

**ZESZYTY
NAUKOWE
POLITECHNIKI
ŚLĄSKIEJ**

P. 3353/77

HUTNICTWO

**Z. 13
GLIWICE
1977**

SPIS TREŚCI

	Str.
1. WSTĘP	5
2. ANALIZA TERMODYNAMICZNA PROCESU UTLENIANIA NAGRZANEGO WSADU STAŁEGO TLENEM GAZOWYM	6
2.1. Ocena termodynamiczna przebiegu procesów utlenienia	6
2.2. Ocena prężności dysocjacji produktów utlenienia w bada- nym zakresie temperatur	8
2.3. Entalpia wsadu w badanym zakresie temperatur	12
2.4. Entalpia produktów utlenienia	12
2.5. Obliczenie entalpii układu w procesie utlenienia wsadu	13
2.6. Ilość tlenu gazowego	17
2.7. Ekwiwalencja rudy i tlenu gazowego	19
2.7.1. Entalpia rudy	19
2.7.2. Eliminacja rudy tlenem gazowym	20
3. PODAWANIE TLENU GAZOWEGO NA WSAD	23
3.1. Ocena zasięgu oddziaływania strumieni tlenowych	23
3.2. Kształtowanie się temperatur tlenu opuszczającego dyszę tlenową	26
4. POWSTAWANIE PYŁÓW	28
4.1. Temperatury w strefie reakcji	28
4.2. Parowanie żelaza i jego tlenków	28
5. ZAGADNIENIA TECHNOLOGICZNE STOSOWANIA TLENU NA NAGRZEWANY WSAD STAŁY	31
5.1. Warunki i zakres przeprowadzonych badań	31
5.2. Badania efektywności metody dla pieców pracujących na wsadzie stałym, nie posiadających intensyfikacji spalania paliwa tlenem przez palniki boczne	32
5.2.1. Wpływ natężenia podawania tlenu na parametry procesu	33
5.3. Badania efektywności metody dla pieców pracujących na wsadzie z częściowo-ciekłą surowką posiadających uprzednio intensyfikację spalania tlenem przez palniki boczne	34
5.3.1. Piece opalane gazem ziemnym a następnie olejem opalowym	34
5.3.2. Badania na piecu 120 t posiadającym intensyfikację spalania tlenem przez palniki boczne przy zmienio- nym sposobie podawania tlenu przez sklepienie	36
5.4. Omówienie wyników i dyskusja	38
6. UWAGI KOŃCOWE	44
7. WNIOSKI	45
LITERATURA	47

POLITECHNIKA ŚLĄSKA

ZESZYTY NAUKOWE

Nr 541

P. 3353/77



KAROL PIOTROWSKI

**TERMODYNAMICZNE I TECHNOLOGICZNE
ZAGADNIENIA ODDZIAŁYWANIA STRUMIENIA
TLENU O DUŻEJ SZYBKOŚCI NA NAGRZEWANY
WSAD STAŁY W PROCESACH STAŁOWNICZYCH**

PL ISSN 0324-802X

Wydawnictwo Politechniki Śląskiej

Dział Wydawnictw Politechniki Śląskiej

Gliwice, ul. Kutusowska 2

Wydawnictwo Politechniki Śląskiej

Wydawnictwo Politechniki Śląskiej

Wydawnictwo Politechniki Śląskiej

Wydawnictwo Politechniki Śląskiej

Wydawnictwo Politechniki Śląskiej

Wydawnictwo Politechniki Śląskiej

Wydawnictwo Politechniki Śląskiej

Wydawnictwo Politechniki Śląskiej

Wydawnictwo Politechniki Śląskiej

Wydawnictwo Politechniki Śląskiej

Wydawnictwo Politechniki Śląskiej

Wydawnictwo Politechniki Śląskiej

GLIWICE

1977

P. 3353/77

OPINIODAWCY

Prof. dr hab. inż. Antoni Kolano
Prof. dr inż. Stanisław Tochowicz
Prof. dr hab. inż. Roman Woźniacki

REDAKTOR NACZELNY WYDAWNICTW UCZELNIANYCH
POLITECHNIKI ŚLĄSKIEJ

Jan Bandrowski

REDAKTOR DZIAŁU

Maciej Michałowski

SEKRETARZ REDAKCJI

Jan Znamirowski

Wydano za zgodą

Rektora Politechniki Śląskiej

Dział Wydawnictw Politechniki Śląskiej

Gliwice, ul. Kujawska 2

Nakł. 100+85 Ark. wyd. 3,07 Ark. druk. 3,24 Papier offsetowy kl. III. 70x100, 70 g
Oddano do druku 20.10.1977 Podpis. do druku 22.11.1977 Druk ukończ. w grudniu 1977
Zam. 1501/77 P 25 Cena zł 8,-

Skład, fotokopie, druk i oprawę

wykonano w Zakładzie Graficznym Politechniki Śląskiej w Gliwicach

CZNACZENIA I SYMBOLE

ΔF_T^0	- zmiana energii swobodnej
A, B	- współczynniki w równaniu do obliczenia ΔF
$K_{i,j}$	- stała równowagi reakcji
$p_{O_2} / Fe_x O_y$	- prężność dysocjacji tlenku
a_i	- aktywność składnika "i"
c_p	- ciepło molowe przy stałym ciśnieniu
ΔH_i^0	- zmiana entalpii
G_0	- masa początkowa układu
Z_k	- ilość powstałej fazy po utlenieniu
$A_{Fe_x O_y}$	- współczynnik przeliczeniowy na żelazo
Q	- ilość ciepła potrzebna do nagrzania układu (nie z utlenienia)
O_d, O_z	- tlen domieszek i żużła
α	- współczynnik wykorzystania tlenu
τ	- czas podawania tlenu
$l_{O_2}^f$	- faktyczne natężenie podawania tlenu
O_2	- ilość tlenu
$\Delta C, \Delta Mn, \Delta Si, \Delta P$	- ilość utlenionych składników
Z	- ilość żużła
FeO	- stężenie FeO w żużlu
Mm	- masa wsadu metalowego
Q_{O_2}	- ilość ciepła z tytułu oddziaływania tlenu
V	- szybkość tlenu w przekroju wylotowym dyszy
p	- ciśnienie tlenu w przekroju wlotowym dyszy
$(\frac{x}{d_{kr}})$	- zasięg strumienia tlenu w kalibrach (średnicy krytycznej dyszy)
c_1, c_2	- szybkości tlenu w przekroju wlotowym i wylotowym dyszy
T_1, T_2	- temperatura tlenu w przekroju wlotowym i wylotowym dyszy

- g, k, R_0 - przyspieszenie ziemskie, wykładnik adiadyty, stała gazowa (dla tlenu)
- P_i - prężność par składnika "i"
- W - wydajność pieca
- O_{2w} - ilość tlenu na wytop
- O_{2t} - ilość tlenu na tonę stali

1. WSTĘP

Wykorzystanie tlenu gazowego w niektórych procesach metalurgii stali (oprócz procesu konwertorowego i tandem), sprowadza się w zasadzie do spalania paliw oraz do świeżenia kąpeli metalowej tlenem [1, 2]. Z różnych uzasadnionych względów, w kraju nie stosuje się świeżenia kąpeli metalowej tlenem gazowym (w niewielkim stopniu przy produkcji stali chromowych w piecach elektrycznych). W stosunkowo zaś szerokim zakresie stosowana jest metoda intensyfikacji spalania paliw tlenem. Daje to zwiększenie obciążenia cieplnego pieca a tym samym skraca czas wytopu stali w piecu.

Autor podjął próbę opracowania metody podawania tlenu gazowego na nagrzaną wsad stałą, która byłaby możliwa do stosowania w warunkach krajowych, bez dodatkowych inwestycji związanych z oczyszczaniem spalin czy przeróbką elementów konstrukcyjnych pieców do wytapiania stali. U podstaw metody leży charakter oddziaływania i sposób podawania tlenu gazowego na nagrzaną wsad stałą, co w związku ze zwiększeniem potencjału utleniającego w obszarze oddziaływania strumienia tlenu, daje dodatkowe ilości ciepła tak bardzo potrzebne w czasie wytopu. Wydzielające się we wsadzie ciepło wskutek jego utlenienia oraz powstałe produkty utlenienia powodują, że w dalszej fazie wytopu (po roztopieniu wsadu) wytworzony potencjał utleniający fazy żuźlowej jest wykorzystywany na utlenienie kąpeli metalowej.

Powyższa metoda, może znaleźć zastosowanie w procesie martenowskim i elektrycznym pracującym na niestopowym wsadzie.

Podjęty do opracowania temat wynika z zainteresowań autora zajmującego się teoretycznymi i praktycznymi zagadnieniami związanymi z wykorzystaniem tlenu w procesach metalurgii stali, w szczególności procesami konwertorowymi, tandem itp.

2. ANALIZA TERMODYNAMICZNA PROCESU UTLENIANIA NAGRZANEGO WSADU STAŁEGO TLENEM GAZOWYM

Zachowanie się metalu (żelaza) w atmosferach utleniających wchodzi częściowo w zakres zagadnień związanych z korozją gazową metali. Szybkość procesu utlenienia oraz rodzaje występujących faz w takich przypadkach są w zasadzie znane. W warunkach wolnego nagrzewania lub wytrzymywania w odpowiednich temperaturach zgodnie z danymi [3, 4] można przyjąć, że podstawową fazą powyżej 800°C (1073 K) jest wistyt (ok. 95%) zgodnie z układem żelazo-tlen. Szybkość przebiegu procesu utlenienia może być opisana równaniem Tammana [5].

Powyższe ustalenia i zależności przestają mieć zastosowanie w przypadku dużych szybkości nagrzewania oraz znacznie zwiększonego potencjału utleniającego fazy gazowej o kilka a nawet kilkanaście razy większego niż przy procesach wysokotemperaturowej korozji gazowej metali.

2.1. Ocena termodynamiczna przebiegu procesów utlenienia

Dla metalurgicznych procesów otwartych można zastosować kryterium zmiany energii swobodnej do oceny kierunku przebiegu reakcji utlenienia.

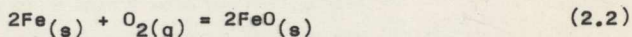
Przyjmując, że utlenienie nagrzanego żelaza tlenem gazowym może przebiegać do trzech różnych wartościowości Fe, ocenę kierunku przebiegu tych procesów można przeprowadzić obliczając wartości zmian energii swobodnej w funkcji temperatury. Potencjał przebiegu reakcji z lewa na prawo jest tym większy im obliczona wartość zmiany energii swobodnej dla danej temperatury jest mniejsza od zera:

$$\Delta F_T^0 < 0$$

Przyjmując, że:

$$\Delta F_T^0 = A + BT \quad (2.1)$$

Dla reakcji:



wg [6, 7, 8, 9] dla zakresu 298 do 1642 K $A = -124\,100$; $B = 29,9$; otrzymuje się dla temperatur:

$$T_1 = 1173 \text{ K} \quad \Delta F_{1173}^{\circ} = -89\,027 \text{ cal/mol} = -11648 \text{ kJ/kg}$$

$$T_2 = 1408 \text{ K} \quad \Delta F_{1408}^{\circ} = -82\,000 \text{ cal/mol} = -10729 \text{ kJ/kg}$$

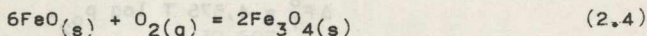
$$T_3 = 1642 \text{ K} \quad \Delta F_{1642}^{\circ} = -75\,000 \text{ cal/mol} = -9813 \text{ kJ/kg}$$

oraz aproksymując wg [10] można uzyskać równanie $\Delta F_1^{\circ} = \varphi(T)$:

$$\Delta F_{\text{FeO}}^{\circ} = 29,8 T - 124058,5 \quad (2.3)$$

dla temperatur 1173-1642 K.

Zmiana energii swobodnej procesu utleniania:



w zakresie 298-1642 K po uwzględnieniu współczynników $A = -149\,250$ oraz $B = 59,8$ może być obliczona z danych:

$$T_1 = 1173 \text{ K} \quad \Delta F_{1173}^{\circ} = -79\,104 \text{ cal/mol} = -10350 \text{ kJ/kg}$$

$$T_2 = 1408 \text{ K} \quad \Delta F_{1408}^{\circ} = -65\,052 \text{ cal/mol} = -8511 \text{ kJ/kg}$$

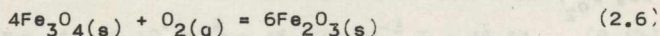
$$T_3 = 1642 \text{ K} \quad \Delta F_{1642}^{\circ} = -51\,058 \text{ cal/mol} = -6680 \text{ kJ/kg}$$

i wynosi:

$$\Delta F_{\text{Fe}_3\text{O}_4}^{\circ} = 3,10 \cdot 10^{-4} T^2 + 59 T - 148\,826 \quad (2.5)$$

dla temperatur 1173-1642 K.

Wyrażenie na zmianę energii swobodnej dla utleniania:



dla zakresu temperatur 1173-1460 K i wartości współczynników $A = -119\,250$, $B = 67,24$ oraz temperatur

$$T_1 = 1173 \text{ K} \quad \Delta F_{1173}^{\circ} = -40\,377 \text{ cal/mol} = -5283 \text{ kJ/kg}$$

$$T_2 = 1317 \text{ K} \quad \Delta F_{1317}^{\circ} = -30\,695 \text{ cal/mol} = -4016 \text{ kJ/kg}$$

$$T_3 = 1460 \text{ K} \quad \Delta F_{1460}^{\circ} = -21\,080 \text{ cal/mol} = -2750 \text{ kJ/kg}$$

można przedstawić następująco:

$$\Delta F_{\text{Fe}_2\text{O}_3}^{\circ} = 68 T - 119\,237 \quad (2.7)$$

Dla każdego z tych procesów utleniania w badanym zakresie temperatur jest spełnione kryterium przebiegu.

2.2. Ocena prężności dysocjacji produktów utlenienia w badanym zakresie temperatur

Zapis formalny reakcji (2.2), (2.4) i (2.6) umożliwia uzyskanie najprostszej wyrażenia na stałe równowagi tych procesów oraz porównanie obliczonych wartości ΔF_T^0 . Stała równowagi reakcji (2.2):

$$K_{2.2} = \frac{a_{\text{FeO}}^2}{a_{\text{Fe}}^2 p_{\text{O}_2}} = \frac{1}{p_{\text{O}_2}} \quad (2.8)$$

ponieważ m.in. $\Delta F_T^0 = -4,575 T \log K_{2.2}$ otrzymuje się

$$\Delta F_T^0 = 4,575 T \log p_{\text{O}_2}, \quad (2.9)$$

skąd

$$\log p_{\text{O}_2}/\text{FeO} = \frac{\Delta F_T^0}{4,575 T} \quad (2.10)$$

Uwzględniając obliczone wartości ΔF_T^0 dla przyjętych temperatur można obliczyć prężności dysocjacji:

$$T_1 = 1173 \text{ K} \quad \log p_{\text{O}_2}/\text{FeO} = -16,59$$

$$T_2 = 1408 \text{ K} \quad \log p_{\text{O}_2}/\text{FeO} = -12,73$$

$$T_3 = 1462 \text{ K} \quad \log p_{\text{O}_2}/\text{FeO} = -9,98$$

Na podstawie obliczonych wartości $\log p_{\text{O}_2}/\text{FeO}$ wyprowadzono zależność $\log p_{\text{O}_2}/\text{FeO} = \varphi_i(T)$ ważną w zakresie 1173-1642 K

$$\log p_{\text{O}_2}/\text{FeO} = -11,0 \cdot 10^{-6} T^2 + 44,427 \cdot 10^{-3} T - 53,876 \quad (2.11)$$

Ze względu na eksponencjalny charakter tego równania powyższą zależność można przedstawić równaniem typu $\log p_{\text{O}_2}/\text{FeO} = -\frac{C}{T} + D$, dogodniejszym w stosowaniu. Po obliczeniu współczynników C i D otrzymuje się:

$$\log p_{\text{O}_2}/\text{FeO} = -\frac{26\ 820}{T} + 6,30 \quad (2.12)$$

Dla (2.4)

$$K_{2.4} = \frac{a_{\text{Fe}_3\text{O}_4}}{a_{\text{FeO}}^6 p_{\text{O}_2}} = \frac{1}{p_{\text{O}_2}} \quad (2.13)$$

i analogicznie jak poprzednio uzyskuje się:

$$T_1 = 1173 \text{ K} \quad \log p_{\text{O}_2}/\text{Fe}_3\text{O}_4 = -14,74$$

$$T_2 = 1408 \text{ K} \quad \log p_{\text{O}_2}/\text{Fe}_3\text{O}_4 = -10,10$$

$$T_3 = 1462 \text{ K} \quad \log p_{\text{O}_2}/\text{Fe}_3\text{O}_4 = -6,80$$

Równanie aproksymacyjne ma postać:

$$\log p_{\text{O}_2}/\text{Fe}_3\text{O}_4 = -12,0 \cdot 10^{-6} T^2 + 50,794 \cdot 10^{-3} T - 57,770 \quad (2.14)$$

lub w postaci dogodniejszej:

$$\log p_{\text{O}_2}/\text{Fe}_3\text{O}_4 = -\frac{32\,607}{T} + 13,06 \quad (2.15)$$

W ostatnim przypadku dla (2.6)

$$K_{2.6} = \frac{a_{\text{Fe}_2\text{O}_3}^6}{a_{\text{Fe}_3\text{O}_4}^4 p_{\text{O}_2}} = \frac{1}{p_{\text{O}_2}} \quad (2.16)$$

$$T_1 = 1173 \text{ K} \quad \log p_{\text{O}_2}/\text{Fe}_2\text{O}_3 = -7,52$$

$$T_2 = 1317 \text{ K} \quad \log p_{\text{O}_2}/\text{Fe}_2\text{O}_3 = -5,09$$

$$T_3 = 1460 \text{ K} \quad \log p_{\text{O}_2}/\text{Fe}_2\text{O}_3 = -3,16$$

a równania są następujące

$$\log p_{\text{O}_2}/\text{Fe}_2\text{O}_3 = -11,78 \cdot 10^{-6} T^2 + 46,208 \cdot 10^{-3} T - 45,51 \quad (2.17)$$

$$\log p_{\text{O}_2}/\text{Fe}_2\text{O}_3 = -\frac{26012}{T} + 14,66 \quad (2.18)$$

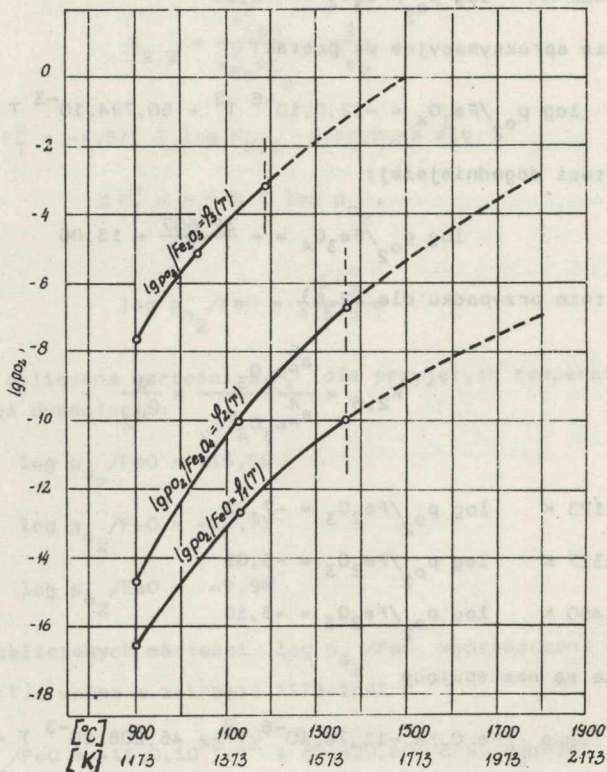
Wykresy równań (2.12), (2.15) i (2.18) nie mają punktów wspólnych w badanym zakresie temperatur.

Na rys. 2.1 przytoczono obliczone krzywe prężności dysocjacji produktów utlenienia w badanych zakresach temperatur w układzie $\log p_{\text{O}_2}/\text{Fe}_x\text{O}_y = \varphi_1(T)$. Wyniki obliczeń zestawiono w tabeli 2.1.

Termodynamiczna trwałość produktów utlenienia powstających pod ciśnieniem atmosferycznym może być oceniona drogą przeciwstawienia ich prężności dysocjacji ciśnieniu cząstkowemu tlenu w fazie gazowej nad wsadem. Przy nagrzewaniu i ciśnieniu cząstkowym tlenu w fazie gazowej 0,08 atm = 0,08 · 1,013 · 10⁵ Pa otrzymuje się zgodnie z równaniem (2.18):

$$- \frac{26\,012}{T} + 14,66 = \log 0,08$$

temperaturę dysocjacji Fe_2O_3 1651 K.



Rys. 2.1. Obliczone krzywe wartości logarytmu prężności dysocjacji tlenków żelaza w funkcji temperatury

Jak wynika z przeprowadzonych obliczeń najmniejszą prężność dysocjacji (tj. największą trwałość) ma FeO, mniej trwałe jest Fe_3O_4 , a najmniej trwałe - Fe_2O_3 . Dla każdej temperatury w badanym przedziale występuje nierówność:

$$\log p_{\text{O}_2}/\text{FeO} < \log p_{\text{O}_2}/\text{Fe}_3\text{O}_4 < \log p_{\text{O}_2}/\text{Fe}_2\text{O}_3 \quad (2.19)$$

Tabela 2.1

Obliczenie równań $\log p_{O_2}/Fe_xO_y = \varphi_i(T)$ dla produktów utlenienia Fe w badanym zakresie temperatur

Temp. K	Reakcja utl.	Stała równ.	Wyrażenie na obl. $\log p_{O_2}$	Dane do oblicz. $\Delta F_T^O = a + bT$, [6, 7, 8, 9]	Wartość ΔF_T^O , cal/mol [0,13 kJ/kg]	Wartość $\log p_{O_2}$	Zależność $\log p_{O_2} (T)$	Zakres stosow. K
1173 1408	$2Fe(s) + O_2(g) = 2FeO(s)$	$\frac{1}{p_{O_2}}$	$\log p_{O_2} = \frac{\Delta F_T^O}{4,575T}$	-124100+29,9.1173 -124100+29,9.1408 -124100+29,9.1642	-89027 -82000 -75004	-16,59 -12,73 -9,98	$-\frac{26820}{T} + 6,30$	1173 ↑ ↓ 1642
1173 1408 1642	$6FeO(s) + O_2(g) = 2Fe_3O_4(s)$	$\frac{1}{p_{O_2}}$	$\log p_{O_2} = \frac{\Delta F_T^O}{4,575T}$	-149250+59,8.1173 -149250+59,8.1408 -149250+59,8.1642	-79104 -65052 -51058	-14,74 -10,10 -6,80	$-\frac{32607}{T} + 13,06$	1173 ↑ ↓ 1642
1173 1317 1460	$4Fe_3O_4(s) + O_2(g) = 6Fe_2O_3(s)$	$\frac{1}{p_{O_2}}$	$\log p_{O_2} = \frac{F_T^O}{4,575T}$	-119250+67,24.1173 -119250+67,24.1317 -119250+67,24.1460	-40377 -30695 -21080	-7,52 -5,09 -3,16	$-\frac{26012}{T} + 14,66$	1173 ↑ ↓ 1460

2.3. Entalpia wsadu w badanym zakresie temperatur

Obliczenie zmiany entalpii molowej Fe w zakresie temperatur 1173-1808 K z uwzględnieniem przemian alotropowych i fazowej Fe przeprowadzono całkując c_p w tym zakresie temperatur.

$$c_p = a + b \cdot 10^{-3} \cdot T + c \cdot 10^5 \cdot T^{-2} \quad (2.20)$$

z danych [6, 7, 8, 9] otrzymuje się entalpie przemian alotropowych i fazowej:

$$\Delta H_{Fe_{\beta-\gamma}}^0 = 0,22 \text{ kcal/gat}, [16, 45 \text{ kJ/kg}] \text{ przy } T = 1181 \text{ K}$$

$$\Delta H_{Fe_{\gamma-\delta}}^0 = 0,21 \text{ Kcal/gat}, [15, 70 \text{ kJ/kg}] \text{ przy } T = 1674 \text{ K}$$

$$\Delta H_{Fe_{\delta-1}}^0 = 3,70 \text{ kcal/gat}, [276, 6 \text{ kJ/kg}] \text{ przy } T = 1808 \text{ K}$$

Dla temperatur od

$$1173-1181 \text{ K}, c_p = a, a = 9,0$$

$$1181-1674 \text{ K}, c_p = a + b \cdot 10^{-3} T, a = 1,84, b = 4,66$$

$$1674-1808 \text{ K}, c_p = a, a = 10,5$$

Wstawiając te dane

$$\begin{aligned} \Delta H_{Fe_{1171-1808}}^0 &= \int_{1173}^{1181} 9,0 \, dT + 220 + \int_{1181}^{1674} (1,84 + 4,66 \cdot 10^{-3} T) \, dT + \\ &+ 210 + \int_{1674}^{1808} 10,5 \, dT + 3700 \end{aligned} \quad (2.21)$$

otrzymuje się $\Delta H_{Fe_{1173-1808}}^0 = 9795,63 \text{ cal/gat Fe} = 174,92 \text{ kcal/kg Fe} = 732,4 \text{ kJ/kg Fe}$.

Otrzymana wartość entalpii, jest ilością ciepła potrzebną do nagrzania 1 kg Fe od temp. 1173 do 1808 K i uwzględnia przemiany alotropowe i fazową Fe_{δ} - ciecz.

2.4. Entalpia produktów utlenienia

Obliczenie entalpii molowej FeO , Fe_3O_4 i Fe_2O_3 w zakresie temperatur 1173-1808 K przeprowadzone zostało podobnie jak dla Fe. Po uwzględnieniu współczynników dla c_p z [11, 12, 13] można obliczyć:

$$\Delta H_{\text{FeO}}^{\circ} 1173-1808 = \int_{1173}^{1651} (11,66 + 2,0 \cdot 10^{-3} T - 0,67 \cdot 10^{-5} T^{-2}) dT + \quad (2.22)$$

$$+ 5750 + \int_{1651}^{1808} 16,3 dT$$

$$\Delta H_{\text{FeO}}^{\circ} 1173-1808 = 15 232,4 \text{ cal/mol FeO} = 211,562 \text{ kcal/kg} = 885,8 \text{ kJ/kg}$$

Entalpia Fe_3O_4 wyniesie:

$$\Delta H_{\text{Fe}_3\text{O}_4}^{\circ} 1173-1808 = \int_{1173}^{1808} 48 dT \quad (2.23)$$

$$\Delta H_{\text{Fe}_3\text{O}_4}^{\circ} 1173-1808 = 30 480 \text{ cal/mol Fe}_3\text{O}_4 = 131,4 \text{ kcal/kg} = 550 \text{ kJ/kg.}$$

Entalpia Fe_2O_3 wyniesie:

$$\Delta H_{\text{Fe}_2\text{O}_3}^{\circ} 1173-1808 = \int_{1173}^{1774} (31,7 + 1,76 \cdot 10^{-3} T) dt + 1314 + \quad (2.24)$$

$$+ 22 200 + \int_{1774}^{1808} 3 16,3 dT$$

$$\Delta H_{\text{Fe}_2\text{O}_3}^{\circ} 1173-1808 = 45 787,2 \text{ cal/mol Fe}_2\text{O}_3 = 286,2 \text{ kcal/kg} = 1 198,2 \text{ kJ/kg}$$

2.5. Obliczenie entalpii układu w procesie utlenienia wsadu

Przyjmując masę początkową układu G_0 a końcową $(G_0 - Z_k \cdot A_{\text{Fe}_x\text{O}_y}) + Z_k$ można wyprowadzić równanie:

$$\frac{G_0 + (G_0 - Z_k \cdot A_{\text{Fe}_x\text{O}_y})}{2} \Delta H_{\text{Fe}}^{\circ} + \frac{Z_k}{2} \cdot \Delta H_{\text{Fe}_x\text{O}_y}^{\circ} = \quad (2.25)$$

$$= Z_k \cdot \Delta H_{\text{Fe-Fe}_x\text{O}_y}^{\circ} + Q$$

Z równania (2.25) Z_k i G_o jest następujące:

$$Z_k = \frac{2(Q - G_o \cdot \Delta H_{Fe}^{\circ})}{\Delta H_{Fe_xO_y}^{\circ} - 2\Delta H_{Fe-Fe_xO_y}^{\circ} - A_{Fe_xO_y} \cdot \Delta H_{Fe}^{\circ}} \quad (2.26)$$

$$G_o = \frac{1}{\Delta H_{Fe}^{\circ}} \left[Q + \frac{Z_k}{2} (\Delta H_{Fe}^{\circ} \cdot A_{Fe_xO_y} - \Delta H_{Fe_xO_y}^{\circ} + 2\Delta H_{Fe_xO_y}^{\circ}) \right] \quad (2.27)$$

Dla warunku $Z_k = 0$ otrzymuje się $G_o \cdot \Delta H_{Fe}^{\circ} = Q$.

Dla obliczenia entalpii układu konieczna jest znajomość wartości Z_k , która może być określona z zależności ilości tlenu potrzebnego do utlenienia układu metal - żużel.

Jak wykazują obliczenia można stosować zależność uproszczoną tj. z pominięciem entalpii produktów utlenienia:

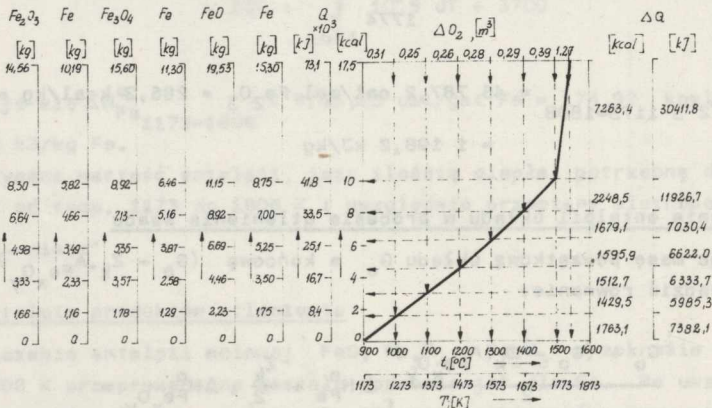
$$G_o \cdot \Delta H_{Fe}^{\circ} = Z_k \cdot \Delta H_{Fe-Fe_xO_y}^{\circ} + Q \quad (2.28)$$

W tabeli 2.2 przytoczone zostały wyniki obliczeń wg równania (2.25). U dołu tabeli podane zostały wartości entalpii dla 100 kg wsadu wg zależności (2.28) dla warunku $Q = 0$. W praktyce wartości Z_k będą dużo niższe i podyktowane konkretnymi warunkami wynikającymi z utlenienia metalu i żużla. Błąd popełniony wskutek tego założenia będzie więc mniejszy.

W tabeli 2.3 podano obliczone wartości podstawowych parametrów przy utlenieniu wsadu. Różnice w ilości tlenu są minimalne i praktycznie nie zależą od stopnia utlenienia wsadu.

Z przedstawionych danych wynika, że duże ilości ciepła są potrzebne na energochłonną przemianę fazową (ok. 40%).

Wychodząc każdorazowo z ilości tlenu potrzebnego na utlenienie układu metal - żużel można, znając intensywność jego podawania i korzystając z



Rys. 2.2. Zależność między ilością ciepła, Fe, powstałą ilością Fe_xO_y przy pełnym pokryciu ciepła z tytułu utlenienia dla 100 kg wsadu xO_y

Tabela 2.2

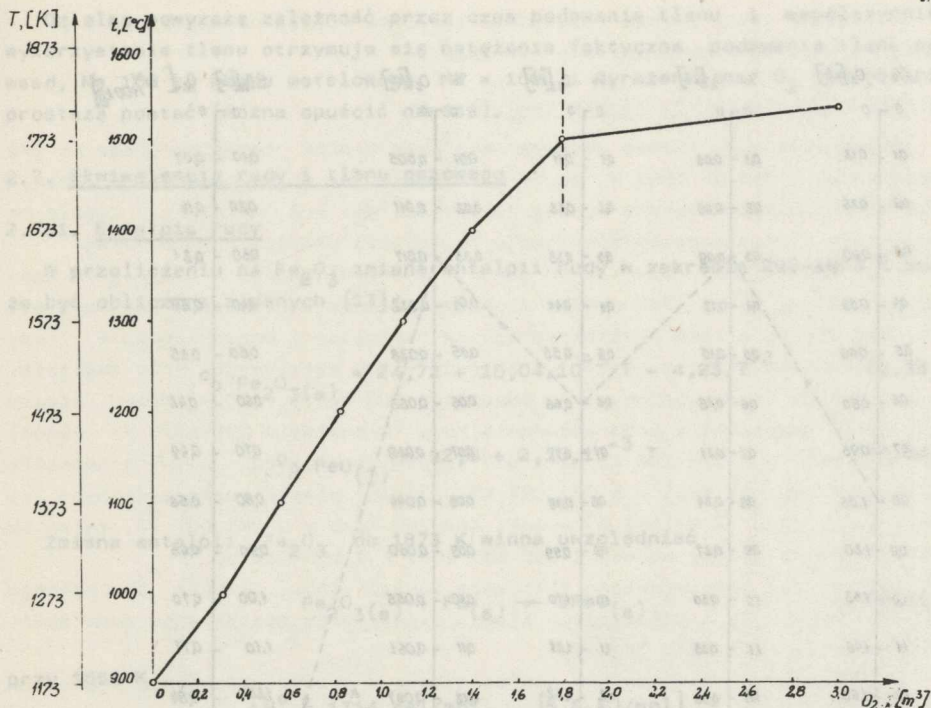
Kształtowanie się parametrów wsadu przy utlenieniu dla warunku $Q = 0$

Parametr układu	Fe - FeO	Fe - Fe ₃ O ₄	Fe - Fe ₂ O ₃
ΔH_{Fe}°	174,92 kcal/kg 732,40 kJ/kg	174,92 kcal/kg 732,40 kJ/kg	174,92 kcal/kg 732,40 kJ/kg
$\Delta H_{Fe_xO_y}^{\circ}$	211,56 Kcal/kg 885,80 kJ/kg	132,40 kcal/kg 550,00 kJ/kg	286,20 kcal/kg 1198,20 kJ/kg
$\Delta H_{Fe-Fe_xO_y}^{\circ}$	892,36 kcal/kg 3736 kJ/kg	1121,10 kcal/kg 4694 kJ/kg	1201,20 kcal/kg 5829 kJ/kg
$A_{Fe_xO_y}$	0,7777	0,7241	0,7000
Z_k	0,2047. G_o	0,156. G_o	0,156. G_o
G_o	4,884. Z_k	6,396. Z_k	6,400. Z_k
G_k	0,841. G_o	0,887. G_o	0,890. G_o
$(G_k + Z_k)$	1,046. G_o	1,043. G_o	1,047. G_o
O_2, m^3	3,184. $10^{-2}.$ G_o	3,01. $10^{-2}.$ G_o	3,30. $10^{-2}.$ G_o
G_o	100 kg	100 kg	100 kg
Z_k	20,47 kg	15,6 kg	15,6 kg
$(G_o - G_k)$	15,92 kg	11,3 kg	11,0 kg
$(G_k + Z_k)$	104,57 kg	104,3 kg	104,6 kg
O_2	3,184 m ³	3,01 m ³	3,3 m ³
R_1	18 265 kcal 76 475 kJ	17 520 kcal 73 584 kJ	18 769 kcal 78 587 kJ
Z_k	19,6 kg	15,6 kg	14,56 kg
R_2	17 492 kcal 73 239 kJ	17 492 kcal 73 239 kJ	17 492 kcal 73 239 kJ
Różnica	-4,4%	-0,16%	-6,8%

 R_1 - równanie (2.25) R_2 - równanie (2.28)

Ilość ciepła, tlenu, utlenionego żelaza oraz powstałego Fe_xO_y na 100 kg wsadu w poszczególnych zakresach temperatur

Zakres temp.	Wyrażenie dla obliczenia ΔH_{Fe}^0	Wartość ΔH_{Fe}^0		Ilość tlenu		Utl. Fe	Utw. FeO	Ilość tlenu		Utl. Fe	Utw. Fe_3O_4	Ilość tlenu		Utl. Fe	Utw. Fe_2O_3
		cal/g.at.	kcal/100 kg	kg/100 kg	m ³ /100 kg	kg/100 kg	kg/100 kg	kg/100 kg	m ³ /100 kg	kg/100 kg	kg/100 kg	kg/100 kg	m ³ /100 kg	kg/100 kg	kg/100 kg
		[74,7 $\frac{J}{kg}$]	[4,189 $\frac{kJ}{kg}$]												
1173 ↓ 1273	1181 1273 $\int 9,0dT+220+ (1,84+4,6610^{-3}T)/dT$ 1173 1181	987,32	1763,10	0,439	0,307	1,537	1,976	0,434	0,304	1,138	1,572	0,440	0,308	1,027	1,467
1273 ↓ 1373	1373 $\int (1,84 + 4,66 \cdot 10^{-3} T)/dT$ 1273 1273	800,52	1429,50	0,356	0,249	1,246	1,602	0,351	0,246	0,923	1,274	0,357	0,250	0,833	1,190
1373 ↓ 1473	1473 $\int (1,84 + 4,66 \cdot 10^{-3} T)/dT$ 1473 1373	847,12	1512,7	0,377	0,263	1,318	1,695	0,372	0,260	0,977	1,349	0,378	0,265	0,882	1,260
1473 ↓ 1573	1573 $\int (1,84 + 4,66 \cdot 10^{-3} T)/dT$ 1573 1473	893,72	1595,92	0,379	0,278	1,391	1,798	0,393	0,275	1,031	1,424	0,398	0,279	0,929	1,327
1573 ↓ 1673	1673 $\int (1,84+4,66 \cdot 10^{-3} T)/dT$ 1673 1573	940,32	1679,14	0,418	0,293	1,463	1,882	0,413	0,289	1,085	1,498	0,419	0,293	0,978	1,397
1673 ↓ 1773	1674 1773 $\int (1,84+4,66 \cdot 10^{-3} T)/dT+210+ 10,5dT$ 1773 1673 1674	1259,14	2243,46	0,560	0,392	1,960	2,520	0,553	0,3873	1,452	2,005	0,561	0,393	1,309	1,870
1773 ↓ 1808	1808 $\int 10,5 dT + 3 \cdot 700$ 1773	4067,50	7263,39	1,809	1,266	6,331	8,139	1,788	1,252	4,693	6,481	1,814	1,270	4,233	6,047



Rys. 2.3. Zależność wzrostu temperatury wsadu od ilości dostarczonego tlenu

rys. 2.2 i 2.3 wybrać moment rozpoczęcia procesu utleniania tlenem gazowym i stosować go przez czas odpowiadający potrzebnej jego ilości stosując wzór:

$$\frac{O_d + O_z}{\alpha \tau} = J_{O_2} f \quad (2.29)$$

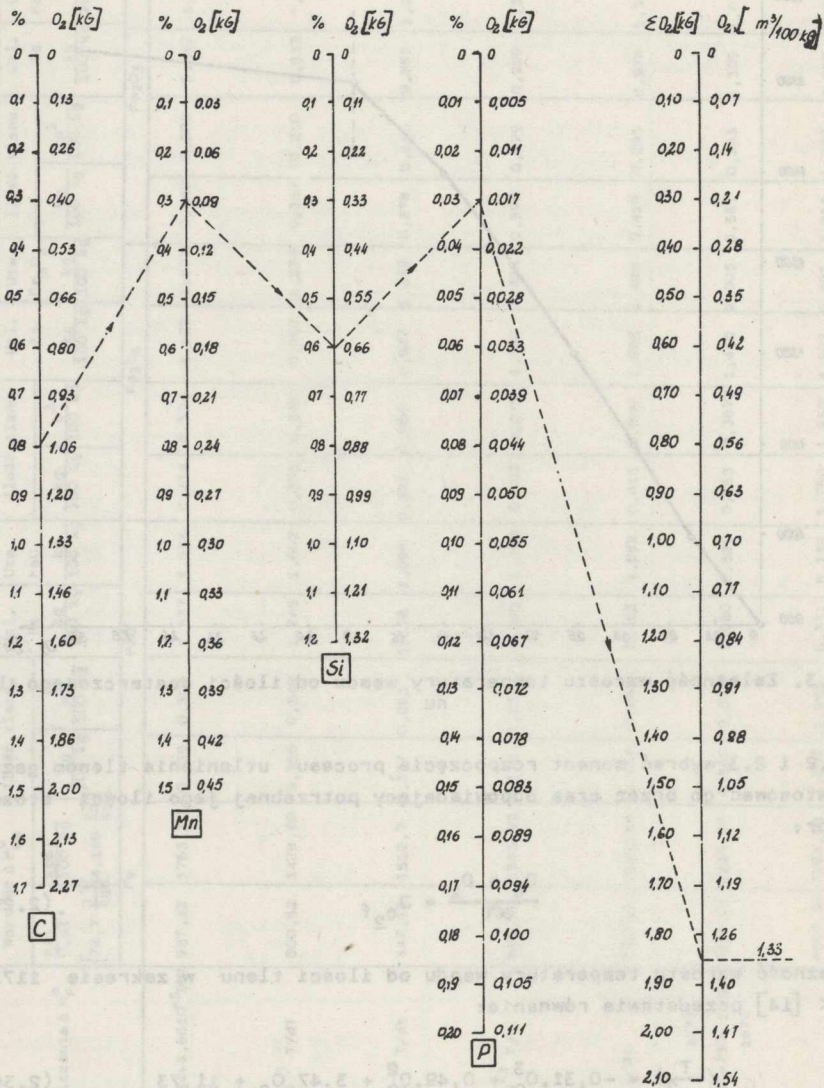
Zależność wzrostu temperatury wsadu od ilości tlenu w zakresie 1173-1773 K [14] przedstawia równanie:

$$\left(\frac{T}{10^2}\right) = -0,31 \cdot O_2^3 + 0,49 \cdot O_2^2 + 3,47 O_2 + 11,73 \quad (2.30)$$

2.6. Ilość tlenu gazowego

Stosowane ilości tlenu gazowego powinny wynikać z potrzebnej jego ilości dla zapewnienia żądanego składu metalu i żużla. Można do tego celu wykorzystać rys. 2.4. Można też bezpośrednio określać jego ilość na podstawie ilości stosowanej rudy. Wartości z rys. 2.4 są przybliżone, dokładniejsze ilości tlenu można otrzymać ze wzoru:

$$O_2 = (0,933 \Delta C + 0,204 \Delta Mn + 0,800 \Delta Si + 0,903 \Delta P + 0,0016 \sum FeO) \frac{Mm}{100} \quad (2.3)$$



Rys. 2.4. Nomogram do obliczania tlenu w odniesieniu do 100 kg wadła w zależności od ilości utlenionych składników kąpieli

Dzieląc powyższą zależność przez czas podawania tlenu i współczynnik wykorzystania tlenu otrzymuje się natężenie faktyczne podawania tlenu na wsad. Na 100 kg wsadu metalowego $Mm = 100$ i wyrażenie na O_2 przybierze prostszą postać (można opuścić nawias).

2.7. Ekwiwalencja rudy i tlenu gazowego

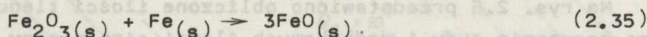
2.7.1. Entalpia rudy

W przeliczeniu na Fe_2O_3 zmiana entalpii rudy w zakresie 298-1873 K może być obliczona z danych [13]:

$$c_p Fe_2O_3(s) = 24,72 + 16,04 \cdot 10^{-3} T - 4,23 \cdot T^{-2} \quad (2.33)$$

$$c_p FeO(l) = 12,8 + 2,10 \cdot 10^{-3} T \quad (2.34)$$

Zmiana entalpii Fe_2O_3 do 1873 K winna uwzględniać



przy 1651 K

$$\Delta H_1^0 = 1314 \text{ cal/mol}, \quad [5,5 \text{ kJ/mol}]$$

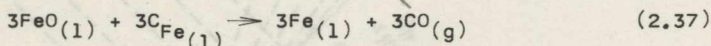
następnie



przy 1651

$$\Delta H_2^0 = 22 \ 200 \text{ cal/mol}, \quad [92,9 \text{ kJ/mol}]$$

oraz



przy 1873 K

$$\Delta H_3^0 = 68 \ 900 \text{ cal/mol}, \quad [288,5 \text{ kJ/mol}]$$

Wstawiając i obliczając otrzymuje się:

$$\begin{aligned} \Delta H_{298-1873}^0 &= \int_{298}^{1651} (24,72 + 16,4 \cdot 10^{-3} T - 4,23 T^{-2}) dT + 1314 + \\ &+ 22 \ 200 + \int_{1651}^{1873} 3(12,8 + 2,10 \cdot 10^{-3} T) dT + 68 \ 900 = 157 \ 518,48 \cdot \frac{\text{cal}}{\text{mol}} = \\ &= 984,49 \text{ kcal/kg } Fe_2O_3 = 4122 \text{ kJ/kg} \quad (2.38) \end{aligned}$$

Obliczona ilość ciepła uwzględnia fizyczne ciepło na nagrzanie i przereagowanie 1 kg rudy z kapielą metalową.

2.7.2. Eliminacja rudy tlenem gazowym

Eliminacja rudy tlenem gazowym daje zysk ciepła przeznaczonego na jej nagrzanie od 298 do 1651 K, pozostałe ciepło na przereagowanie pozostaje bez zmian. Ciepło zyskane wynosi 78 109 cal/mol = 2 044 kJ/kg. Ciepło na dogrzanie i przereagowanie wyniesie 79 409,613 cal/mol = 2078 kJ/kg.

Przy zastąpieniu rudy tlenem gazowym dochodzi ciepło z utlenienia wsadu tą ilością tlenu. Jak wynika z przeprowadzonych obliczeń uzyskuje się ok. 50% ilości ciepła przeznaczonego na nagrzanie i przereagowanie rudy oraz dodatkową ilość z tytułu utlenienia wsadu metalowego. Przy zastąpieniu 1 t rudy tlenem gazowym, co odpowiada 300 kg tj. 210 m³ tlenu, ciepło zużyte na nagrzanie i przereagowanie rudy (w zakresie 298-1873 K) wynosi 984 490 kcal = 4 122 000 kJ a ilość ciepła uzyskanego przy stosowaniu tlenu - 1 204 687 kcal = 5 044 024 kJ. Ilość ciepła zaoszczędzonego na podgrzaniu rudy (298-1651 K) wynosi 488 180 Kcal = 2 044 000 kJ, zatem sumaryczny zysk ciepła wynosi 1 692 867 kcal = 7 088 034 kJ.

Na rys. 2.5 przedstawiono obliczone ilości tlenu, ciepła potrzebnego na nagrzanie rudy i dodatkowych ilości ciepła przy zastąpieniu rudy ekwiwalentną ilością tlenu gazowego.

Ilość paliwa odpowiadająca ilości ciepła z tytułu utlenienia wsadu tlenem gazowym można obliczyć dzieląc Q_z przez W_d .

Ilość ciepła powstającą z tytułu oddziaływania tlenu gazowego na nagrzany wsad stały może być obliczona:

$$Q_{O_2} = 5\,737 \cdot O_2 \quad (2.39)$$

co zostało przedstawione na rys. 2.6.

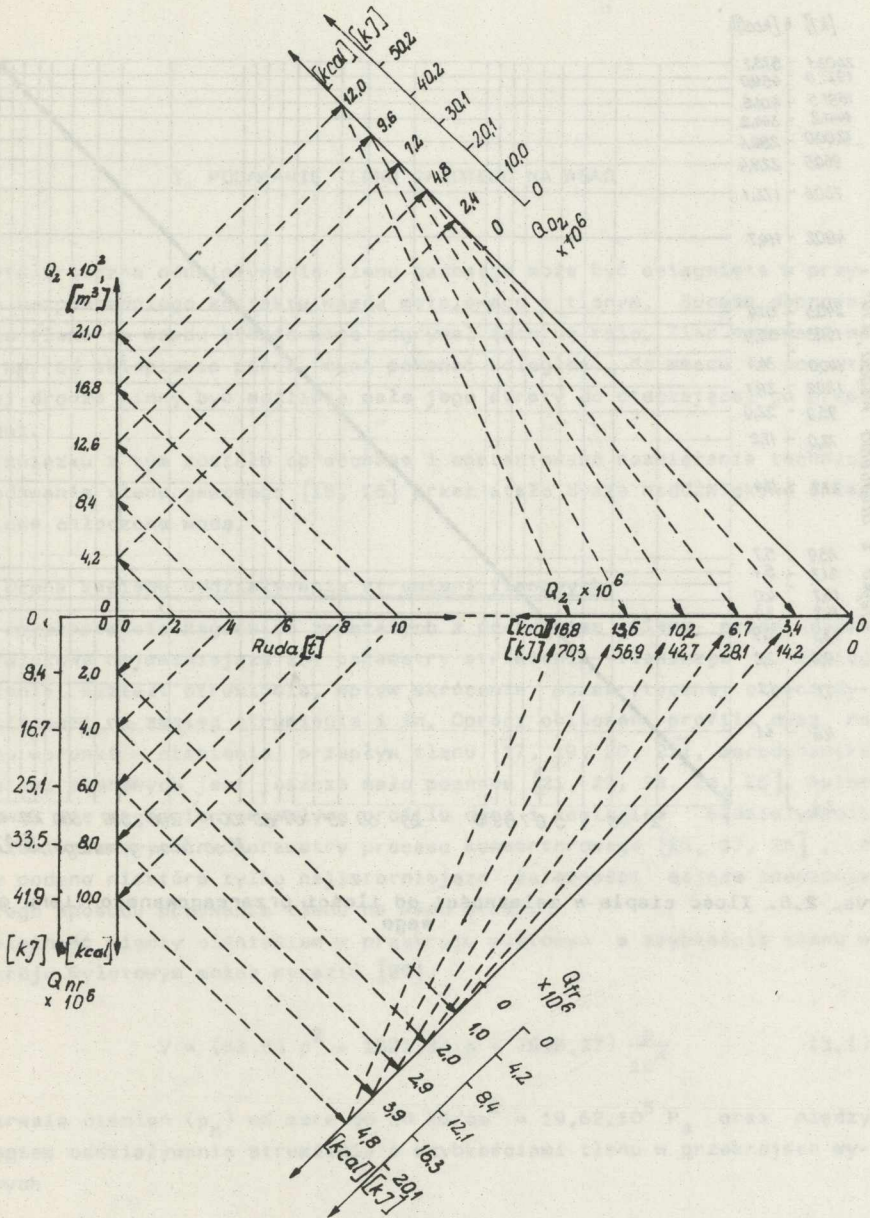
Powstałe ilości produktów utlenienia mogą być obliczone z zależności:

$$6,43 O_2 = Z_{FeO} \quad (2.40)$$

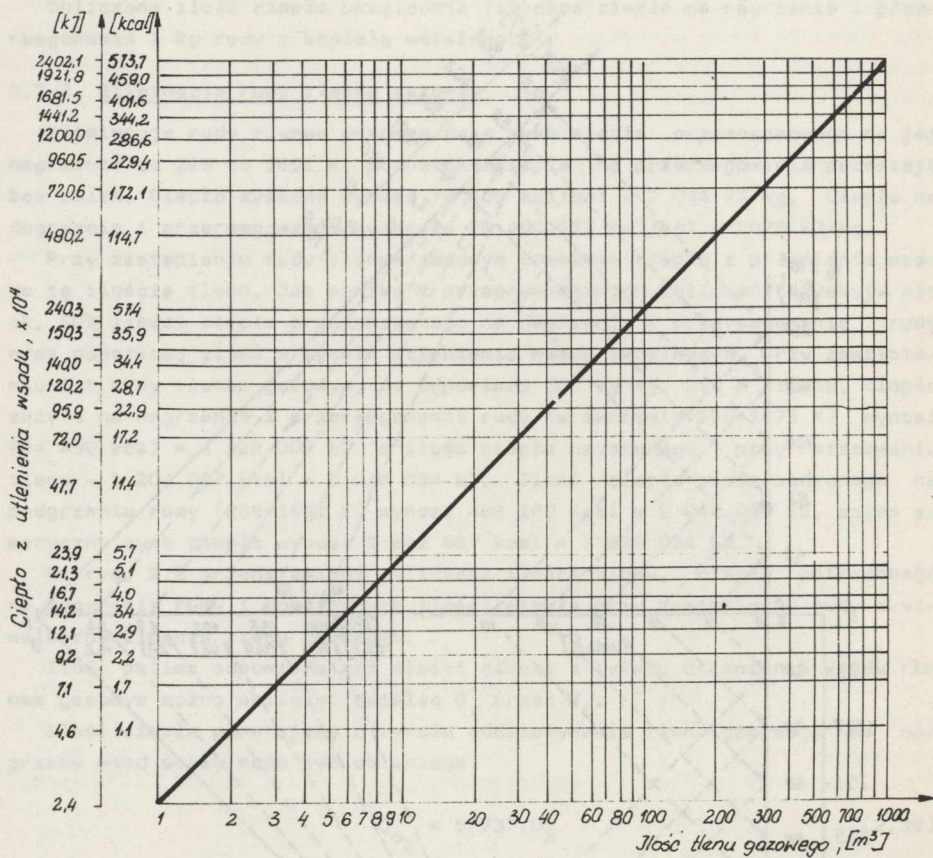
$$5,18 O_2 = Z_{Fe_3O_4} \quad (2.41)$$

$$4,76 O_2 = Z_{Fe_2O_3} \quad (2.42)$$

Jak widać z przytoczonych danych przy oddziaływaniu tlenu gazowego powstają znaczne ilości ciepła, które wywiązują się na powierzchni wsadu.



Rys. 2.5. Sumaryczna ilość ciepła powstała przy stosowaniu tlenu w ilościach równoważnych rudzie, $Q_z = Q_{O_2} + Q_{fr}$. Q_{O_2} - ilość tlenu równoważna rudzie; Q_{O_2} - ilość ciepła w wyniku utlenienia wsadu, Q_{nr} - ilość ciepła na nagrzanie i przereagowanie rudy (278-1873 K), Q_{fr} - ciepło na nagrzanie rudy (298-1651 K)



Rys. 2.6. Ilość ciepła w zależności od ilości przereagowanego tlenu gazowego

3. PODAWANIE TLENU GAZOWEGO NA WSAD

Metalurgiczne oddziaływanie tlenu gazowego może być osiągnięte w przypadku bezpośredniego kontaktu wsadu metalowego z tlenem. Sposób doprowadzenia tlenu do wsadu będzie więc odgrywał istotną rolę. Tlen podawany na wsad np. od sklepienia pieca, musi pokonać odległość do wsadu a ponadto na tej drodze winny być możliwie małe jego straty do otaczającej go przestrzeni.

W związku z tym zostało opracowane i opatentowane rozwiązanie techniczne podawania tlenu gazowego [15, 16] przez stałe dysze naddźwiękowe sklepieniowe chłodzone wodą.

3.1. Ocena zasięgu oddziaływania strumieni tlenowych

W całokształcie zagadnień związanych z podawaniem tlenu przez dysze naddźwiękowe najważniejsze są: parametry strumienia tlenowego - zasięg działania, kształt strumienia, wpływ skrócenia pozakrytycznej części dyszy tlenowej na zasięg strumienia i in. Oprócz obliczeń profili dysz na zadane warunki - ciśnienie, przepływ tlenu [17, 19, 20, 21], aerodynamika strumieni tlenowych jest jeszcze mało poznana [21, 22, 23, 24, 25]. Autor zajmował się zagadnieniem wpływu profilu dysz i zasięgiem oddziaływania strumieni tlenowych na parametry procesu konwertorowego [26, 27, 28]. W pracy podano niektóre tylko najistotniejsze zależności mające znaczenie dla tego sposobu podawania tlenu na wsad stały.

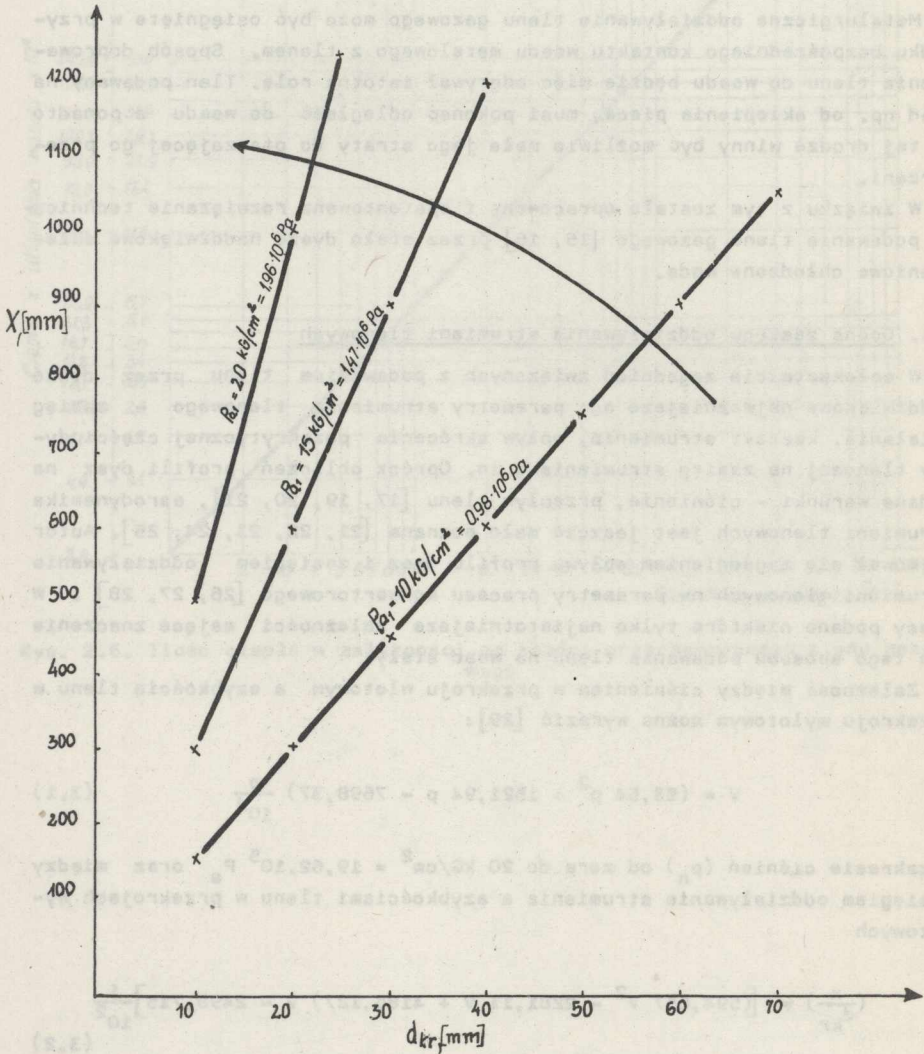
Zależność między ciśnieniem w przekroju wlotowym a szybkością tlenu w przekroju wylotowym można wyrazić [29]:

$$v = (53,54 p^2 + 1521,94 p - 7698,37) \frac{p}{10^4} \quad (3.1)$$

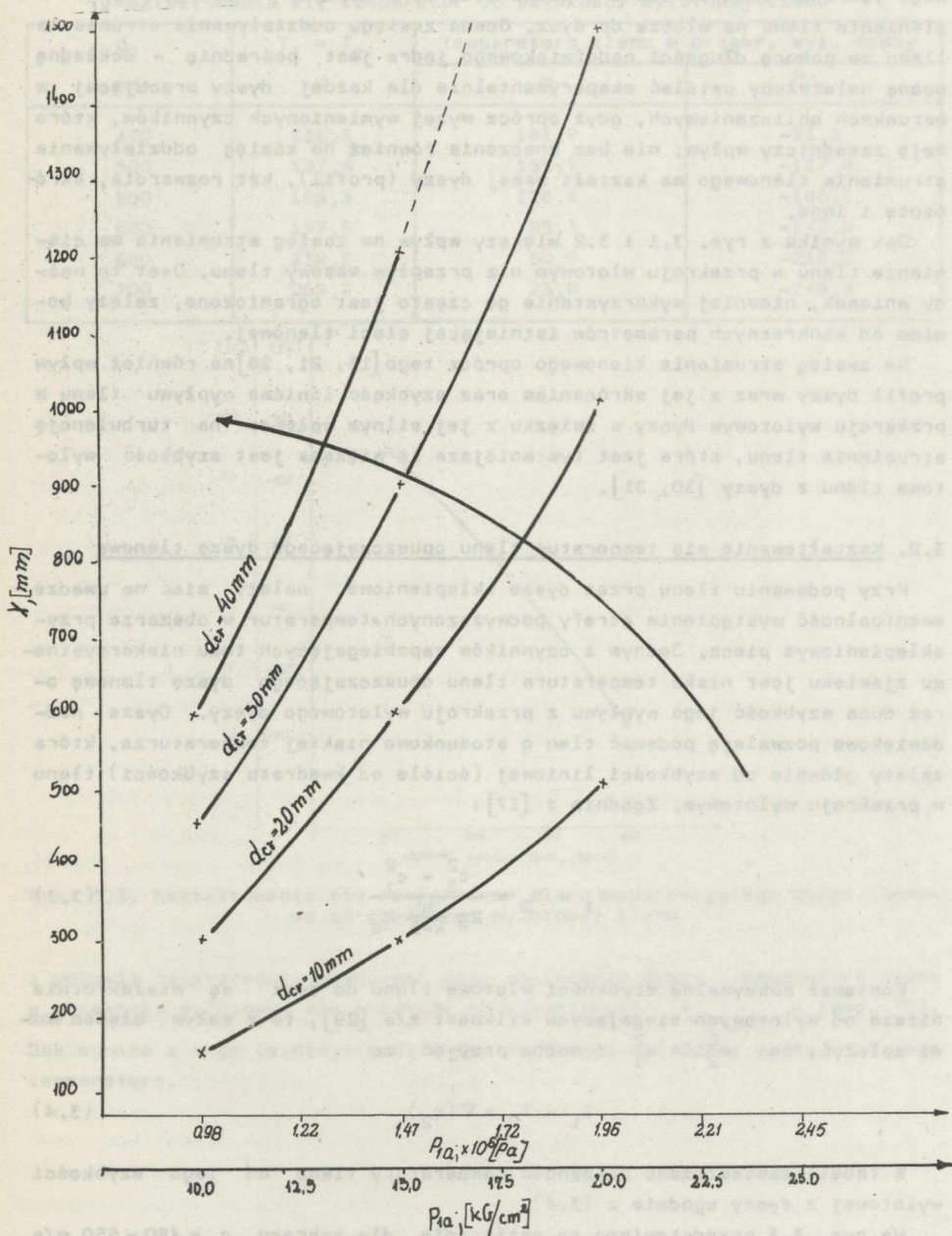
w zakresie ciśnień (p_n) od zera do $20 \text{ kg/cm}^2 = 19,62 \cdot 10^5 \text{ Pa}$ oraz między zasięgiem oddziaływania strumienia a szybkościami tlenu w przekrojach wylotowych

$$\left(\frac{x}{d_{kr}}\right) = [(594,657 v^2 - 2281,11 v + 4185,127) v - 2498,715] \frac{1}{10^2} \quad (3.2)$$

w zakresie szybkości tlenu od 1 M do 2,75 Macha.



Rys. 3.1. Zależność długości nadźwźwiękowego jądra strumienia tlenu od przepływu masowego tlenu - średnicy krytycznej dyszy. Zaznaczony wektor wzrostu ciśnienia



Rys. 3.2. Zależność zasięgu nadźwiękowego jądra strumienia tlennego od ciśnienia wlotowego do dyszy i wartości średnicy krytycznej. Zaznaczony wektor wzrostu średnicy krytycznej

Na rysunkach 3.1 i 3.2 przytoczono obliczone krzywe [29] naddźwiękowego jądra strumienia tlenu w zależności od przepływu masowego (d_{kr}) i ciśnienia tlenu na wlocie do dysz. Ocena zasięgu oddziaływania strumienia tlenu za pomocą długości naddźwiękowego jądra jest pośrednią - dokładną ocenę należałoby ustalać eksperymentalnie dla każdej dyszy pracującej w warunkach obliczeniowych, gdyż oprócz wyżej wymienionych czynników, które mają zasadniczy wpływ, nie bez znaczenia również na zasięg oddziaływania strumienia tlenowego ma kształt samej dyszy (profil), kąt rozwarcia, skrócenie i inne.

Jak wynika z rys. 3.1 i 3.2 większy wpływ na zasięg strumienia ma ciśnienie tlenu w przekroju wlotowym niż przepływ masowy tlenu. Jest to ważny wniosek, niemniej wykorzystanie go często jest ograniczone, zależy bowiem od konkretnych parametrów istniejącej sieci tlenowej.

Na zasięg strumienia tlenowego oprócz tego [15, 21, 28] ma również wpływ profil dyszy wraz z jej skróceniem oraz szybkość liniowa wypływu tlenu w przekroju wylotowym dyszy w związku z jej silnym wpływem na turbulencje strumienia tlenu, która jest tym mniejsza im większa jest szybkość wylotowa tlenu z dyszy [30, 31].

3.2. Kształtowanie się temperatur tlenu opuszczającego dyszę tlenową

Przy podawaniu tlenu przez dysze sklepieniowe, należy mieć na uwadze ewentualność wystąpienia strefy podwyższonych temperatur w obszarze przy-sklepieniowym pieca. Jednym z czynników zapobiegających temu niekorzystnemu zjawisku jest niska temperatura tlenu opuszczającego dyszę tlenową oraz duża szybkość jego wypływu z przekroju wylotowego dyszy. Dysze naddźwiękowe pozwalają podawać tlen o stosunkowo niskiej temperaturze, która zależy głównie od szybkości liniowej (ściśle od kwadratu szybkości) tlenu w przekroju wylotowym. Zgodnie z [17]:

$$T_1 - T_2 = \frac{c_2^2 - c_1^2}{2g \frac{k}{k-1} R_0} \quad (3.3)$$

Ponieważ maksymalne szybkości wlotowe tlenu do dysz są wielokrotnie niższe od wylotowych sięgających kilkuset m/s [29], to z małym błędem można założyć, że: $c_2^2 \gg c_1^2$ i można przyjąć, że

$$T_1 - T_2 = \varphi(c_2) \quad (3.4)$$

W tabeli zamieszczono zależność temperatury tlenu od jego szybkości wylotowej z dyszy zgodnie z (3.4).

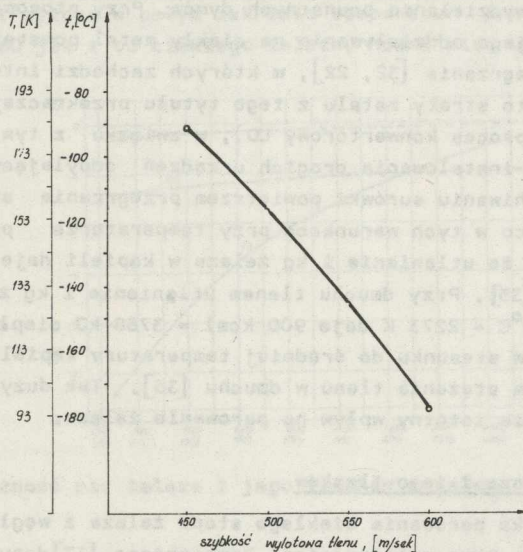
Na rys. 3.3 przedstawiono to graficznie, dla zakresu $c_2 = 450 - 550$ m/s. Równanie krzywej ma postać:

$$t_{O_2 \text{ wyl.}} = -5,6 \cdot 10^{-4} c_2^2 + 10^{-2} c_2 + 17,60 \quad (3.5)$$

Tabela 3.1

Kształtowanie się temperatur od szybkości wylotowej tlenu

c_2 m/s	$T_1 - T_2$ K	Temperatura tlenu w przekr. wyl. dyszy	
		K	$^{\circ}\text{C}$
450	111,3	181,8	-91,3
500	137,4	155,7	-117,4
550	166,3	126,8	-146,3
600	197,8	95,3	-177,8
650	232,2	60,9	-212,2
700	269,3	23,8	-249,3



Rys. 3.3. Kształtowanie się temperatury tlenu opuszczającego dyszę tlenową od szybkości wylotowej tlenu

i pozwala bezpośrednio wyznaczać przy obliczaniu dyszy temperaturę tlenu w przekroju wylotowym dla warunków obliczeniowych ($t_{\text{O}_2 \text{ wyl.}}$ - temp. $^{\circ}\text{C}$). Jak wynika z tego istnieje duży wpływ szybkości wylotowej tlenu na jego temperaturę.

4. POWSTAWANIE PYŁÓW

4.1. Temperatury w strefie reakcji

Metalurgiczne procesy stalownicze, w których stosowany jest tlen gazowy przebiegają z reguły przy wysokich temperaturach występujących w strefie oddziaływania tlenu. Jednym z ważniejszych ujemnych zjawisk towarzyszących temu jest wydzielanie brunatnych dymów. Przy stosowaniu tlenu gazowego, w strefie jego oddziaływania na ciekły metal powstają lokalne obszary (strefy) przegrzania [32, 22], w których zachodzi intensywne parowanie żelaza. Często straty metalu z tego tytułu przekraczają 1% od masy wsadu metalowego (proces konwertorowy LD), w związku z tym powstaje konieczność budowy i instalowania drogich urządzeń odpylających. Wg danych [34] przy przedmuchiwanu surówki powietrzem przegrzanie strefy reakcji wynosi 300-350°C, co w tych warunkach przy temperaturze powyżej 1700°C (1973 K) powoduje, że utlenienie 1 kg żelaza w kąpeli daje 450 kcal = 1887 kJ ciepła [35]. Przy dmuchu tlenem utlenienie 1 kg żelaza przy temperaturze pow. 2000°C = 2273 K daje 900 kcal = 3768 kJ ciepła. Przegrzanie strefy reakcyjnej w stosunku do średniej temperatury kąpeli zmienia się liniowo ze wzrostem stężenia tlenu w dmuchu [35]. Tak duży wzrost temperatury ma oczywiście istotny wpływ na parowanie żelaza.

4.2. Parowanie żelaza i jego tlenków

Na temat zjawiska parowania ciekłego stopu żelaza z węglem nie ma jednoznacznego zdania. Poza zależnościami Jawojskiego [37] dotyczącymi kształtowania się prężności par żelaza od temperatury oraz prężności par manganu [38] brak jest danych dotyczących wpływu zwłaszcza stężenia węgla w ciekłym metalu na prężność par żelaza, jak również na parowanie tlenków żelaza.

Dla ściślejszego przedstawienia zagadnienia parowania żelaza, autor oparł się na danych doświadczalnych Fikri, Wiszkariewa i Jawojskiego [39, 40] oraz Markowa [41]. Wyprowadzone na podstawie tych badań wzory, poddane zostały ekstrapolacji do wyższych zakresów temperatur i graficznie przedstawione na rys. 4.1.

Przyjmując założenie zgodne z rys. 2.1 oraz (2.17) i (2.18), że w temperaturach procesów stalowniczych tlenek Fe_2O_3 jest nietrwały, obliczenie prężności par FeO , Fe_3O_4 oraz Fe dokonano na podstawie wyprowadzonych zależności:

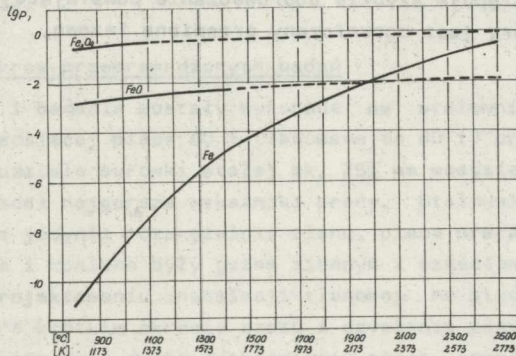
$$\log p_{FeO} = \frac{-1543}{T} - 1,400 \quad (4.1)$$

$$\log p_{\text{Fe}_3\text{O}_4} = \frac{-926}{T} + 0,286 \quad (4.2)$$

i wzoru Jawojskiego na $\log p_{\text{Fe}}$ [32, 37]:

$$\log p_{\text{Fe}} = \frac{-18\,496}{T} = 6,144 \quad (4.3)$$

Obliczone zmiany prężności par od temperatury w układzie $\log p_i$ oraz temperatury przedstawiono na rys. 4.1. Z obliczonych danych widać, że jeśli ekstrapolacja dostatecznie oddaje charakter zmian prężności par FeO i Fe_3O_4 , to parowanie FeO odgrywa istotną rolę od temperatury ok. $2000^\circ\text{C} = 2273\text{ K}$, przy której następuje zrównanie prężności par FeO i Fe. W temperaturach wyższych decydującą przewagę nad FeO ma parowanie Fe. Prężność par Fe_3O_4 jest wyższa w całym zakresie temperatur przytoczonych na rys. 4.1, tak od FeO jak i od ciekłego żelaza. Można więc uznać, że przy tempe-



Rys. 4.1. Pężność par żelaza i jego tlenków w zależności od temperatury

peraturach procesów stalowniczych będą parowały oprócz żelaza również tlenki - Fe_3O_4 i FeO. Wniosek ten jest zgodny z rezultatami wielu badań [38, 39, 40], które wykazały, że podstawowym składnikiem dymów brunatnych niezależnie od typu agregatu i stosowanej technologii są tlenki żelaza (ok. 90%). Ilość żelaza w dymach wynosi 60-80%. Ilość wydzielających się dymów i stopień utlenienia cząstek żelaza w nich zawartych zależy głównie od ilości podawanego tlenu. Z danych [39] wynika, że skład cząstek dymów brunatnych w znacznej mierze zależy od rodzaju atmosfery: w utleniającej - może występować Fe_2O_3 , w obojętnej - Fe_3O_4 , a w redukcyjnej - Fe_3O_4 i FeO. Stwierdzono, że brunatny dym w momencie powstawania to tlenek żelaza Fe_3O_4 , który w atmosferze utleniającej utlenia się do Fe_2O_3 , a w redukcyjnej częściowo redukuje się do FeO [30, 40].

Biorąc powyższe rozważania pod uwagę oraz uwzględniając dane [41, 42, 43, 44, 45, 46, 47] można powiedzieć, że w przypadku stosowania tlenu gazowego na nagrzewany wsad stały parowanie żelaza będzie w znacznym stopniu ograniczone, ze względu na brak lokalnych stref przegrzań ponad temperaturę likwidusu, gdyż czynnikiem ograniczającym jest energochłonna przemiana fazowa faza stała - faza ciekła. Jednakże istnieje prawdopodobieństwo parowania tlenków żelaza przy tym sposobie podawania tlenu gazowego. W pierwszym przybliżeniu można założyć, że czynnikami determinującymi występowanie tego zjawiska są: potencjał utleniający strumienia tlenu oraz temperatura. Przy stosunkowo niskiej temperaturze powierzchni wsadu, na której zachodzi jednak utlenienie, różnica pomiędzy potencjałem utleniającym a prężnością dysocjacji jest maksymalna i wtedy może nastąpić w większym stopniu parowanie tlenków. W miarę jednak wzrostu temperatury wsadu (powierzchni) powyższa różnica maleje choć rośnie temperatura wsadu. Wtedy jednak następuje szybkie odprowadzanie powstającej fazy tlenkowej a wzrost temperatury jest ograniczany przemianą fazową.

5. ZAGADNIENIA TECHNOLOGICZNE STOSOWANIA TLENU NA NAGRZEWANY WSAD STAŁY

Przeprowadzona analiza termodynamiczna utleniania nagrzanego wsadu metalowego tlenem gazowym, podjęte rozwiązanie techniczne sposobu podawania tlenu przez stałe sklepieniowe dysze naddźwiękowe umożliwiające metalurgiczne oddziaływanie strumieni tlenowych na wsad metalowy oraz ocena możliwości powstawania pyłów - upoważniały do podjęcia w tym świetle prób i badań na skalę przemysłową tego sposobu podawania tlenu gazowego na nagrzewany wsad stały.

5.1. Warunki i zakres przeprowadzonych badań

Pierwsze próby i badania zostały wykonane na stalowni martenowskiej jednej z hut posiadającej piec 60 t (ładowane do 80 t) pracujące na wsadzie stałym przy udziale surówki stałej ok. 25% we wsadzie. Piec wytypowany do prób posiadał najgorsze wskaźniki pracy. Stalownia nie posiadała własnej tlenowni a jedynie rozprężalnię tlenu, piece pracowały bez intensyfikacji spalania i opalane były gazem ziemnym z częściową karburyzacją płomienia. Po zaprojektowaniu instalacji tlenowej na piecu zainstalowano 1 dyszę tlenową. Po krótkim okresie czasu i uzyskaniu pozytywnych wyników zostały zainstalowane dwie dysze w sklepieniu pieca, rozmieszczone w pionowej płaszczyźnie osi głowic i odległych od siebie o 1500 mm. Tlen ciekły rozwożony był naczepami do rozprężalni. Dysponowane ciśnienie tlenu gazowego w sieci przekraczało $20 \text{ kg/cm}^2 = 19,6 \cdot 10^5 \text{ Pa}$. Celem tych prób i badań było wstępne opanowanie tej metody w lokalnych warunkach stalowni. Dysponowana ilość tlenu na wytop była ograniczona i wahała się do ok. $500 \text{ m}^3/\text{wytop}$.

Dalsze badania prowadzone były w innej stalowni, dysponującej własną tlenownią na dwóch piecach również 60 t, które miały intensyfikację spalania tlenem przez palniki boczne. Piece opalane były gazem ziemnym oraz w dalszym okresie - olejem opałowym. Piece pracowały z udziałem ok. 25% surówki ciekłej i 10-12% surówki stałej. Zainstalowane dysze (po 2 na każdym piecu) były analogiczne jak w poprzednim przypadku. Te badania pozwoliły na szersze opracowanie możliwości metody w porównaniu do wytopów intensyfikowanych uprzednio tlenem przez palniki boczne.

Ponieważ na jednej z hut został zmieniony jeden element metody (zastosowano dysze o wolnym wypływie tlenu) przeanalizowano i ten przypadek wyższej metody pod kątem przydatności w stosunku do proponowanej oryginalnej [48].

Należy zaznaczyć, że badania powyższej metody podawania tlenu gazowego na nagrzewany wsad stały, odbywały się bez zaburzenia toku produkcji, jak również bez narzucania supremacji badań w tym zakresie.

5.2. Badania efektywności metody dla pieców pracujących na wsadzie stałym, nie posiadających intensyfikacji spalania paliwa tlenem przez palniki boczne

Po przeprowadzeniu analizy stosowanej technologii wytopu, geometrii przestrzeni roboczej pieców, warunków lokalnych, czynników hamujących bieg wytopów i innych, zaprojektowano układ zasilania pieców w tlen wraz z instalacją dysz w sklepieniu pieca martenowskiego.

Uzyskane wyniki wstępne z kilkunastu pierwszych wytopów były zachęcające: przy niezmiennym czasie ładowania pieca, okres topienia wsadu znacząco nie się skrócił a okres wyrabiania metalu w piecu również uległ skróceniu przy średnim zużyciu tlenu ok. 400-500 m³/wyt.

W stosunkowo krótkim czasie wstępna faza prób przeszła w permanentne stosowanie ww. metody i pozostałe piece zostały wyposażone w niezbędne instalacje. Warto podkreślić, że tak obsady pieców jak i dozór techniczny w krótkim czasie opanowały technologię prowadzenia wytopów w piecach.

Tabela 5.1

Wytopy bez tlenu

Piec	Ilość wyt.	Czas okresów, godz.				Wyd. t/h dobrych wlewków
		ład.	top.	wyrab.	suma	
I	156	3,03	2,97	1,76	7,76	9,00
II	134	2,89	2,65	1,81	7,45	9,27
III	111	3,20	2,70	1,64	7,54	9,11
Sred.	-	3,07	2,79	1,74	7,60	9,12

Tabela 5.2

Wytopy z tlenem (400-500 m³/wyt.)

Piec	Ilość wyt.	Czas okresów, godz.				Wyd. t/h dobrych wlewków
		ład.	top.	wyrab.	suma	
I	197	2,78	2,51	1,64	6,93	9,98
II	208	3,01	2,35	1,69	7,05	9,82
III	140	3,02	2,45	1,51	6,98	9,95
Sred.	-	2,93	2,43	1,63	6,99	9,92

Tabela 5.3

Zmiany w % po wprowadzeniu tlenu

Piec	Ilość wyt.	Okres wytopu, %				Zmiana wyd. t/h dobrych wlewków %
		ład.	top.	wyrab.	suma	
I	197	-8,25	-15,49	-6,82	-10,69	+10,89
II	208	+0,67	-11,32	-6,63	-5,37	+5,93
III	140	-5,62	-9,26	-7,93	-7,43	+9,22
Śred.	545	-4,56	-12,90	-6,32	-8,03	+8,77

W tabelach 5.1, 5.2 i 5.3 przytoczono niektóre dane dotyczące wytopów przed i po zastosowaniu nowej technologii wytopów. W tabeli 5.3 przeprowadzono porównanie (porównanie przeprowadzono w analogicznym okresie czteromiesięcznym).

Jak wynika z tych danych największe różnice w czasie występowały w okresie topienia, mniejsze w czasie wyrabiania wytopu; średnio w 545 wytopach z podawaniem tlenu przez sklepienie nastąpiło zwiększenie wydajności godzinowej pieców o ok. 9% w stosunku do wytopów poprzednich tj. bez podawania tlenu. Ilość tlenu przypadająca na 1% wzrostu wydajności wynosiła ok. 0,7 m³ tlenu/tonę stali; zużycie na 1 tonę stali - 6 m³.

5.2.1. Wpływ natężenia podawania tlenu na parametry procesu

W dalszej kolejności przebadano skład gazów odlotowych z pieca w czasie podawania tlenu, wykorzystując w tym celu 2 serie wytopów, w których podczas dmuchu tlenem pobrano próbki gazów odlotowych. Próby żużla pobrano po roztopieniu wsadu. Ilość tlenu podawana przez sklepienie była w obu seriach jednakowa, natężenie zaś - różne.

W tabeli 5.4 przytoczono niektóre parametry przy różnym natężeniu podawania tlenu.

Tabela 5.4

Porównanie parametrów przy różnym natężeniu podawania tlenu

Seria wyt. i ciś.	Ilość tlenu m ³ /w	Udz. sur. %	Wsad met. t	C Ipr %	Anal. żuż.		Anal. spalin			Wyd. t/h
					FeO	zas.	CO ₂	CO	O ₂	
I 10	430	22,8	80,23	0,50	11,4	1,06	5,38	0,65	10,50	11,49
II 15	430	21,0	79,90	0,55	10,0	1,25	9,04	0,00	5,72	11,34

Pewna różnica w wydajności wynikła w związku z nieco innym składem wsadu w obydwu seriach wytopów oraz z krótszym okresem ładowania wsadu do pieca w serii I. Zdecydowane różnice występują w składzie gazów odlotowych: bardziej korzystne są w serii II wytopów o krótszym czasie podawania tlenu – następuje wyraźne zmniejszenie tlenu w spalinach prawie o połowę niższe¹⁾ a tym samym pełniejsze spalanie, stężenie CO spada do zera, wzrasta zaś % CO₂. Obniżyła się ilość FeO i wzrosła zasadowość żużla. Zgodnie z oczekiwaniami również uzysk ciekłego metalu liczony na drodze wsad metalowy – tonaż odlanych wlewków dla wytopów bez tlenu i z tlenem bez wględu na natężenie podawania tlenu nie uległ zmianie.

Przeprowadzono również pomiary porównawcze temperatur sklepienia instalując zestaw termopar z ciągłą rejestracją temperatury sklepienia. Wykonane zostały badania temperatur jednej połowy sklepienia w płaszczyźnie pionowej osi głowic. Porównane wyniki z wytopów bez i z tlenem nie wykazują wzrostu temperatury w tej ostatniej grupie wytopów, również trudno doszukać się wpływu zwiększania natężenia podawania tlenu na wzrost temperatury sklepienia.

Wydaje się, że zmiana natężenia podawania tlenu a tym samym zasięgu oddziaływania jego na wsad metalowy nie miały istotnego wpływu na przebieg metalurgiczny procesu co świadczyłoby o tym, że w obu seriach wytopów zasięg oddziaływania strumieni tlenowych na wsad jest dostateczny.

5.3. Badania efektywności metody dla pieców pracujących na wsadzie z częściowo ciekłą surówką posiadających uprzednio intensyfikację spalania tlenem przez palniki boczne

Przemysłowa eksploatacja metody prowadzona była w tym przypadku na dwóch piecach 60 t. Jako poziom porównawczy przyjęto wskaźniki pracy pieców przed wprowadzeniem tlenu przez sklepienie tj., gdy piece pracowały z intensyfikacją tlenu do spalania paliwa przez palniki boczne. Przytoczono dane z dwóch okresów pracy pieców przy stosowaniu tej metody: pierwszy okres przy opalaniu pieców gazem ziemnym, drugi po przejściu na olej opałowy.

5.3.1. Piece opalane gazem ziemnym a następnie olejem opałowym

Jak wspomniano, zainstalowane dysze w sklepieniach pieców były analogiczne do stosowanych uprzednio i w tej samej ilości. Otrzymane podstawowe dane zostały przytoczone w tabelach 5.5 i 5.6. W tabeli 5.7 przytoczone zostały dane dotyczące pracy pieca po wprowadzeniu jako paliwa oleju opałowego.

W tabelicy 5.8 przytoczono wartości parametrów otrzymanych w trakcie badań w stosunku do stanu przed wprowadzeniem tlenu gazowego przez dysze sklepieniowe.

5.5.11 57.8 7000 40.9 25.0 0.01 0.03 0.03 0.03 0.25 0.03 17

Tabela 5.5

Kształtowanie się parametrów wytopów w piecu opalonym gazem ziemnym od ilości tlenu podawanego przez sklepienie

Ilość anal. wyt.	Odl. tonaż wyt.	Czas wyt. godz.	Zużycie O_2 m^3/t	Nat. O_2 m^3/g	Wyd. t/g	Średnie zużycie tlenu $m^3/wytop$
30	74,38	6,76	3,93	1200	11,00	250-300
31	74,47	6,79	8,14	1200	10,97	600
8	76,78	6,28	11,46	1200	12,21	900
3	74,59	5,75	17,43	1200	12,97	ponad 1000

Tabela 5.6

Zestawienie danych dla drugiego pieca przy stosowaniu tlenu przez sklepienie

Ilość anal. wyt.	Średni czas godz.	Odlany tonaż wlewków	Zużycie tlenu w $m^3/wyt.$	Tlen na 1 t stali m^3/t	Wydajność pieca t/godz
5	8,05	76,36	300-400	3,93-5,24	9,49
102	7,70	76,55	500	6,53	9,94
28	7,04	76,02	600	7,89	10,80
5	6,70	77,82	700	8,99	11,60
87	6,58	75,14	750	9,98	11,42

Tabela 5.7

Kształtowanie się parametrów wytopów po wprowadzeniu oleju opałowego

Ilość anal. wyt.	Średni odlew. tonaż wyt.	Średni czas wyt. godz.	Średnie zużycie tlenu m^3/t	Nat. tlenu $m^3/godz.$	Wydajność t/godz.	Średnie zużycie tl./wyt. m^3/wyt
35	72,67	7,36	3,44	1000	9,874	250
10	77,20	6,65	8,94	1000	11,610	690

Zmiany parametrów po wprowadzeniu tlenu przez sklepienie

Sposób podawania tlenu	Ilość wyt. badan.	Średni tonaż odl.	Czas wytopu	Zużycie tlenu na wytop m^3 /wyt	Zmiana wyd. pieca, %	Uwagi
Intensyfikacja spalania przez pal. boczne	190	100	100	2000-3000	100	stan odniesienia
Przez sklepienie	102	+3,54	-1,78	500	+2,16	Opalanie gazem ziemnym
	28	-3,41	-10,20	600	+11,00	
	87	-1,49	-16,07	750	+17,37	
Przez sklepienie	35	-4,73	-6,12	250	+1,44	Opalanie olejem
	10	+1,21	-15,13	690	+19,32	

5.3.2. Badania na piecu 120 t posiadającym intensyfikację spalania tlenem przez palniki boczne przy zmienionym sposobie podawania tlenu przez sklepienie

Sposób podawania tlenu w tym przypadku był zmieniony. Zastosowane dysze tlenowe charakteryzowały się odmienną konstrukcją i były przystosowane do pracy przy dużym przepływie masowym tlenu. Tlen w tym przypadku spełniał nie tylko rolę czynnika metalurgicznego lecz również intensyfikatora spalania paliwa. Piec opalany był gazem ziemnym i olejem opałowym oraz posiadał przed badaniami intensyfikację spalania tlenem przez palniki boczne.

Po zainstalowaniu dwóch dysz sklepieniowych zastosowano do opalania pieca wysokosiarkowy olej opałowy o wartości opałowej 9000-9500 kcal/kg. Tlen podawano do pieca tylko w okresie ładowania i roztopiania wsadu. W tablicy 5.9 i 5.10 przytoczono dane dla porównania zmiany parametrów wytopów bez tlenu i z tlenem przez dysze sklepieniowe.

Tabela 5.9

Parametry wytopów bez tlenu przez sklepienie

Ilość wyt.	Czas wytopu, godz.				Ilość utl. C %	Masa wsadu t	Wyd. db. wl. t/godz.
	ładow.	top.	wyrab.	suma			
45	3,39	1,97	1,89	7,25	0,544	141,73	16,55
26	3,57	1,74	1,74	7,20	0,475	144,04	16,14
28	3,54	1,99	1,77	7,30	0,480	145,42	-16,41
Śred.	3,50	1,95	1,82	7,25	0,508	143,38	16,40

Porównywane wytopy miały podobne parametry wsadowe tj. udział surówki ciekłej, złomu ciężkiego itp.

Tabela 5.10

Parametry wytopów z tlenem przez sklepienie

Ilość wyt.	Czas wytopu, godz.				Ilość utl. C %	Masa wsadu t	Wyd. db. wł. t/godz.
	ład.	tcp.	wyr.	suma			
44	3,54	1,96	1,59	7,09	0,480	144,82	16,889
27	3,41	1,83	1,66	6,90	0,540	143,30	16,885
28	3,65	1,73	1,40	6,78	0,350	143,68	17,065
Śred.	3,53	1,86	1,55	6,94	0,460	144,08	16,938

W tabeli 5.11 przytoczono porównanie przyjmując na 100% wartości parametrów wytopowych dla wytopów przed wprowadzeniem tlenu przez sklepienie.

Tabela 5.11

Porównanie parametrów wytopów w % przy podawaniu tlenu przez sklepienie

Grupa wyt.	Czas wytopu, %				Ilość utl. C %	Masa wsadu t	Wyd. db. wł. t/godz.
	ład.	top.	wyrab.	suma			
1	+4,42	-0,51	-15,87	-2,20	-11,76	+2,18	+2,05
2	-4,48	-3,17	-4,60	-4,17	-13,68	-0,51	+4,61
3	+3,11	-13,06	-20,90	-7,12	-27,08	-1,20	+3,99
Śred.	+1,44	-4,61	-14,83	-4,27	-9,45	+0,49	+3,28

Ilość tlenu do spalania przez palniki boczne wynosiła 2000-3500 m³/wytop, zaś przy podawaniu przez sklepienie ok 2000 m³/wytop. Zawartość tlenu w spalinach wynosiła 6,08-6,11% a CO₂ - 10,4 do 13,8%. Nie stwierdzono CO. Zasadowość żużla po roztopieniu wyniosła 2,2 a FeO ok. 14,6%. Trwałość sklepienia pieca zmniejszyła się o ok. 7% w kampanii. Uzyskany wzrost wydajności wyniósł 3,5%. W tablicy 5.12 zostały zestawione najważniejsze dane dotyczące trzech badanych grup wytopów.

Porównanie danych w trzech grupach badanych wytopów

Wskaźnik porównania	Okresy wytopu, godz.				Poj. pieca t	Ilość tlenu m ³ /wyt	Ilość sur. st/ciek t
	ład.	top.	wyrab.	suma			
I							
Wyt. bez tlenu wsad stały	3,07	2,79	1,74	7,60	80,0	bez tl.	20s
% czasu wyt.	40,40	36,70	22,90	100			
Wyt. z tlenem przez sklep.	2,93	2,43	1,63	6,99	80,0	400-500	20s
% czasu wyt.	41,90	34,80	23,30	100			
Zmiana %	-4,56	-12,90	-6,32	-8,03	-	-	-
II							
Wyt. z tlenem do spalania	3,00	2,60	2,25	7,85	80,0	tl. z boku	20c+10s
% czasu wyt.	38,22	33,12	28,66	100			
Wyt. z tlenem przez sklep.	2,60	2,16	2,14	6,90	80,0	500-600	20c+10s
% czasu wyt.	37,70	31,30	31,00	100			
Zmiana %	-13,30	-16,90	-4,89	-12,10	-	-	-
III							
Wyt. z tlenem do spalania	3,50	1,95	1,80	7,25	140	tl. z boku	27c
% czasu wyt.	48,27	26,90	24,83	100			
Wyt. z tlenem przez sklep.	3,53	1,84	1,55	6,92	140	1500-2500	27c
% czasu wyt.	51,01	26,59	22,40	100			
Zmiana %	+0,86	-5,64	-13,89	-4,55	-	-	-

5.4. Omówienie wyników i dyskusja

Z powyższych danych wynika, że oddziaływanie tlenu podawanego przez sklepienie powoduje dla wytopów I i II grupy większe skrócenie okresu topienia niż wyrabiania, przy czym dla warunków stosowania metody w grupie I ta relacja kształtuje się jak 2:1, dla grupy II - wynosi ok. 3:1. Można to uznać za prawidłowość przy oddaniu metalurgicznego charakteru oddzia-

ływania tlenu na wsad metalowy. W przypadku bowiem metalurgicznego oddziaływania tlenu na nagrzewany wsad winno wystąpić ewidentne skrócenie okresu topienia, skrócenie zaś okresu wyrabiania jest pochodną stosowania tlenu w okresie topienia. Większe różnice w grupie II wytopów wynikają z tytułu stosowania surówki ciekłej, a tym samym oddziaływania tlenu na wsad o mniejszej masie (o ok. 20%).

W III grupie wytopów występuje tendencja odwrotna, większe skrócenie czasu ma miejsce w okresie wyrabiania aniżeli w okresie topienia. Relacja w tym przypadku kształtuje się odwrotnie i wynosi 1:2,5. Wskazuje to na słabe oddziaływanie tlenu na wsad w okresie topienia, zaś na energiczne w okresie wyrabiania. Stosowanie znacznych ilości tlenu przez dłuższy okres czasu w tej grupie wytopów powoduje działanie świeżące na roztopiony wsad, co powoduje zwiększenie szybkości świeżenia ciekłego metalu. Porównanie okresu wyrabiania z poprzednimi grupami wytopów wskazuje na ponad dwukrotnie większe oddziaływanie tlenu w tej grupie w okresie wyrabiania niż w poprzednich. Przy prawidłowym stosowaniu metody (tj. przy odpowiednim zasięgu oddziaływania strumieni tlenowych), takie skrócenie okresu świeżenia wytopu automatycznie zwiększyłoby w dużo większym stopniu skrócenie okresu topienia przy zmniejszeniu ilości tlenu na wytop. Spadek wytrzymałości sklepienia w tej grupie wytopów potwierdza wyciągnięte wnioski i wskazuje, że ten kierunek postępowania nie jest prawidłowy.

Warto również zwrócić uwagę na strukturę wytopów przy stosowaniu technologii z tlenem przez sklepienie. W coraz większym stopniu udział okresu ładowania w stosunku do czasu wytopów, tzn. w miarę skracania okresu topienia i wyrabiania czas ładowania pieca zaczyna rzutować głównie na czas trwania całego wytopu. Dla II grupy wytopów choć okres ładowania przy wytopach z tlenem podawanym przez sklepienie był krótszy o ok. 13% to udział okresu ładowania w stosunku do czasu wytopu zwiększył się w stosunku do czasu ładowania dla wytopów bez tlenu podawanego przez sklepienie.

Tak więc dalsze skracanie czasu wytopów, a tym samym zwiększanie wydajności pieców przy stosowaniu tlenu jest zależne w coraz większym stopniu od szybkości (czasu) ładowania pieców. W krańcowym przypadku - małej szybkości ładowania pieca zastosowanie tlenu do topienia wsadu może być ograniczone lub w ogóle niemożliwe ze względu na częściowe roztopianie wsadu przed końcem załadowania wsadu do pieca.

Na podstawie otrzymanych wyników wyprowadzono równanie $W = f(O_2)_w$:

$$W = -1,79 \cdot 10^{-5} O_{2w}^2 + 2,824 \cdot 10^{-2} O_{2w} + 0,280 \quad (5.1)$$

lub:

$$W = -0,25 \cdot O_{2t}^2 + 4,55 \cdot O_{2t} - 9,15 \quad (5.2)$$

ważne w przedziałach (500-750) m³/wyt i (6,53-9,98) m³/t dla konkretnych warunków, w których otrzymano dane.

Otrzymane zależności pozwalają prześledzić dla jakich ilości podawanego tlenu otrzymuje się wartości maksymalne wydajności pieca oraz jak kształtuje się wpływ ilości podawanego tlenu na wydajność (tj. przy niższych i wyższych ilościach podawanego tlenu).

W pierwszym przypadku różniczkując równanie (5.1) i przyrównując do zera, można obliczyć maksymalną prawdopodobną wydajność możliwą do uzyskania w warunkach prowadzonych badań:

$$\frac{\partial W}{\partial O_{2W}} = 0 \quad \text{tj.} \quad \frac{\partial W}{\partial O_{2W}} = -3,58 \cdot 10^{-5} O_{2W} + 2,824 \cdot 10^{-2} = 0$$

$$i \quad W_{\text{maks}} = 11,42 \text{ t/godz.} \quad \text{przy} \quad O_{2W} = 788,8 \text{ m}^3/\text{wytop}$$

W następnym przypadku przeprowadzając krótką analizę można stwierdzić, że wpływ ilości podawanego tlenu na wydajność będzie tym większy im wyrażenie $\frac{\partial W}{\partial O_{2W}}$ będzie większe, co oznacza, że im większy będzie kąt stycznej do krzywej w danym punkcie, tym większy jest wpływ ilości podawanego tlenu na wydajność. Można więc napisać:

$$\frac{\partial W}{\partial O_{2W}} = \text{maks} \quad \text{tj.} \quad -3,58 \cdot 10^{-5} O_{2W} + 2,824 \cdot 10^{-2} = \text{maks} \quad (5.3)$$

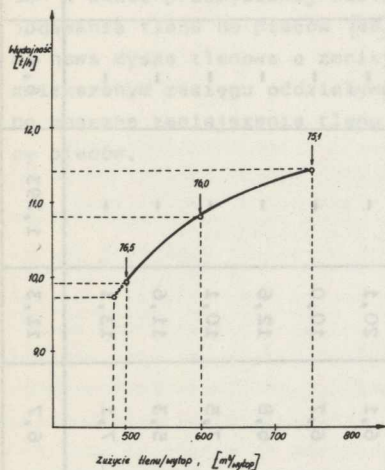
przy czym wyrażenie (5.3) osiąga maksimum, gdy $-3,58 \cdot 10^{-5} O_{2W} = \text{maks}$ ponieważ następny człon równania ma wartość stałą, a $-3,58 \cdot 10^{-5} O_{2W} = \text{maks}$ gdy $O_{2W} = \text{min}$.

Tak więc, można powiedzieć, że w dolnym zakresie stosowanych ilości tlenu jego wpływ na wydajność pieca jest większy, zwiększając zaś ilość podawanego tlenu uzyskuje się mniejszy wpływ tlenu na wydajność pieca, chociaż w sumie wydajność rośnie. Obliczona wydajność maksymalna wykracza poza zakres ważności równania, stąd jest tylko prawdopodobną.

Na rys. 5.1 przedstawiono wpływ ilości podawanego tlenu przez dysze sklepieniowe dla otrzymanych danych II grupy wytopów. Z rys. wynika, że po przejściu na proponowaną metodę podawania tlenu z intensyfikacji spalania paliwa tlenem przez palniki boczne - utrzymanie analogicznej wydajności pieca wymaga 400-450 m³/wytop.

W przypadku badań na piecu z wsadem 140 t przy masowym podawaniu tlenu przez sklepienie (mniejszy zasięg oddziaływania tlenu), wydaje się, że metalurgiczne oddziaływanie tlenu jest mniejsze w stosunku do ilości podawanego tlenu w tym przypadku, można również przypuszczać, że warunki pracy sklepienia pieca są gorsze. Skłania to do stwierdzenia, że nie jest to korzystny kierunek postępowania. Przy prawidłowym stosowaniu tej metody, gradient temperatur winien ulec przesunięciu w kierunku powierzchni wsadu metalowego, wywiązujące się zaś ilości ciepła z tytułu chemicznej reakcji utleniania nagrzewanego wsadu metalowego są wykorzystywane na na-

grzanie i energochłonną przemianę fazową, faza stała - faza ciekła. Jak wykazują bezpośrednie obserwacje pod działaniem tlenu, wsad topi się energicznie i powstawanie większych ilości ciepła powoduje szybsze spływanie wsadu w dół pieca.



Rys. 5.1. Wpływ ilości podawanego tlenu/wytop przez dysze sklepieniowe na wydajność pieca opalanego gazem ziemnym. Zaznaczono ilość odlanego metalu

Ważnym momentem jest tu również przenoszenie skutków takiego topienia na okres wyrabiania wytopu w piecu. Występuje wyraźne skrócenie tego okresu wytopu. Po roztopieniu, jak wykazują badania układ żużel - metal osiąga stosunkowo szybko stan zbliżony do równowagi i utlenienie żużla jest nie większe od określonego stężeniem węgla w kąpielii metalowej.

Pozostałe dwa kolejne parametry oprócz wydajności pieca tj. jednostkowe zużycie ciepła oraz zużycie rudy zostały podane w tabeli 5.13. Te dane dotyczą I grupy wytopów prowadzonych na wsadzie stałym i ujmują kształtowanie się tych parametrów w czasie przed stosowaniem tlenu do połowy roku 1975 oraz po wprowadzeniu tlenu podawanego przez dysze sklepieniowe.

Wekaźnik zużycia ciepła tak dla wytopów bez tlenu jak i z tlenem waha się w szerokich granicach - dla wytopów bez tlenu najniższy wyniósł $1,556 \cdot 10^6$ kcal/t = $6,51 \cdot 10^6$ kJ/t, maksymalny zaś - $1,907 \cdot 10^6$ kcal/t = $7,98 \cdot 10^6$ kJ/t. Dla wytopów z tlenem minimalny wyniósł $1,702 \cdot 10^6$ kcal/t = $7,13 \cdot 10^6$ kJ/t, zaś maksymalny - $2,006 \cdot 10^6$ kcal/t = $8,4 \cdot 10^6$ kJ/t. Średnia wartość roczna tego wskaźnika wzrasta zdecydowanie od $1,775 \cdot 10^6$ kcal/t = $7,43 \cdot 10^6$ kJ/t przed wprowadzeniem tlenu do $1,856 \cdot 10^6$ kcal/t = $7,77 \cdot 10^6$ kJ/t a następnie dość nagle spada do wartości $1,793 \cdot 10^6$ kcal/t = $7,51 \cdot 10^6$ kJ/t w I kwartale roku 1977. Niezależnie od tego, że na zużycie ciepła ma wpływ szereg czynników, to mimo wszystko wydaje się, że w latach 75-76 brak było kontroli prawidłowego biegu pieców pod kątem cieplnym w poszczególnych okresach wytopu. Świadczy o tym zmniejszenie się tego wskaźnika w pierwszych miesiącach r. 77, gdy rozpoczęto ścisłą kontrolę prawidłowego biegu cieplnego pieców. Nie bez znaczenia jest tu również opanowanie nowej technologii wytopów z wykorzystaniem tlenu.

Jeśli chodzi o zużycie rudy, to uwzględniając, że zgorzelina, która jest częściowo stosowana w miejsce rudy zawiera stosunkowo dużo żelaza (ok. 80%) daje się zauważyć zmniejszenie wartości tego wskaźnika. Zgodnie z [48] nastąpił spadek jego wartości o ok. 25%.

Tabela 5.13

Zużycie ciepła [kcal/t = 4,187 kJ/t], zgorzeliny i rudy (kg/t) dla pieców na wsad stały (I grupa wyt.)

Rok M-c	1974			1975			1976			1977 1 kw.		
	Q.10 ⁶ [x4,187 kJ/t]	Zgorze- lina	Ruda	Q.10 ⁶ [x4,187 kJ/t]	Zgorze- lina	Ruda	Q.10 ⁶ [x4,187 kJ/t]	Zgorze- lina	Ruda	Q.10 ⁶ [x4,187 kJ/t]	Zgorze- lina	Ruda
1	1,719	-	21,5	1,775	-	25,6	2,006	7,7	10,7	1,733	7,3	12,0
2	1,702	-	18,2	1,825	-	17,7	1,888	6,4	10,1	1,786	6,7	15,4
3	1,669	-	7,0	1,721	-	16,6	1,940	6,7	8,8	1,873	6,1	16,9
4	1,862	-	21,5	1,881	0,8	12,1	1,881	6,5	8,9	1,779	-	-
5	1,968	-	21,9	1,729	1,0	10,6	1,852	6,0	14,9	-	-	-
6	1,556	-	20,9	1,768	5,5	9,7	1,849	7,6	5,1	-	-	-
7	1,676	5,2	5,5	1,996	3,5	11,5	1,781	6,1	20,1	-	-	-
8	1,783	-	24,5	1,888	6,4	11,8	1,810	6,7	10,0	-	-	-
9	1,866	-	21,8	1,867	6,6	12,7	1,759	6,8	12,6	-	-	-
10	1,876	-	29,5	1,722	9,3	10,6	1,856	7,5	10,1	-	-	-
11	1,907	-	31,8	1,702	6,8	10,0	1,803	5,3	11,6	-	-	-
12	1,721	-	28,1	1,979	6,6	10,0	1,842	7,1	13,1	-	-	-
Śr.:	1,775	-	21,02	1,821	3,9	13,24	1,856	6,7	11,3	1,793	6,7	14,8

Ponadto na wytopach z tlenem spadło zużycie wapna o ok. 8% i fluorytu o połowę.

Na podstawie przeprowadzonej analizy teoretycznej oraz wykonanych badań w skali przemysłowej zostały podjęte próby optymalizacji tego sposobu podawania tlenu do pieców [48]. W wyniku tych prac zostały zaprojektowane nowe dysze tlenowe o zmniejszonym przepływie jednostkowym tlenu i o zwiększonym zasięgu oddziaływania strumienia tlenu. W wyniku tego uzyskano znaczne zmniejszenie tlenu na wytop zachowując korzystne wskaźniki pracy pieców.

6. UWAGI KOŃCOWE

W świetle przeprowadzonej analizy teoretycznej oraz wykonanych badań wydaje się, że proponowana metoda podawania tlenu przez naddźwiękowe dysze sklepieniowe jest technicznie i ekonomicznie uzasadniona.

Wyprowadzone równanie krzywej drugiego stopnia wydaje się zasadne, gdyż uwzględniając charakter oddziaływania tlenu na wsad metalowy skuteczność oddziaływania tlenu sprowadza się do uzyskania zwiększonego potencjału utleniającego strumienia tlenu. Konkretnie umiejscowienie krzywej zmiany wydajności od ilości podawanego tlenu zależy będzie każdorazowo od typu pieca, warunków wsadowych, instalacji tlenowej w sklepieniu i innych czynników lokalnych.

Uzyskane wyniki oraz ich analiza nasuwają uwagę, że w każdym przypadku stosowania ww. metody występują czynniki ograniczające, z których główne to konieczność wpisania się w konkretne warunki organizacyjne i techniczne stalowni. Niewątpliwie korzystna jest możliwość doraźnego lub ciągłego z wytopu na wytop stosowania tej metody. Niski koszt instalacji i wykonawstwa też nie jest bez znaczenia.

Powyższe badania i zastosowanie tej metody na piecach martenowskich jest tylko przykładem, można również podejmować próby wykorzystania tego sposobu podawania tlenu do pieców elektrycznych pracujących na wsadzie niestopowym.

7. WNIOSKI

1. Przeprowadzona analiza termodynamiczna procesu utlenienia nagrzewanego wsadu stałego tlenem gazowym pozwala stwierdzić, że:

- niezależnie od stopnia utlenienia jest spełnione termodynamiczne kryterium przebiegu procesu w badanym zakresie temperatur, zgodnie z (2.3) (2.5) i (2.7);
- kształtowanie się wartości prężności dysocjacji produktów utlenienia typu $\log p_{O_2}/Fe_xO_y = \varphi_1(T)$, można ocenić z równań (2.12), (2.15) i (2.18) Ocenę termodynamicznej trwałości produktów utlenienia w zależności od potencjału utleniającego fazy gazowej, można przeprowadzić przyrównując powyższe wyrażenia do wartości logarytmu ciśnienia cząstkowego tlenu w fazie gazowej. Uzyskany szereg trwałości można wyrazić nierównością (2.19);
- obliczone entalpie wsadu oraz produktów utlenienia, różnią się między sobą, jednak do mniej dokładnych obliczeń można pomijać entalpie powstających produktów utlenienia mając na uwadze, że produkty utlenienia zmniejszają jednostkową entalpię wsadu o wartość jej dla utlenionego wsadu. Dokładniejsze obliczenia entalpii układu metal - powstała faza tlenkowa można przeprowadzić korzystając z zależności (2.25). Przy mniej dokładnych można korzystać z zależności (2.28);
- do określenia ilości tlenu gazowego można korzystać z rys. 2.4 lub zależności (2.31);
- ilość ciepła powstającą w wyniku oddziaływania tlenu gazowego na nagrzewany wsad niezależnie od stopnia utlenienia można określać z (2.39) lub z rys. 2.6;
- zysk ciepła z tytułu zastąpienia rudy tlenem można określać z rys. 2.5.

2. Celem uzyskania metalurgicznego charakteru oddziaływania tlenu gazowego na wsad metalowy, zostało opracowane rozwiązanie techniczne sposobu jego podawania na wsad za pomocą naddźwiękowych dysz tlenowych sklepieniowych chłodzonych wodą;

- zastosowana metoda pośredniej oceny zasięgu oddziaływania strumienia tlenowego na wsad dostatecznie spełniła swoje zadanie;
- obliczenie parametrów tlenu przepływającego przez dyszę naddźwiękową oraz powiązanie ich z parametrami strumienia tlenu po opuszczeniu dyszy pozwoliło na możliwie optymalne ich ustalenie w aspekcie zasięgu oddziaływania strumienia tlenu jak i temperatury tlenu opuszczającego dyszę tlenową. Przedstawiają to zależności (3.1), (3.2), (3.5) i rysunki 3.1, 3.2 i 3.3.

3. Przeprowadzona ocena parowania żelaza i jego tlenków wskazuje, że przy tym sposobie podawania tlenu gazowego na wsad, parowanie żelaza jest stosunkowo mało prawdopodobne. Obliczone prężności par produktów utlenienia wykazują, że przy znacznym potencjale utleniającym istnieje możliwość ich parowania. Do oceny posłużyły zależności (4.1), (4.2) oraz rys. 4.1, otrzymane na drodze ekstrapolacji. W aspekcie jednak znacznej entalpii przemiany fazowej powstawanie lokalnych stref przegrzania jest znacznie mniej prawdopodobne niż przy podawaniu tlenu na ciekłą kąpiel metalową.

4. Przeprowadzona analiza podawania tlenu gazowego na wsad metalowy u-poważniła do podjęcia prób na skalę techniczną w trudnych warunkach przemysłowych. Uzyskany materiał z przemysłowej eksploatacji proponowanej metody pozwolił na ustalenie, że:

- przy stosunkowo niedużym zużyciu tlenu gazowego ($5-6 \text{ m}^3/\text{t}$) uzyskuje się wzrost wydajności pieców 8-9%;
- wpływ ilości podawanego tlenu gazowego na wydajność można wyrazić równaniem drugiego stopnia (5.1) i (5.2), z którego wynika, że ze wzrostem jego ilości maleje wpływ na wydajność pieca;
- przeprowadzone badania porównawcze temperatur sklepienia w czasie podawania tlenu przez sklepienie nie wskazują na tendencję do wzrostu obciążenia cieplnego. Niemniej wydaje się jednak, że w każdym przypadku podjęcia decyzji stosowania tej metody, ze względu na różne parametry sieci tlenowej jak i konstrukcyjne pieców i inne warto takie badania przeprowadzić. Przykładem tego mogą być wyniki uzyskane przy stosowaniu innych dysz na piecach ładowanych do 140 t;
- na skrócenie czasu wytopu ma również wpływ przenoszenia skutków oddziaływania tlenu gazowego w okresie ładowania i topienia na świeżenie wytopu;
- w wyniku optymalizacji tej metody podawania tlenu gazowego uzyskano dalsze zmniejszenie ilości tlenu/t stali. Oprócz zmniejszenia ilości rudy na wytop, powstają lepsze warunki wyrobienia żużla, a tym samym znaczne obniża się zużycie materiałów upłynniających jak fluorytu, zmniejsza się również ilość wapna na wytop; obniżenie zużycia rudy na wytop powoduje korzystne obniżenie wprowadzanej ilości krzemu, fosforu i siarki.

5. Badania na skalę techniczną zostały wykonane na piecach martenowskich, wydaje się jednak, że nie ma istotnych przeszkód do wykorzystania tej metody w piecach elektrycznych pracujących na wsadzie niestopowym.

6. W chwili obecnej omawiana metoda jest stosowana i przynosi konkretne korzyści gospodarce narodowej.

LITERATURA

- [1] Mazanek T., Mamro K.: Metalurgia żelaza, Wyd. Śląsk, Katowice 1968 s. 362.
- [2] Mazanek T.: Proces martenowski, wyd. II, Wyd. Śląsk, Katowice 1971, s. 240.
- [3] Waszczenko A.I.: Okislenie i obezuglerowanie stali, Metalurgia Moskwa 1972, s. 31, 41.
- [4] Hauffe K.: Reakcje w twierdych teliach i na ich powierzchni, cz.I i II, Il. 1962, 1963.
- [5] Habashi F.: Principles of Extraktive Metalurgy, v. I, General Principles, New York, s. 75.
- [6] Jaźwiński St.: Termodynamika i kinetyka procesów metalurgicznych, Wyd. Śląsk, Katowice 1966, s. 30.
- [7] Kubaschewski O., Evans E.L.: Metallurgical Thermochemistry 1058, London, s. 290.
- [8] Władimirow L.P.: Tiermodynamiczeskije rasczety rawnowiesija metalurgiczeskich reakcji, Moskwa 1975, Metalurgia, s. 323.
- [9] Kiriejew W.A.: Metody prakticzeskich rasczietow w tiermodinamike chemiczeskich reakcji, Moskwa 1975, wyd. Chimija, s. 340.
- [10] Guter B.S., Owczyński B.K.: Wstęp do metod numerycznych, PWN Warszawa 1965, s. 64.
- [11] Ruzinow L.P., Guljanicij B.S.: Rawnowiesnyje priewraszczienija metalurgiczeskich reakcji, Metalurgia Moskwa 1975, s. 307.
- [12] Kubaschewski O., Evans E., Alcock C.: Metallurgical Thermochemistry, 4-th ed., London 1967.
- [13] Doi Dze, Konwiertiernoje proizwodstwo stali, Metalurgia, Moskwa 1971, s. 171.
- [14] Piotrowski K.: Intensyfikacja wytapiania stali tlenem działającym na nagrzaną wsad stałą, Hutnik 1976, nr 5, s. 195.
- [15] Piotrowski K.: Wzór użytkowy W - 54 295, 1976.
- [16] Piotrowski K. i in.: Patent główny Nr P - 172 435, 1976.
- [17] Goliński A.; Truskolański T.: Strumienice, teoria i konstrukcja, Wyd. NT Warszawa 1969, s. 173.
- [18] Gorbik A.S. i in.: Racjonalnaja organizacija kislorodnoj produwki w 130 t konwierierije, Biull. CNICZM, 1971, Nr 16, s. 33.
- [19] Lance design critical to BOF Steelmaking, Journal of Metals Producing, 1971, Nrd, s. 24.
- [20] Sobey E.J.: Multiple Nozzle Lance Operation, Journal of Metals 1965, s. 424.
- [21] Bornackij I.I., i in.: Sowriemiennyj kislorodno-konwiertiernyj prociess, Kijew 1974, Tiechnika, s. 12.
- [22] Block F.R. i in.: Physikalische Vorgänge im Sauerstoffaufblaskonverter, Arch. f.d. Eisenhüttenwesen, Düsseldorf, 1973, Nr 5, s. 357.
- [23] Gorbik A.A. i in.: K woprosu o projektirowaniju dutiewych sopieł kislorodnych furn, Stal, 1971, Nr 12, s. 1077.

- [24] Takeda K., Narita S.: Journal Iron Steel Instit., 1966, v. 204, Nr 5, s. 417.
- [25] Kaminari K. i in.: Tetsu to Hagane, 1965, 51, Nr 4, s. 706.
- [26] Piotrowski K., Praca doktorska, AGH, Kraków czerwiec 1973.
- [27] Piotrowski K., Chorobik A., Osika Z.: Dobór optymalnej konstrukcji dysz tlenowych, Kraków 1975, Prace RNT HiL, Nr 29, s. 8.
- [28] Piotrowski K.: Zagadnienie optymalizacji dmuchu w procesie LD, Hutnik 1975, Nr 6, s. 254.
- [29] Piotrowski K.: Weryfikacja przemysłowa metody intensyfikacji procesu wytapiania stali tlenem gazowym działającym na nagrzaną wsad stałą. Hutnik 1976, Nr 12, s. 523.
- [30] Mamro K.: Tlenowy proces konwertorowy, PWN, Warszawa 1968, s. 53.
- [31] Coheur P., Decker A.: Congres Internat. sur Les Acières à L'Oxygen Le Toquet, 1963.
- [32] Jawojskij W.I.: Teoria procesow proizwodstwa stali, Moskwa 1967, Mietalżurgija, s. 791, 305.
- [33] Jawojskij W.I.: Stal 1971, Nr 10, s. 895.
- [34] Neaser G i in.: Stahl u. Eisen, 1955, Nr 19, s. 1244.
- [35] Baptizmanskij W.I.: Miechanizm i kinietika procesow w konwertiernej wannie, Moskwa 1960, Mietalżurgizdat, s. 283.
- [36] Baptizmanskij W.I.: Teoria kisłorodno-konwertiernogo procesa, Moskwa 1975, Mietalżurgija s. 63.
- [37] Jawojskij W.I. i in.: Teoria produwki stalieplawilnoj wanny, Moskwa 1974, Mietalżurgija, s. 286.
- [38] Rudnickij Ja.N.: Naucznyje trudy kn-tutu WNIPI, cziermietienergoo-czistka, Mietalżurgija 1970, s. 34.
- [39] Mochammed Fikri, Wiszkariw A.F., Jawojskij W.I.: Izw. WUZOW, Czior-naja Mietalżurgija, 1963, Nr 11, s. 37.
- [40] Mochammed Fikri, Wiszkariw A.F., Jawojskij W.I.: Izw. WUZOW, Czior-naja Mietalżurgija, 1964, Nr 1, s. 41.
- [41] Markow B.Ł.: Mietody produwki martienowskoj wanny, Moskwa 1975, Mietalżurgija, s. 124.
- [42] Turkdogan E.T., Leacke L.E.: Journal of iron and Steel Inst., 1959, v. 192, s. 162.
- [43] Chater W.I.B., Harrison J.L.: Recent Advonces with Oxygen in Iron and Steel Making, London 1964.
- [44] Morris J.P. i in.: Ekspres - informacja, czior-naja Mietalżurgija 1966 Nr 41, s. 13.
- [45] Knaggs K., Slater J.M.: Iron and Steel, 1949, v. 22, Nr 14, s. 658.
- [46] Schaller W., Kohlmayer E.: Metall und Erz, 1936, Nr 6, s. 26.
- [47] Miedżibowski M.Ja.: Primienienije szatogno wozducha w martienowskom proizwodstwie, Mietalżurgija, Moskwa 1965, s. 191.
- [48] Prace Instytutu Metalurgii Politechniki Śląskiej, 1976, niepubl.

S t r e s c z c z e n i e

Praca jest próbą przedstawienia zagadnień teoretycznych nowej technologii umożliwiającej zwiększenie produkcji stali, której istotą jest utlenianie nagrzewanego wsadu stałego strumieniami tlenu o dużej szybkości.

Treść obejmuje: analizę termodynamiczną utleniania nagrzewanego wsadu stałego tlenem gazowym, sposób podawania go na wsad metalowy, następnie ocenę powstawania pyłów i w zakończeniu badania proponowanej technologii (podawania i oddziaływania tlenu gazowego na nagrzewany wsad stały) na przykładzie pieców martenowskich.

Opracowany model matematyczny pozwolił na bezpośrednie przeprowadzenie badań w skali technicznej z pominięciem ogniwa pośredniego tj. badań laboratoryjnych.

Otrzymane wyniki pozwoliły ustalić że:

- 1) proponowana metoda w warunkach krajowych może mieć zastosowanie,
- 2) efekty ekonomiczne z tytułu jej stosowania są znaczne w porównaniu do niskich kosztów instalacji do podawania tlenu (doprowadzającej tlen i dysz tlenowych).

Резюме

Данная работа является попыткой представить теоретические проблемы новой технологии, дающей возможность увеличить производство стали, суть которой — окисление нагреваемой твёрдой шихты струями кислорода с большой скоростью.

Содержание работы охватывает: термодинамический анализ окисления нагреваемой твёрдой шихты газовым кислородом, способ подачи его на шихты металлический, затем — оценка появления пыли, и в конце исследования предлагаемой технологии подача и влияние газового кислорода на нагреваемую твёрдую шихту на примере мартеновских печей.

Разработанная математическая модель позволила провести непосредственные исследования в техническом масштабе минут непосредственное звено, то есть лабораторные исследования.

Полученные результаты позволили установить:

- 1) предлагаемый метод в отечественных условиях может иметь место,
- 2) экономические эффекты в связи с применением этого метода довольно значительные по сравнению с небольшой стоимостью оборудования для подачи кислорода (подающие кислород и кислородные фурмы).

S u m m a r y

The thesis is an attempt to present theoretical problems of the new technology enabling the growth of steel production. The essence of the matter is to oxidize a heated solid scrap metal with oxygen jets of high speed.

The contents deal with: the thermodynamic analysis of oxidation of a heated solid scrap metal by gaseous oxygen, the way of feeding it on metal charge, the evaluation of dust formation, and the research of the suggested technology (the feeding and influence of the gaseous oxygen on the heated scrap metal) with open-hearth furnace as an example.

The elaborated mathematical analysis led to make direct research on the technological scale, neglecting the intermediate laboratory testing.

The obtained results led to state that:

- 1) the suggested method can be applied in this country conditions,
- 2) the economic effects of its application are considerable in comparison with the low costs of the installations for oxygen feeding (delivering oxygen and oxygen nozzles).

3353/77/13

WYDAWNICTWA NAUKOWE I DYDAKTYCZNE POLITECHNIKI ŚLĄSKIEJ MOŻNA NABYĆ W NASTĘPUJĄCYCH PLACÓWKACH:

- Gliwice — Księgarnia Techniczna, ul. M. Strzody 14b;
- Gliwice — Punkt sprzedaży Studenckiej Spółdzielni Pracy, ul. Wrocławska 4/6;
- Katowice — Księgarnia nr 004, ul. Warszawska 11;
- Katowice — Księgarnia nr 015, ul. Żwirki i Wigury 33;
- Chorzów — Księgarnia nr 063, ul. Wolności 22;
- Dąbrowa Górnicza — Księgarnia nr 081, ul. ZBoWiD-u 2;
- Rybnik — Księgarnia nr 126, Rynek 1;
- Warszawa — Ośrodek Rozpowszechniania Wydawnictw PAN, Pałac Kultury i Nauki.

Wszystkie wydawnictwa naukowe i dydaktyczne zamawiać można poprzez Składnicę Księgarską w Warszawie, ul. Mazowiecka 9.