

IV. 結 言

平炉天井の全塩基性を全炉にわたって実施したがその結果の要約はつきのごとくである。

(1) 全塩基性天井に改造した結果、酸素をかなり大量に使用することができた。しかも天井寿命が増大し、製鋼能率の向上を計ることが可能となった。

(2) 製鋼能率の向上原因は、種々なる他の因子も考えられるが、全塩基性化により従来の珪石天井の最高設定温度にとらわれることなく、操業できることが大なる利点であると考えられた。

(3) 塩基性天井では、装入口上部の冷空気による温度変化の最も大きな部分はかなり多くの損耗が認められるがこれは煉瓦内部にも鉄板を埋め込むことにより、ある程度防止することができた。

以上の諸点が判明したが本天井の築造方式ならびに操業に対してはまだ検討すべき点が残されているものと思われる。

(43) 平炉天井の熱放散について

Heat Losses through the Open Hearth Furnace Roof.

M. Kurita, et alii.

住友金属工業鋼管製造所

工〇栗田満信・理 竹田 進・工 鈴木 純

I. 緒 言

平炉天井よりの熱放散量は天井煉瓦の材質により変化し、操業中には煉瓦の損耗にともない増加し、その推移は平炉の能率に大きな影響をあたえる。

当所においても熱放散および損耗状況の実態を調査する目的で天井表面温度の測定を炉2代にわたり天井回数約50回を単位として実施してきた。

この結果に基づき放散熱量の測定と損耗状況の推測を行い、通油量の変更、炉体構造上の弱点の補正を行ってきたが、その結果につき報告する。

II. 対象平炉の概要

測定の対象とした一号平炉はメルツ単一上昇道型重油専焼平炉で、公称能力50t(実装入量58t)である。

Fig. 1に天井寸法の概要と築造様式を示したが、大天井中央部は箱型築造方式を加味したスーパゼブラである。

使用煉瓦寸法は大天井350mm~420mmの1:1の歯車構造、小天井は350mmである。

この構造によれば天井表面積(リブ側面を含む)93.63

m²中、塩基性部の表面積は33.36m²でほぼ35.6%を占めている。

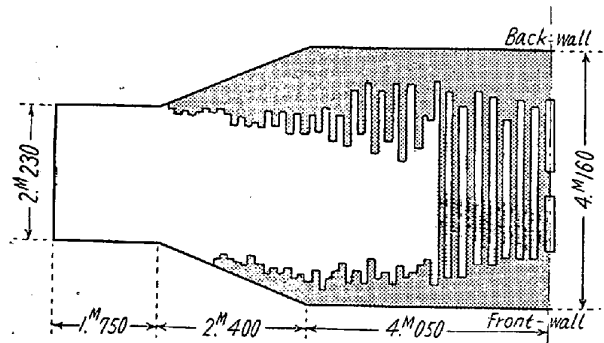


Fig. 1. Dimension and zebra pattern of the roof.

この測定期間における平均酸素使用量は約5m³/tである。

III. 測定および算出方法

天井表面温度の測定はランドの表面温度計を使用して測定した。

測定は天井を左右に二分して、左半分の31箇所で行った。

測定時期は天井回数約50回を単位とし、溶解前ほぼ1hの時点で行った。

放散熱量の算出は天井を測定箇所にしたがつて分割し、ブロック別に表面積を計上、測定結果をその部分の代表温度としてもとめ、これを全ブロックにつき集計したものを天井放散熱量とした。

なおこれに使用した計算式はつきのとおりである。

1. 輻射による放散熱量

$$Q_R = 4.92 \times \varphi \left\{ \left(\frac{T_0}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_a}{100} \right)^4 \right\} \text{kcal/m}^2\text{h}$$

φ : 天井表面の輻射能 (煉瓦=0.8)

T_0 : 天井表面温度 (°K)

T_a : 大気温度 (293°K)

2. 自然対流による放散熱量

水平上向の場合 $Q_{Cr} = 2.8 \times \Delta t^{5/4} \text{kcal/m}^2\text{h}$

垂直横向の場合 $Q_{CH} = 2.2 \times \Delta t^{5/4} \text{kcal/m}^2\text{h}$

Δt : 天井表面温度と大気温度の差 (°C)

3. 総放散熱量

$$Q = S \times (Q_R + Q_{Cr} + Q_{CH}) \text{kcal/h}$$

S: 天井表面積 (m²)

IV. 放散熱量算出結果

天井放散熱量を塩基性部分と珪石部分につき算出した結果をTable 1に示した。この表中の平均表面温度は放散熱量より逆算したものである。

Table 1. Irradiation quantity and the mean roof-surface temperature.

Period	Roof life	Basic		Silica		Total
		Irr. quantity	Mean sur. temp.	Irr. quantity	Mean sur. temp.	
S 32·9 S 32·12	63	kcal/h 299,320	°C 335	kcal/h 428,110	°C 295	kcal/h 727,430
	104	403,860	395	654,590	375	1,058,450
	194	465,480	420	673,980	390	1,139,460
	256	606,990	480	895,760	450	1,502,750
S 33·1 S 33·3	48	354,590	370	552,040	340	906,630
	97	383,870	385	521,360	330	905,230
	155	406,750	395	562,660	345	969,410
	204	488,890	430	660,690	375	1,149,580
	268	541,830	455	830,050	420	1,371,880

塩基性部分と珪石部分の平均表面温度には 20~50°C の差があるが、これは塩基性煉瓦の使用部分が当然天井の損耗の大きいところであること、およびゼブラ部分が 350mm の塩基性煉瓦と、420mm の珪石煉瓦で構成されていることに起因すると考えられる。

煉瓦自体の熱伝導率の差も影響して来ると考えられるが、これだけの結果では判定はできない。

この二期の測定結果はほぼ同様の傾向を示し、放散熱量は天井回数 150 回まで緩やかに増加しているが、それ以後急激に増加する。

このことは天井表面温度の上昇が直線的であつても、輻射放散熱量が温度の 4 乗、対流放散熱量が温度の 5/4 乗に比例することからみて当然であろう。

第一回の測定の放散熱量が大きい一因として、労働争議による断続操業、すなわち天井回数 30 回と 151 回の内に 8 回の冷却昇熱を反復したことが、天井の熔損を早めたと考えられる。

この天井放散熱量の増加により、同一製鋼能率を維持するためには、当然これを補償すべき入熱量の増加を必要とするが、これをもとめると天井回数 50 回と 250 回では約 80 l/h の重油量となる。

天井よりの放散熱量は、全放散熱量の約 40% 程度と考えられるので、他の部分の放散熱量の増加を考えれば重油量 150 l/h 程度の増加はほぼ妥当な線であろう。

V. 天井表面温度の分布

天井表面温度の測定にもとづいて、天井表面温度分布図を作成し、各部の温度変化より、煉瓦残存寸法の推定、構造上の弱点の推察を行つた。

一例として第二回測定時の大体 50, 150, 250. 回における分布図を Fig. 2, 3, 4 に示した。

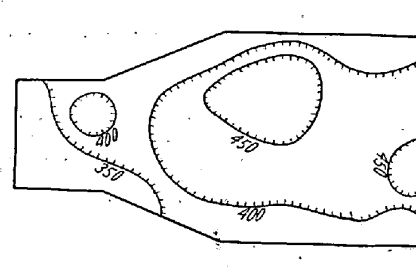


Fig. 2. Pattern of roof surface temperature distribution (Roof life 48)

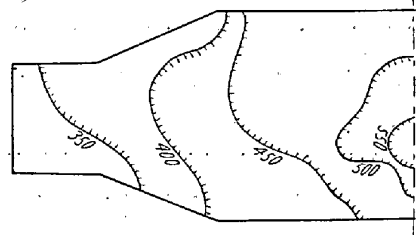


Fig. 3. Pattern of roof surface temperature distribution (Roof life 155)

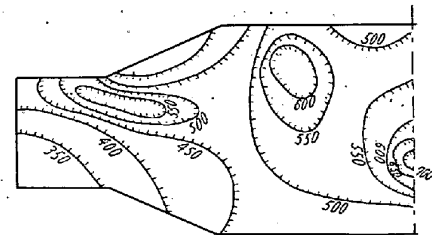


Fig. 4. Pattern of roof surface temperature distribution (Roof life 268)

Fig. 2 の天井回数 48 回では中央部前側の酸素使用による局部的損耗が明らかで、またスーパーゼブラ外側の珪石部分の損耗の早いことが認められる。

Fig. 3 の 155 回辺では損耗の均一化が認められ、珪石部分の損耗が緩慢となり、

塩基性の損耗が進行していることがわかる。

200 回を越えるころより、局部的な赤熱状態(550°C 以上)がみられ、スーパーゼブラの効果が減少し損耗が周囲に波及して行くのがみられ、また炉内偏流も漸次明らかになつて来るが、末期に近い Fig. 4 では、大天井中央前側、小天井ナックル裏側、裏袖など

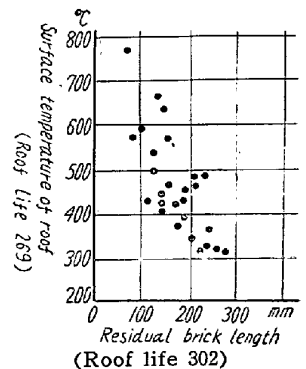


Fig. 5. Relations between residual brick length and surface temperature of the roof.

に酸素の影響、あるいは偏流による弱点が認められ操炉あるいは構造上の処置を講ずべき問題点が明らかになっている。

なお参考のため Fig. 5 に天井表面温度と煉瓦残存厚みの関係を示したが、表面温度測定時と止炉時と若干の時期的な差はあるが、ほぼ直線的な関係が認められる。

VI. 結 言

メルツ単一上昇道型重油専焼炉を対象として、天井表面温度を定期的に測定した結果、つぎの諸点が明らかになった。

1. 天井放散熱量は 50~150 回までは、その増加傾向は緩やかであるが、150~200 回ころより急激な増加が認められる。
2. 天井表面温度と煉瓦の損耗はほぼ直線的傾向にあるが、珪石部分の損耗の進行は稼動初期に大きく、中期には小さい。
3. スーパーゼブラ構造の効果は初期には大きい、末期は少く、これに対し、パネル構造は終始強い。
4. 炉内偏流による損耗は末期に急激に進行する。

その他、この炉の弱点も明らかになったので、これらの結果を総合し、改修を加え全塩基性天井として操業し、さらに測定を実施しているが、なお天井放散熱量の変化に対応した通油量の設定など、基準化すべき問題点が残っており、さらに検討を進めている。

(44) 高アルミナ質炉蓋煉瓦の特性と製鋼条件との関連性

(高アルミナ質電気炉炉蓋煉瓦の研究—I)

Relation of Properties of High-Aluminous Roof Bricks and Conditions of Steelmaking

(Study on the roof of electric arc furnace made of high-aluminous brick—I)

S. Niwa, et alii.

大同製鋼 工博錦織 清治・工 永田 重雄
東海炉材 ○丹羽 庄平・ 小西雄二郎

I. 緒 言

最近欧米各国はもとよりわが国においても、鋼の品質および歩留を向上せしめるためまた材料原単位を低下せしめるため高電圧、高電流による高温迅速熔解および精錬の製鋼法が普及しつつある。しかしながら電気孤光炉炉蓋は通常珪石煉瓦が使用されているのでその熔融温度

たとえば 1700°C 以上で操業されると熔流したり炉壁と反応したりしてその寿命を全うし得ないのみならずスラッグコントロールも困難になる。したがって良質な鋼や特に高温で熔解されるステンレス鋼などの高合金鋼熔製のための電気孤光炉炉蓋は珪石煉瓦よりも高熔融温度を有しかつ中性的性質を示す高アルミナ質煉瓦が適当と考えられる。アメリカではすでに多くの実例があつて好結果を得ていると聞かすが、わが国においては過去にわずかに、2 の使用報告があるのみで深く検討されていない。それゆえわれわれは製鋼法進歩のこの趨勢にかんがみ高アルミナ質炉蓋煉瓦の試作研究および実用試験を行つたのでその経過、判明事項について報告する。

II. 試作煉瓦の品質

酸素吹精時に発生する酸化鉄が炉蓋煉瓦の化学的損傷の主原因と考えられるので各種の高アルミナ質原料に酸化鉄(ロールスケール使用)を添加して、三角錐熔倒実験を行つた。その結果 Al₂O₃/SiO₂ 比が一般に高いほど酸化鉄に対する抵抗性は大きくなり、これに酸化クロムを添加すれば、さらにその抵抗性は増大することが解つた。また一般に煉瓦の組織を強化すれば酸化鉄および塩基性粉塵の滲透を防止するものと考えられている。煉瓦の成形圧、および焼成温度が高いほどその組織強化は促進されるが反面耐スポーリング性が低下する。

したがって実用試験用煉瓦はシリマナイトまたはコランダムを主原料として製作した。これらの化学組成はアルミナ約 70%、90% およびアルミナ 90% に酸化クロム含有のものである。炉蓋外周煉瓦は形状を小型、かつ簡素化しすべてフリクションプレスにより成形した。高アルミナ質煉瓦は珪石煉瓦よりも硬く加工困難であるので炉蓋中央部をスタンプすることを考え第 1 回実用試験はスタンプ法を採用した。Table 1 は実用試験用試作

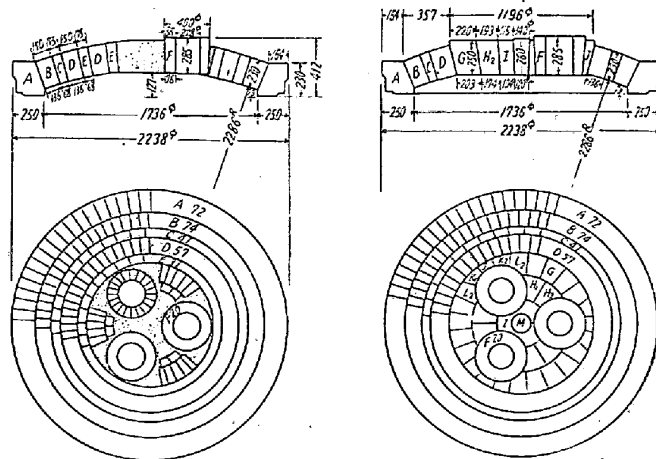


Fig. 1. The bricking arrangement of the roof.