

(討-4) 千葉製鉄所 No.5 BF 高圧操業
について

川崎製鉄, 千葉製鉄所

菊地敏治・長井 保・○栗原淳作・小幡昊志
On the Operation of High Top Pressure in
Chiba No. 5 Blast Furnace.

Toshiharu KIKUCHI, Tamotsu NAGAI,
Junsaku KURIHARA and Hiroshi OBATA.

1. 緒 言

千葉製鉄所 No. 5 BF は昭和40年3月15日火入れし、同年5月以来高圧操業を行なっている。火入れ後約6カ月間は高圧、大量の送風に対する設備上ならびに操業上予想外の問題に直面し、それらの対策に追われたが、その後これらの問題に対する処置を一応終わり、現在送風量 3800 m³/min, 炉頂圧力 0.8~1.0 kg/cm², 燃料比 540 kg/t, 出鉄比 1.8 t/m³ day 前後の比較的安定した操業を続けている。以下火入れ後約1年間の操業実績とこの間の設備上の問題点などについて報告する。

2. 高圧操業設備

当所 No. 5 BF 設備についてはすでに報告したが、炉頂圧力最高 1.1 kg/cm² の高圧操業を行なうため、送風機、吐出風量 3900 m³/min, 吐出圧力 3.0 kg/cm², 出力 16000 kW を備え、炉頂装入装置関係の設備とし

て、ジョンモア方式(3ペル)を採用、炉頂圧力制御関係の設備には炉頂各ブリーダ開閉装置、セプタム弁制御装置、均圧(1次2次)および排圧装置、ならびにガス洗滌機水位制御装置を備えている。

3. 操 業 経 過

Fig. 1 に火入れ後約1年間の操業実績を示した。火入れ直後、装入ベルトコンベヤ各部プーリの故障が続発し相次ぐ取替のための休風工事を必要とした。5月高圧操業関係の各機器の調整を終え、高圧操業試験を行なつたが、炉頂圧力 0.5 kg/cm² 以上の操業に対してセプタム弁周辺の粗洗ガス管から発生する騒音が激化し、炉頂圧力 1.0 kg/cm² に昇圧した場合、鑄床周辺における騒音量は100ホン以上におよんだ。このためロックワール、ハードセメントの外装遮音工事をベンチュリースクラバー出口からガスクーラ入口までの粗洗ガス管に対して行ない、9月、当該部遮音工事を完了し、10~15ホン程度の減音となつた。

6月、高炉への重油吹込を開始し、送風量の漸増、送風温度の上昇を図つたが、7月 No. 3 熱風弁の故障による取替、11月同熱風弁の再取替、12月 No. 2, 1月 No. 1 各熱風弁の取替を行なつた。さらに熱風弁の故障により熱風支管内への漏水によつて、熱風弁および熱風本管の中間に配置した水冷ジャケット式伸縮接手の故障を誘発し、10月 No. 3 伸縮接手の取替 12月再取替、1月

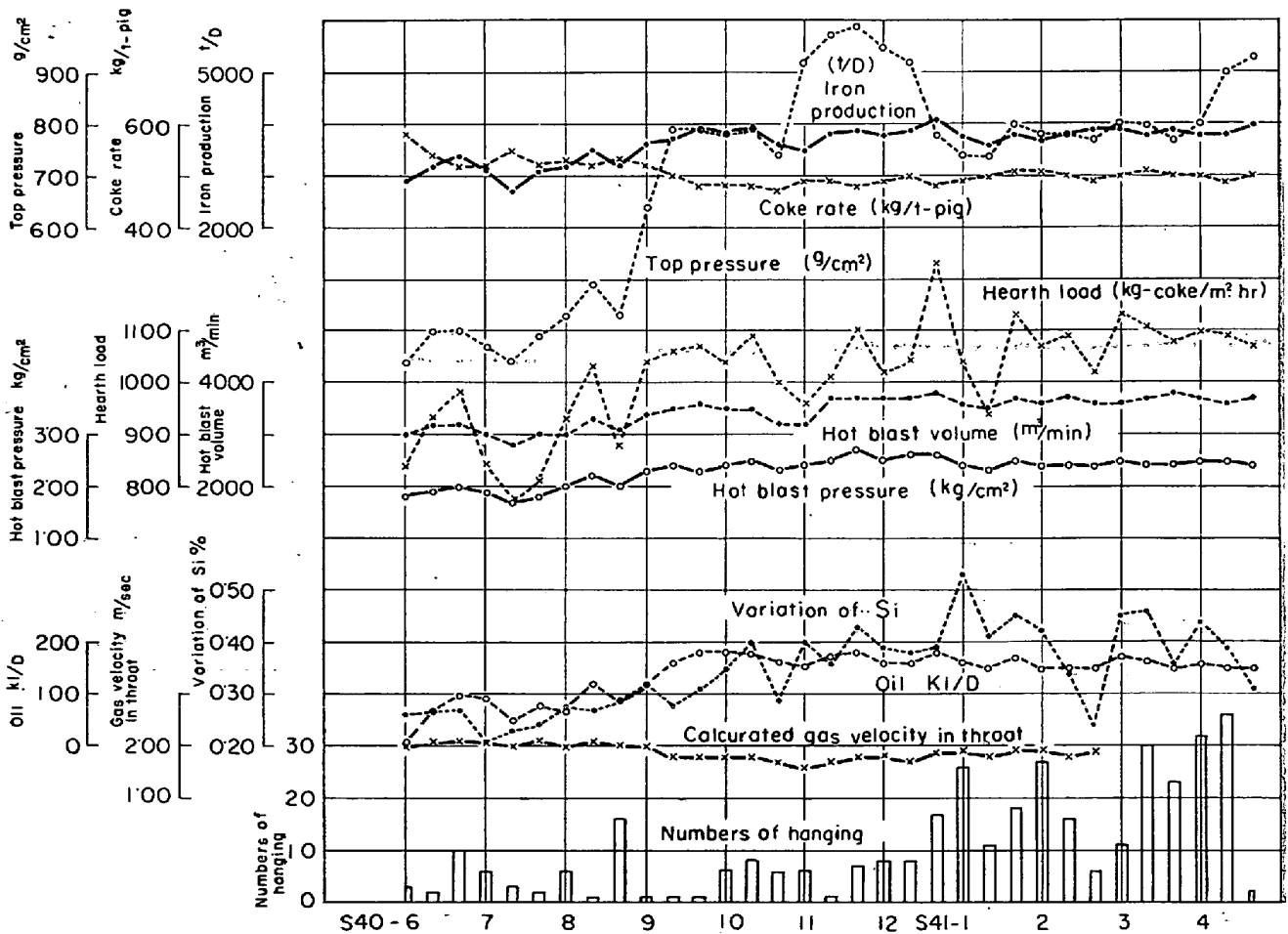


Fig. 1. Operation result of No. 5 B F.

No. 2 伸縮接手の取替を行なった。11月中旬以降熱風弁および伸縮接手の取替など、火入れ当初の各設備上の問題点も、ほぼ解決の見通しが立ち、炉頂圧力 0.8~1.0 kg/cm²、送風量 3800~3850 m³/min の操業を行ない、3 月度には予定休風(14°46') 1 回を含めて月間平均出銑量 3808 t/day の実績をあげ、日産最高出銑量では昭和40年12月25日 4396 t/day、ついで41年4月24日には4642 t/day、コークス比 464 kg/t と記録を更新した。

4. 操業結果と問題点

4.1 熱風弁の故障とその対策

熱風弁の故障はまずケーシングのボンネット部における漏風に端を発した。当初ボンネットのフランジには、SUS 27 のボルトを使用し、後 SCM 3 に材質変更したが、最終的にはバンドを巻いて溶接した。その後弁開閉動作が不調となり、閉塞中、熱風本管側から熱風炉内への熱風の漏洩が現われ、さらにシート給排水管根元からの漏水と炉内浸水が激しくなつたため、取替を行なった。

取替後の調査結果、シートを固定するためのシールリングおよびこのシールリングを押えるシートポジショナー(1870 mm φ)はいずれも著しく変形していることが認められた。すなわちシートポジショナーは円周方向に120 mm 程度の収縮を起こし、その一部は熱風炉側に脱落し、一部は熱風炉側に押し出され脱落寸前の状態を呈し、かつ著しい脱炭が認められた。さらにシートポジショナーの脱落した部分のシールリングも熱風炉側に押し出されていた。このためシート給・排水管根元が破損し、漏水を起こしていた。そこでこれらの対策として、

- a) シートポジショナーならびにシールリングの材質を SC 46 から SCA 51 に変更すること。
- b) 従来フランジ面に露出していたシートポジショナーの表面を、キャスタブルで被覆し、熱風との接触を防止すること。
- c) シールリングとシートポジショナーを溶接することにより一体化を図ること。
- d) シートポジショナーとケーシングとの嚙込部を深くし、脱落を阻止すること。

それぞれの諸対策をたて補修を行なった。これらの最終的評価については今後なお長期にわたる操業結果を待つ必要があるが、一応現段階では成功しているものと思われる。

4.2 高圧操業と出銑速度

当所各高炉では通常、出銑口の前半は 70 mm φ の穿孔をし、後半は38 mm φ の金棒打込みを行なっている。従来各高炉の出銑速度は 3~4 t/min 程度であつた。No. 5 BF においても、その程度の出銑速度を想定して、溶銑桶の製作、据付を行なった。送風量の増加、送風圧力の上昇に伴ない出銑速度は Fig. 2 に示したごとく増大し、ピーク時には 10 t/min 程度に達することもしばしばある。このためスキンマーにおける溶銑、溶滓分離の悪化、出銑口閉塞時におけるマッドカン、ノズルの溶損頻度の増加などの問題を提起している。スキンマーにおける溶銑、溶滓の分離についてはスキンマーの後退(現在出銑口から13m)、桶底の低下および桶幅の拡大などによりやや安定したが、出銑口不良時の出銑を十分処理するにはスキンマー位置をさらに 2 m 程度後退させる

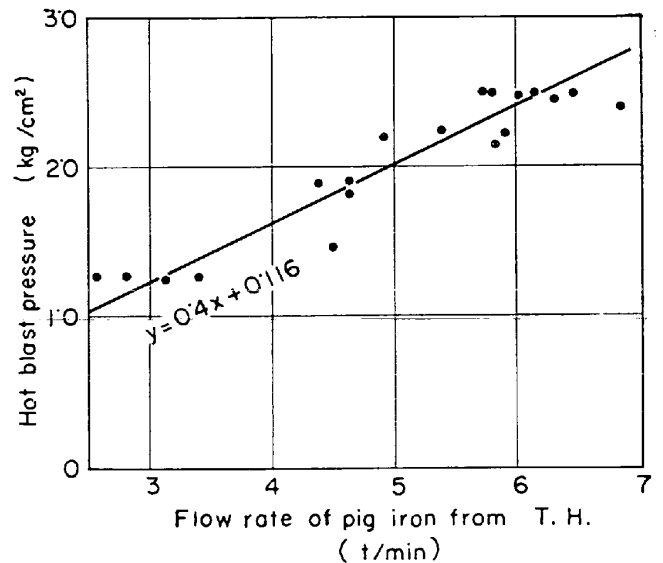


Fig. 2. Relation between hot blast pressure and flow rate of hot metal from tap hole.

Table 1. Numbers of burnt out C.N under using of high pressured (6.0 kg/cm²) cooling water.

Date	Hot blast pressure (kg/cm ²)	Top pressure (kg/cm ²)	Numbers of burnt out C.N	Numbers of decreasing blast to close burnt out C.N	Rate of slag volume from C.N for total slag (%)	
S 40.	6	1.88	0.37	1	0	58.5
	7	1.80	0.37	3	0	48.2
	8	2.03	0.45	3	0	37.4
	9	2.30	0.74	4	0	50.6
	10	2.37	0.78	4	4	46.5
	11	2.52	0.96	4	0	38.2
	12	2.55	0.89	5	2	37.4
S 41.	1	2.40	0.76	3	2	35.6
	2	2.41	0.77	2	0	27.7
	3	2.42	0.78	7	2	30.0
	4	2.44	0.86	10	1	24.0

必要がある。マッドガン、ノズルについてはその都度溶損部の肉盛りを行なっているほか耐火物によるキャップの使用を検討している。

4.3 高圧冷却水について

送風量の増大、炉内圧力の上昇に伴なつて、鉍滓羽口からの出滓速度も増加することは云うまでもなく、送風量 3800 m³/min、送風圧力 2.5 kg/cm² 程度の場合の出滓速度は 2~2.5 t/min 程度となり、鉍滓羽口に対する熱的条件は一層苛酷になる。さらに鉍滓羽口から噴出する溶滓中には溶銑の巻込みがしばしば見られるが Table 1 に示したごとく比較的安定した出滓作業を継続している(全出滓中鉍滓羽口からの排滓比25~50%)ことは高

圧冷却水 (6.0 kg/cm²) による冷却効果が大きく寄与しているものと思われる。しかしながらこれら高圧海水の使用は各末端バルブまたはコック類, ならびに給排水管の腐食を助長し, 保守整備上問題は残っており, さらに送風羽口破損の場合には炉内浸水による煉瓦の損傷に対して問題がある。送風羽口関係の寿命については, レイテングアップの途中で集中的に破損が発生したことがあるが, その後は5~6カ月の平均耐用期間を経て定期的に交換することにし, 低圧ないし普通圧高炉と比較してとくに著しい寿命の差があるとは考えられない。

4.4 高圧操業と出鉄能力

高圧操業による高炉への大量空気の圧縮送込が高炉出鉄能力の増大を可能ならしめることはいうまでもない。

当所 No. 5 BF の操業結果からも, ほぼこの傾向は明らかである。すなわち Fig. 3 は炉頂圧力と出鉄比, Fig. 4 は炉頂圧力と炉床負荷の関係を示した。

送風機の性能についてはすでに述べたごとく, 吐出圧

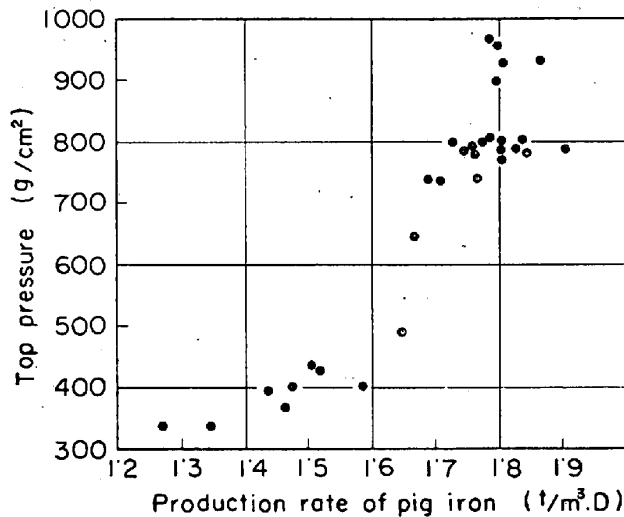


Fig. 3. Relation between top pressure and production rate of pig iron.

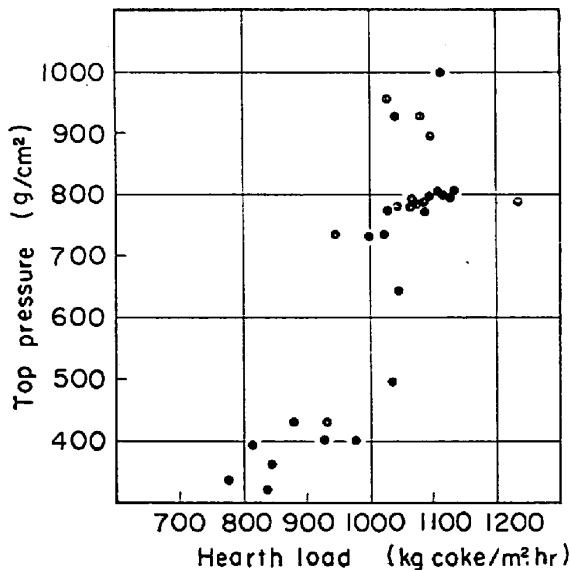


Fig. 4. Relation between top pressure and hearth load.

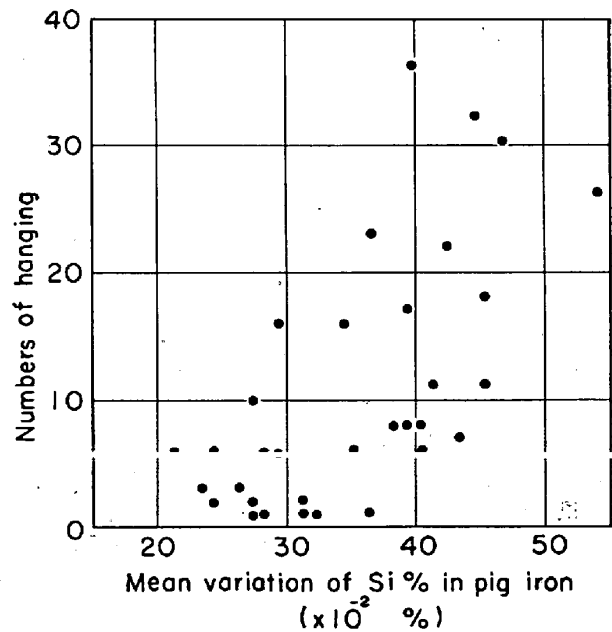


Fig. 5. Relation between numbers of hanging and mean variation of Si in iron.

力 3.0 kg/cm², 吐出風量 3900 m³/min である。したがって冷風本管, 熱風炉内の通気抵抗を考慮すると, 熱風圧力の実質上の限界は 2.7 kg/cm² 程度である。このため送風量 3850 m³/min, 熱風圧力 2.6 kg/cm² 程度の操業の場合, 原料状態の変動, 炉内残留鉄, 滓量の変動, それらに基づく熱風圧力の変動で送風機吐出圧の限界を超え, 保安上自動放風を行なうことになり, 実質的送風量は減少するため, 炉床負荷が伸びないことになる。したがって原料事前処理の強化による炉内通気性の改善を必要とすることは言うまでもないが, 一方現状程度の原料を出提として, さらに出鉄能力を増加するには送風機能力の増大をはからねばならない。

4.5 高圧操業と炉況変動

一般に高炉内保有熱量の指数として溶鉄 Si% がとられるが, 溶鉄 Si% はスラグ塩基度によって影響を受けるので, 溶鉄 Si% の日内変動の平均を炉況変動指数としてとつた。すなわち Fig. 5 に各旬間中の棚落回数合計と溶鉄 Si の変動との関係を示したごとく, 棚落回数の増加とともに炉況変動は増大する傾向があると考えられる。一方棚落回数と送風量, ないし炉頂圧力との関係は明らかでない。またこの期間中の炉口における計算ガス速度は 1.8 m/sec 内外であり, またダスト中の炭表量は 4~5 kg/t 程度であつて, 著しいオーバーブローイングがあつたとは考えられない。したがって原料中の粉率の低下, 炉内還元過程で粉化崩壊性の高い脆弱原料の排除などは出鉄能力向上の面からのみならず, 溶鉄成分の安定の面からも極めて重要であることはいうまでもない。高圧操業とコークス比との関係については, 焼結, ペレットなどの処理量が少ないこと, 原料事情の悪化による銘柄および配合比の頻繁な変更を行なつたことなどのため, 明確な関係が見られなかつた。

5. 結 言

以上千葉製鉄所 No. 5 BF 火入れ後約 1 年間の操業実

績とその間の設備上の問題について述べたが、要約すると、高圧操業度の向上に伴って、熱風弁の故障、粗洗ガス管の騒音、出鉄・出滓速度の増大などの面で、種々の問題に逢遇したが、一応これらの問題に対する処置を完

了し、月間 3850 t/day 程度の出鉄量、および 540 kg/t 程度の燃料費による操業を続けているが、さらに出鉄能力を向上し、品質の安定化を図るためには、原料処理の強化、送風機能力の増大を図る必要がある。

II. 鋼の脱酸と非金属介在物

—凝固時の脱酸進行により鋼塊中に生成する大型介在物—

(討-5) 鋼塊の凝固理論と脱酸生成物の核生成と成長

北海道大学, 理学部 理博○丹 羽 貴知蔵
Solidification Theory of Steel Ingots and Nucleation and Growth of Deoxidation Products.

Dr. Kichizo Niwa.

1. 緒 言

鉄鋼製品の品質の良否を決定する非金属介在物に関する研究の歩みは製鋼研究の歴史といつても過言でない。製鋼反応の立場にかぎってみても非常に多くの研究が進められていることは喜ばしいことであるが、多くの研究者の論点が必ずしも明瞭にされず、解明されるべき点が多分にしぼられていないうらみがある。脱酸剤の投入から造塊の終了までに非金属成分はどのような挙動をしているのか、溶鋼の凝固過程における溶質の濃化現象として問題点の整理を試みるのも無駄ではないであろう。

2. 凝固理論

2.1 多成分系の凝固と偏析

主成分である鉄が凝固温度まで冷却した時、溶質は一般に固相と液相に違った組成で分配される。その模様は Fig. 1 のとおりで、 $K_0 = C_s / C_{l(0)}$ を分配係数と定義している。一般には、溶質の存在が鉄の凝固温度を下げるので $C_s / C_{l(0)}$ は 1 より小さい値を示し、

$$1 - C_s / C_{l(0)} = (C_{l(0)} - C_s) / C_{l(0)}$$

を偏析係数と呼び、液相に溶質が濃化される程度を示す。

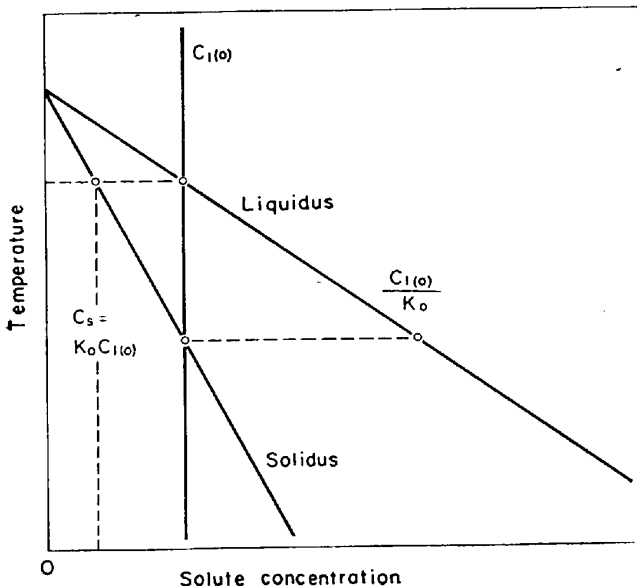


Fig. 1. portion of phase diagram.

鋼塊の凝固する条件下では前述の平衡凝固からはほど遠い有限の凝固速度をもつて凝固が進行するので、前述の平衡分配係数 K_0 から決まる濃化は生じないで、実効分配係数に従う。実効分配係数は Fig. 2 に示されるように、

$$C_s = K C_l = K_0 C_{l(0)}$$

を満足するような見かけの分配係数 K をもつて定義され平衡分配係数よりは 1 に近い。さらに、凝固面は一般に平面ではなく、樹枝状あるいは柱状になる。このことは一成分系についても熱伝導の機構などからその生成が説明されている。多成分系について樹枝状晶の生成機構を簡単に述べよう。凝固前面で濃度勾配がある時、各部分の凝固温度が異なるため、温度勾配のあるところで、凝固温度の高い相の凝固が先行し、濃化された相はいよいよ凝固温度が低くなつて凝固が遅れるわけである。

2.2 O, S, C, P の濃化

さて、このように分配係数にもたがって凝固とともに溶質は液相に濃化されるが、その状態を O, S, C, P について考えてみよう。分配係数の値は研究者によりかなりばらついているものもあるが、O; 0.03, S; 0.04, C; 0.2, P; 0.2 であり、これからいかに偏析が著しいかがわかる。したがって、残った液相の溶質の平均組成あるいは凝固面での拡散層の濃度がある値以上になると Al, Mn, Si の存在下で酸化物や硫化物が形成されていくことは平衡論的にうなずかれるところである。リムド鋼における $CO(g)$ のバブリングや、管状気泡の生成も同様の現象にほかならない。要するに脱酸剤投入後に O が一定と考えるのは誤りで、凝固とともに変わること注目したい。

以上のことを念頭において鋼塊の偏析を考えてみよう。中川、百瀬は 3 t 砂型鋼塊について、凝固速度、凝

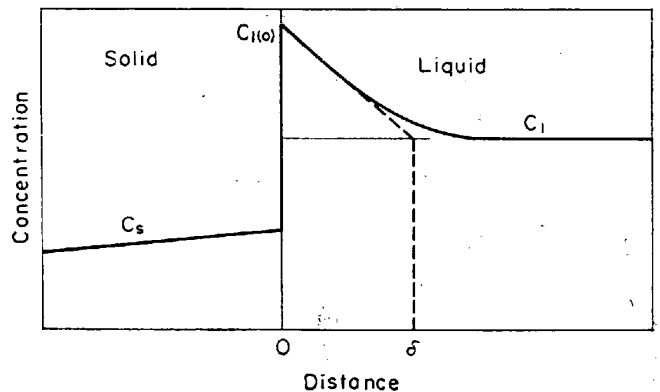


Fig. 2. Concentration near diffusion layer at advancing solid-liquid interface (infinite and constant growth rate).