Punkten, falls die Temperatur der adiabatischen Decke 300°C ist

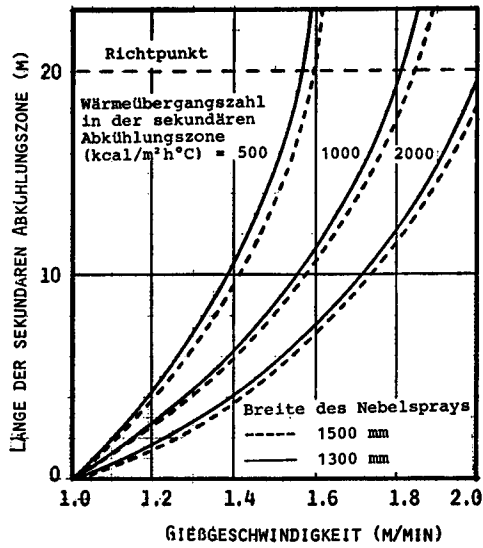


Bild 19. Verhältnis zwischen der Gießgeschwindigkeit und der erforderlichen Länge der Abkühlungszone

temperatur nur wenig wirkt.

Wenn man die Gießgeschwindigkeit ohne Änderung der Stelle des Kraterendes erhöhen will, muß man die Abkühlungsfähigkeit in der sekundären Abkühlungszone erhöhen entweder durch die Verlängerung der Zone oder durch die Vergrößerung der Wärmeübergangszahl.

Bild 19 zeigt das Verhältnis zwischen der Gießgeschwindigkeit und der erforderlichen Länge der Abkühlungszone, wobei die Wärmeübergangszahl als Parameter genommen ist, falls die Entfernung vom Gießspiegel zum Kraterende 35 m ist. **Bild 20** zeigt das Verhältnis der Gießgeschwindigkeit zu den Temperaturen an den vier Punkten und zur durchschnittlichen Temperatur des Strangs an der Abschneidungsstelle, das unter Berücksichtigung des im Bild 19 angegebenen Verhältnisses berechnet wird. Es ist in diesem Bild von Bedeutung, daß die durchschnittliche Temperatur und die Temperaturen am Punkt *B* und *D* rasch sinken bei einer Gießgeschwindigkeit von mehr als 1,6 m/min. Dies bedeutet, daß es eine geeignetste maximale Gießgeschwindigkeit gibt, die sich auf die Maschinenlänge bezieht.

Um die Bramme mit möglichst hoher Temperatur zu erzeugen, ist es unbedingt erforderlich, die Stelle des Kraterendes möglichst dem Maschinenende zu nähern. Um dies ohne Risiko durchzuführen, wurde eine Meßmethode der Schalendicke entwickelt⁶⁾. Wenn die Schalendicke d (m) in der Fest- und in der Losseite gleich ist, kann die Durchlaufzeit der Ultraschallwelle durch den Strang τ (s) mit der Gleichung (3) dargestellt werden.

$$\tau = \frac{2d}{\bar{v}_s} + \frac{(D-2d)}{\bar{v}_f}, \quad (3)$$

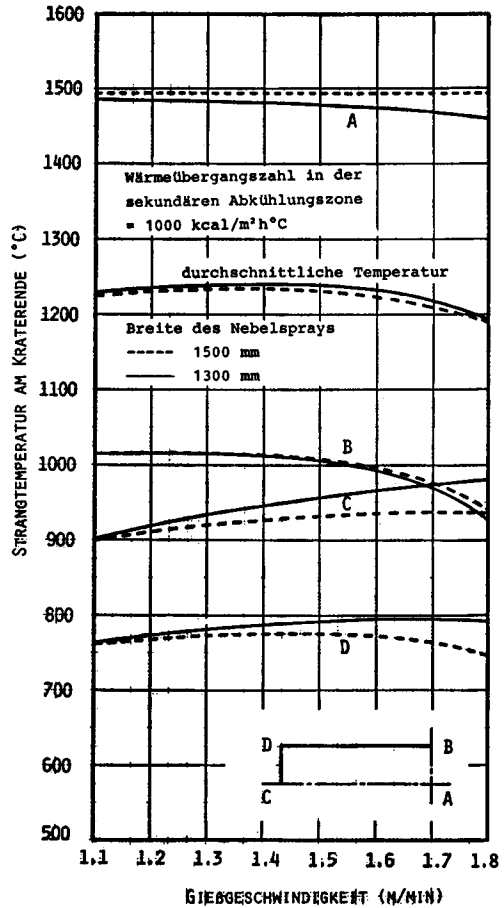


Bild 20. Verhältnis der Gießgeschwindigkeit zu den Temperaturen an den vier Punkten und zur durchschnittlichen Temperatur des Strangs an der Abschneidungsstelle

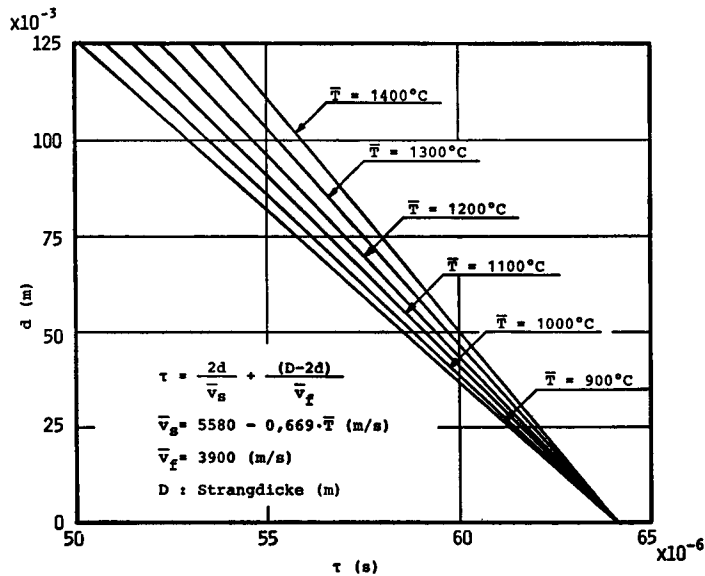


Bild 21. Verhältnis zwischen der Durchlaufzeitdauer und der Schalendicke

worin d (m) die Schalendicke ist, D (m) die Strangdicke ist, \bar{v}_s (m/s) die durchschnittliche Durchlaufgeschwindigkeit der Ultraschallwelle durch die Strangschale ist und mit der Gleichung (4) dargestellt wird, \bar{v}_f die durchschnittliche Durchlaufgeschwindigkeit der Ultraschallwelle durch den flüssigen Stahl ist und einen konstanten Wert von 3900 m/s hat.

$$\bar{v}_s = 5580 - 0,669 \cdot \bar{T}, \quad 0,04 \leq [C] \leq 0,23\%, \quad (4)$$

worin \bar{T} (°C) die durchschnittliche Temperatur der Strangschale ist. Bild 21 zeigt das Verhältnis zwischen der Durchlaufzeit τ (s) und der Schalendicke d (m), wobei die durchschnittliche Temperatur der Schale als Parameter genommen ist. Weil die Durchlaufzeit mit einer Meßgenauigkeit von 0,1 μ s gemessen werden kann, kann der von der Durchlaufzeit herkommende Meßfehler der Schalendicke weniger als 1 mm sein. Dagegen bringt der Fehler der von der Oberflächentemperatur abgeschätzten durchschnittlichen Schalentemperatur einen verhältnismäßig großen Meßfehler der Schalendicke; zum Beispiel bringt ein Schätzfehler der durchschnittlichen Temperatur um 50 °C einen Meßfehler der Schalendicke um etwa 4 mm. Infolgedessen ist es bei dieser Dickenmessung nötig, die durchschnittliche Schalentemperatur mit einer Genauigkeit weniger als 25 °C rechnerisch abzuschätzen. Weil es fast unmöglich ist, daß man die Temperaturverteilung in der Strangschale mißt, kann man nichts anderes machen, als daß man die Genauigkeit der rechnerisch abgeschätzten durchschnittlichen Schalentemperatur mittelbar feststellt. Aus diesem Grund wurde die berechnete

Oberflächentemperatur des Stranges an den verschiedenen Punkten mit der gemessenen Temperatur verglichen, und man konnte nach einer kleinen Verbesserung der Berechnung den Unterschied nur weniger als $7\text{ }^{\circ}\text{C}$ vermindern.

Bild 22 ist ein Vergleichsbeispiel, das das Verhältnis zwischen der anhand der Ultraschallwelle gemessenen Schalendicke und der anhand der Nietbolzen-Methode erhaltenen Schalendicke zeigt. Von diesem Bild kann man schließen, daß diese Messungsmethode der Schalendicke deshalb praktisch nutzbar wurde, weil der Meßfehler auf weniger als $\pm 2\text{ mm}$ verbessert wurde. Durch Anwendung der Methode konnte man das Kraterende ohne Schwierigkeit dem Maschinenende nähern.

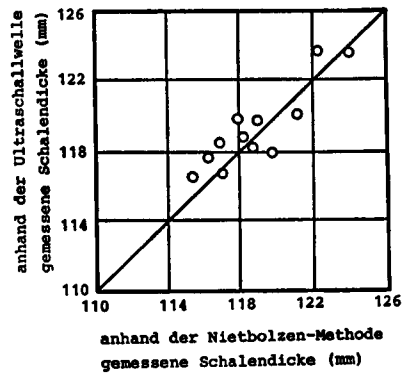


Bild 22. Ein Vergleichsbeispiel des Verhältnisses zwischen der anhand der Ultraschallwelle gemessenen Schalendicke und der anhand der Nietbolzen-Methode erhaltenen Schalendicke

4) Zusammensetzung

Die Realisierung des sogenannten CC-DR-Verfahrens wurde nur deshalb ermöglicht, weil die verschiedenen dafür notwendigen Techniken und Know How lange Zeit hindurch vielfach erprobt worden waren. Zum Beispiel ermöglichte die Entwicklung der Berechnungsmethode mit Computer nicht nur die komplizierte Vorausberechnung des Temperaturverlaufs des Stranges in der Stranggießanlage und auch der Bramme in der Warmbreitbandstraße, sondern auch die vollständige Einrichtung eines hochautomatisierten Betriebsprozesses und die Steuerung der bestellten definierten Produkte. Um das Erreichen der Temperatur der stranggegossenen Bramme in die zerbrechliche Zone zu vermeiden, wurde das sanfte Abkühlungssystem für das Stranggießverfahren entwickelt. Das so ermittelte sanfte Abkühlungssystem ermöglichte die Erzeugung der Bramme mit einer Temperatur über $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$. Unser Dank gilt dem Kultusministerium für seine finanzielle Hilfe und der Nippon Steel Corporation für das Zurverfügungstellen der Betriebsinformationen und für vielerlei Gedankenaustausch.

Schrifttum

- 1) M. Kase, H. Oba, K. Matsuzuka, O. Hirata, H. Takahashi; Continuous Casting-Direkt Rolling Technology for Hot Strip Mill, Revue de Metallurgie.
- 2) J. Kokado, N. Hatta; Comparison between Slab-Temperature Change and Rolling Capacity for Full and Three-quarters Continuous Hot Strip Mill, J. of the Japan Society for Technology of Plasticity, Vol 19, No. 212, 1978.
- 3) N. Kamii, R. Terakado; Modernization of 56" Hot Strip Mill at Nippon Steel's Muroran Works, Iron and Steel Engineer, Vol. 58, No. 1, 1981.

- 4) J. Kokado, N. Hatta ; Energy Saving in Rolling Process of the Three Quarters Continuous Type Hot Strip Mill. Transaction of the Iron and Steel Institute of Japan. Vol. 21, No. 1 1981.
- 5) H. Suzuki, S. Nishimura, Y. Nakamura ; Improvement of Hot Ductility of Continuously Cast Carbon Steels, Trans. ISIJ, Vol. 24, No. 1, 1984.
- 6) T. Yoshida, K. Fujiki, W. Ohashi, T. Atsumi, T. Fukuda, K. Kawashima ; On-Line Measurement of Solidification Shell Thickness and Control of Crater-End Location of CC Slabs by Electromagnetic Ultrasonic Method, 68th Steel Making Conference A. I. M. E., April 1985.