

# Forni fusori per alluminio: analisi della conducibilità termica del materiale e possibilità d'impiego dei sistemi di combustione in ossigeno puro

F. Dentella

*Volendo valutare la possibilità d'impiego dei sistemi di combustione in ossigeno puro nei forni fusori per alluminio, sia a riverbero che rotativi, è necessario preventivamente realizzare uno studio dei flussi energetici all'interno del forno. Infatti, per quanto i forni rotativi non presentino particolari problematiche e rischi per le strutture, i forni a riverbero non possono prescindere da una attenta analisi della conducibilità termica del metallo sia in fase solida che liquida. Questo aspetto risulta condizionante ai fini dell'impiego di tecnologie di combustione in ossigeno puro, per evitare che il rivestimento refrattario del forno risulti danneggiato da una progettazione inadeguata dei sistemi di combustione o, comunque, non si porti alcun sensibile vantaggio in termini di efficienza termica del processo fusorio o di riduzione dei consumi di combustibile. I risultati della analisi termodinamica, condotta secondo il modello di calcolo proposto, sono stati avvalorati dalla comparazione con i dati pratici derivanti dall'esperienza maturata nella analisi dei processi fusori in forno rotativo.*

Parole chiave: alluminio e leghe, gas e combustione, metalli non ferrosi, fusione

## CONDUCEBILITÀ TERMICA DELL'ALLUMINIO

Il primo aspetto che è necessario prendere in esame nella elaborazione di un modello termodinamico, volto a valutare le entità dei flussi entalpici all'interno di un forno fusorio, riguarda le caratteristiche dei materiali costituenti il "sistema-forno".

In particolare, prescindendo in prima istanza la struttura del forno stesso, l'attenzione è volta alla comprensione delle proprietà di conducibilità termica dell'alluminio in fase solida e fusa e dell'allumina.

### Alluminio solido

Impiegando le relazioni empiriche fornite da Poirier a Mc-Bride è possibile stimare la variazione del valore della conducibilità termica dell'alluminio in fase solida.

Tale proprietà, nel caso dei metalli, è dipendente dalla capacità degli elettroni liberi di muoversi entro il reticolo della matrice metallica, dunque può essere espressa in funzione della resistività elettrica ( $\rho$ ) del materiale. Tale coefficiente cresce all'aumentare della temperatura, poiché il superiore livello energetico del materiale comporta un maggior grado di vibrazione delle molecole entro la struttura reticolare: questo costituisce un ostacolo per la trasmissione di qualsivoglia forma di energia, dunque anche quella termica da noi presa in esame.

Le relazioni cui si fa riferimento per la stima della conducibilità termica in fase solida sono:

$$\begin{aligned} \rho &= a_0 + a_1 \cdot T \\ a_0 &= -7,433E - 9 \\ a_1 &= 1,1738E - 10 \\ K_s &= 0,909 \cdot L \cdot 1/\rho \cdot T + 10,5 \\ L &= 2,45E - 8 \end{aligned}$$

dove:

$\rho$ : resistività [ $\Omega$ ]

$K_s$ : conducibilità termica [W/m K]

L,  $a_0$ ,  $a_1$ : coefficienti adimensionali

T: temperatura [K].

Di seguito (Fig.1) si riportano i risultati della valutazione condotta all'interno dell'intervallo di temperature proprio della normale conduzione di un forno fusorio.

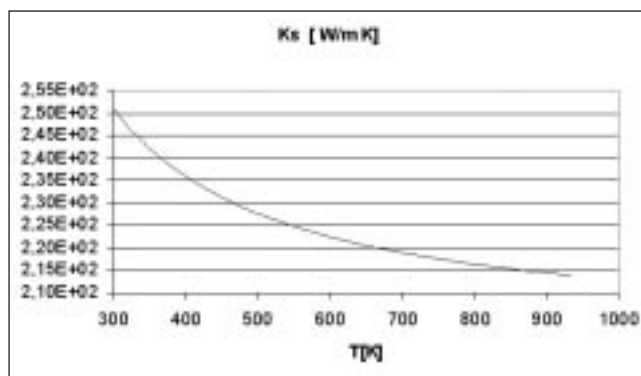


Fig. 1 – Andamento della conducibilità termica dell'alluminio in fase solida, espresso in funzione della temperatura del materiale.

Fig. 1 – Thermal conductivity of solid aluminum evaluated in function of the metal temperature.

### Alluminio liquido

Impiegando la medesima tipologia di relazioni empiriche, è possibile stimare il valore della conducibilità termica dell'alluminio in fase liquida. Si osservi come, in questo caso, la variabilità di tale coefficiente con l'aumento della temperatura è molto più modesta che non nel caso precedentemente considerato. Questo fenomeno è dovuto alla deformazione della struttura del materiale, che avviene durante il passaggio di fase dallo stato solido a quello liquido, responsabile di una brusca riduzione delle capacità di trasmissione di

F. Dentella

Settore Sviluppo Applicazioni, SIAD Spa

Memoria presentata al 30° Convegno nazionale AIM, Vicenza 17-19 novembre 2004

energia all'interno dell'alluminio liquido.

Le relazioni cui si fa riferimento per la stima della conducibilità termica in fase fusa sono:

$$\rho = a_0 + a_1 \cdot T$$

$$a_0 = 1,109E - 7$$

$$a_1 = 1,4123E - 10$$

$$K_L = 0,853 \cdot L \cdot 1/\rho \cdot T + 10,07$$

$$L = 2,45E - 8$$

dove:

$\rho$ : resistività [ $\Omega$ ]

$K_L$ : conducibilità termica [W/m K]

$L, a_0, a_1$ : coefficienti adimensionali

T: temperatura [K].

Di seguito si riportano i risultati della valutazione condotta all'interno dell'intervallo di temperature proprio della normale conduzione di un forno fusorio. Per completezza vengono rappresentati i valori di conducibilità termica sia in fase solida che liquida (Fig.2).

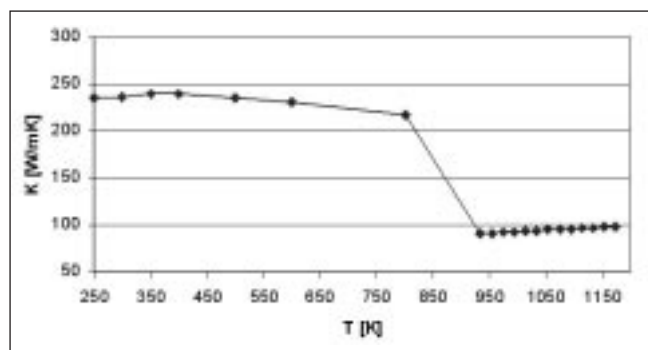


Fig. 2 – Conducibilità termica dell'alluminio in fase solida e liquida, espressa in funzione della variazione di temperatura del materiale.

Fig. 2 – Thermal conductivity of solid and liquid aluminum evaluated in function of the metal temperature.

Per brevità, vista la scarsa entità delle variazioni che si possono riscontrare, si ritiene per la conducibilità in fase liquida di poter fare riferimento al valore medio stimato di  $K_L = 92$  W/mK.

Inoltre è possibile osservare come l'andamento del valore di conducibilità termica in funzione della temperatura sia opposto per le due fasi solida e liquida. L'incremento, sia pur debole, che è possibile osservare in fase liquida al crescere della temperatura, può essere ricondotto alla progressiva riduzione della viscosità del bagno metallico. Questo comporta un miglioramento della capacità di trasferimento termico, dovuto alla instaurazione di fenomeni di convezione naturale, legati alla presenza di gradienti termici all'interno dell'alluminio fuso.

#### Allumina

Nel caso dell'allumina, presente esclusivamente in fase solida, la determinazione di un coefficiente di conducibilità termica medio può essere realizzata sulla base di dati sperimentali presenti in letteratura (Fig.3).

Il valore di conducibilità termica media adottato per l'allumina ad elevata temperatura è:

$$K_{Al_2O_3} = 15,20 \text{ (W/m}\cdot\text{K)}.$$

#### ANALISI DEI FLUSSI ENTALPICI NELLA CARICA METALLICA

Appare evidente la sensibile differenza che esiste tra la capacità di scambio termico dell'alluminio in fase solida e liquida, ben evidenziata dalla brusca riduzione del valore della conducibilità termica, che si verifica in prossimità della temperatura di fusione (Fig.2).

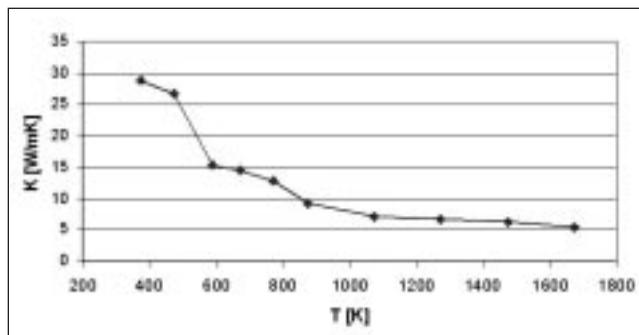


Fig. 3 – Conducibilità termica per l'allumina in funzione della temperatura (dati tratti da "Materials Science & Engineering Handbook").

Fig. 3 – Thermal conductivity of solid alumina evaluated in function of the metal oxide temperature.

Questa caratteristica è, per altro, responsabile del mantenimento di una temperatura stabile nel bagno di metallo fuso, quando quantità contenute di alluminio solido vengono caricate (a temperatura ambiente) in continuo nel bagno.

L'interfaccia di scambio termico tra la porzione di metallo liquido e quella solida, infatti, è caratterizzata da un elevato gradiente termico, tale da ritenere che le due aree a contatto tendano a raggiungere rapidamente una temperatura di equilibrio, a seguito dell'elevato flusso entalpico che si instaura tra le due superfici.

Il metallo liquido, tuttavia, a causa della sua intrinseca inerzia in termini di trasferimento termico, non è in grado di rilasciare energia in modo comparabile con la capacità di assorbimento del solido, poiché la sua contenuta conducibilità termica non consente l'instaurarsi di un flusso energetico di pari intensità.

Il flusso entalpico verso il corpo solido si riduce quindi drasticamente con l'approssimarsi della temperatura di equilibrio tra le due superfici di interfaccia. Questo fenomeno impedisce che una parte del materiale caricato, contraddistinto da spessori elevati, sia in grado di assorbire e trasportare al proprio interno la quantità di energia necessaria alla sua completa fusione, continuando a "galleggiare" sulla superficie del bagno di metallo fuso come fosse un iceberg.

I corpi di spessore ridotto, viceversa, grazie al superiore valore del rapporto tra la superficie di scambio termico disponibile ed il proprio volume, sono favoriti nel consentire la propagazione dell'energia verso il proprio interno, dunque fondono molto rapidamente.

L'elevata inerzia termica, fa sì che l'alluminio liquido subisca una riduzione di temperatura in forma estremamente localizzata, esclusivamente in prossimità della interfaccia di contatto col solido, e mantenga pressoché inalterata la propria temperatura di bulk.

Al fine di poter comprendere in modo ancor più chiaro gli effetti derivanti dalla variazione di conducibilità termica, si è scelto di realizzare una stima dei flussi termici che il metallo caricato in un forno a riverbero è in grado di assorbire durante un ciclo fusorio.

Per questa ragione si è dunque valutata l'entità dell'entalpia assorbita dal materiale durante un ciclo fusorio completo, partendo dal solido a temperatura ambiente, caricato in un forno a suola secca ed alla temperatura costante di circa 1300 K.

Si osservi, che il valore di temperatura adottato per la camera è da ritenersi con ogni probabilità coerente con i valori reali propri di questa tipologia di forno. Esso è stato infatti stimato eseguendo un bilancio entalpico dell'energia scambiata per via radiativa, conduttiva e convettiva tra i prodotti di combustione (fiamma e gas in ricircolazione), le pareti di materiale refrattario e l'alluminio caricato (Tolenko et al.,)

**Definizione della struttura di un forno a riverbero "di riferimento"**

Per poter esplicitare le successive analisi di scambio termico, si adotta un forno a riverbero di riferimento, al fine di poter identificare univocamente l'ampiezza delle superfici di scambio termico, dimensionato come segue:

- Profondità del bagno di alluminio fuso (x): 1,2 m
- Distanza volta- superficie dell'alluminio fuso (h): 2 m
- Lunghezza interna utile: 6 m
- Larghezza interna utile: 6 m
- Superficie del bagno (A): 36 m<sup>2</sup>.

L'equazione impiegata per il calcolo del flusso entalpico attraverso la superficie esposta dell'alluminio, assunta essere pari ad A, è espressa come:

$$Q = (K_S/\chi) \cdot A \cdot (T_{GAS} - T_{Al})$$

Si osservi che con T<sub>GAS</sub> viene indicata la temperatura della superficie esposta del materiale caricato, in prima approssimazione assunta pari a quella dei gas all'interno della camera di combustione stessa.

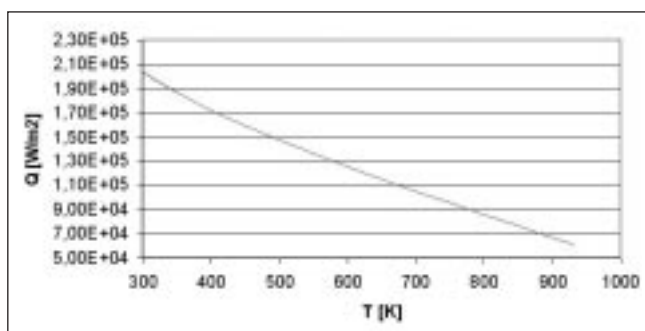


Fig. 4 – Andamento del flusso entalpico che l'alluminio è in grado di assorbire in fase solida al variare della propria temperatura.

Fig. 4 – Enthalpy flux that solid aluminum can absorb in function of the metal temperature.

Il valore del flusso entalpico che l'alluminio solido è in grado di assorbire risulta fortemente decrescente in funzione della temperatura del materiale stesso, per via della riduzione del gradiente di temperatura.

A maggior ragione, si può comprendere come, in fase liquida, la capacità del metallo di assorbire e smaltire energia al proprio interno sia decisamente contenuta, ad opera della drastica diminuzione del coefficiente di conducibilità termica.

Nelle medesime condizioni di temperatura della camera di combustione sovrastante il bagno fuso, il valore del flusso entalpico Q per l'alluminio fuso è pari a

$$Q = 5,25E+03 \text{ [W/m}^2\text{]}$$

La capacità di assorbire energia dell'alluminio in fase liquida è dunque di un ordine di grandezza inferiore rispetto alla fase solida.

**Alluminio solido e fuso "miscelati" in percentuali variabili**

In taluni casi, il forno fusorio a riverbero non viene completamente scaricato alla fine del ciclo, ma una quota parte di metallo fuso viene mantenuta al suo interno ("piede liquido") ed in essa viene immessa la successiva carica metallica.

Questa diffusa modalità di conduzione, giustifica l'analisi delle variazioni di conducibilità termica dell'alluminio in funzione della composizione del metallo caricato distinto in solido e liquido.

L'approccio adottato è quello proposto da Poirer e Mc Bride: esso rappresenta una stima approssimativa della conducibilità termica, dovuta alla impossibilità di valutare la reale

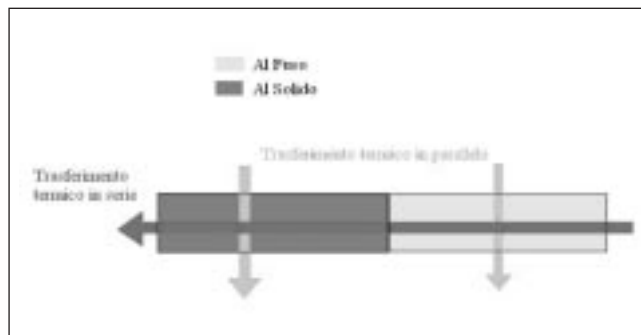


Fig. 5 – Andamento dei flussi entalpici all'interno della miscela di alluminio solido-liquido.

Fig. 5 – Enthalpy transfer inside the mixture of solid and molten aluminum.

dispersione del solido nel liquido. In assenza di migliori strumenti di analisi, si sceglie dunque di stimare il valore della conducibilità termica della "miscela", valutata come una media degli effetti di trasferimento termico in serie ed in parallelo attraverso l'interfaccia di contatto solido-liquido (Fig.5).

Definendo con G<sub>S</sub> il valore della porzione di alluminio solido caricato rispetto alla quota di metallo complessivamente presente nel forno, si può calcolare la variazione della conducibilità termica media della miscela (K<sub>AVERAGE</sub>) attraverso le seguenti relazioni:

$$K_p = G_S \cdot K_S + (1-G_S) \cdot K_L$$

$$K_E^{-1} = G_S \cdot K_S^{-1} + (1-G_S) \cdot K_L^{-1}$$

$$K_{AVERAGE} = (K_p + K_E) / 2$$

Il diagramma riportato in Fig.6 mostra l'andamento della conducibilità termica del materiale in funzione della temperatura e della composizione solido-fuso.

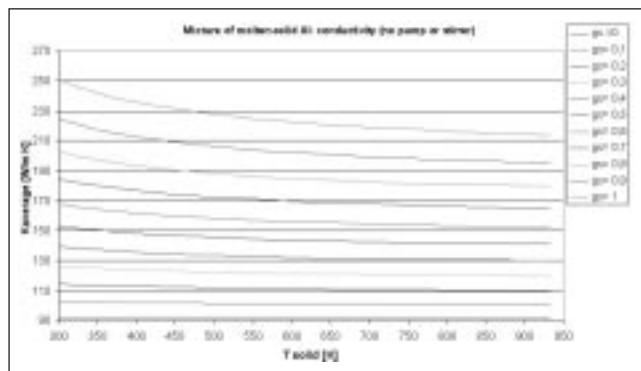


Fig. 6 – Andamento della capacità termica della miscela di alluminio solido e fuso, espressa in funzione della variazione della temperatura del metallo solido e della composizione. La temperatura dell'alluminio in fase liquida si ritiene costante e pari a circa 933 K.

Fig. 6 – Thermal conductivity of solid and liquid aluminum evaluated in function of the solid metal Temperature and solid/liquid mixture composition.

Il reale andamento della capacità di scambio termico durante un ciclo fusorio, in funzione di parametri quali la frequenza del caricamento di materiale solido, la quantità di alluminio immessa durante ogni carica, ecc..., è nella realtà rappresentato da una curva interpolante che interseca ciascuna di quelle rappresentate, senza però necessariamente seguirne l'andamento per lunghi tratti.

Infatti, mentre una quota di alluminio solido è in fase di riscaldamento, la frazione della carica contraddistinta dalle inferiori

dimensioni caratteristiche ( ad esempio gli scarti delle lavorazioni di tornitura) risulta essere completamente fusa ( $G_s$  decresce, dunque è necessario considerare una curva differente di variazione della conducibilità termica).

Per tale ragione il valore di  $G_s$  non dovrebbe essere assunto come stazionario, bensì variabile in funzione del grado di avanzamento del processo fusorio.

**Effetto dell'introduzione di sistemi di agitazione del bagno di alluminio fuso: stirrer magnetici e pompe per metalli**

Al fine di incrementare la capacità di scambio termico dell'alluminio in fase fusa, si è fatto ricorso all'impiego di sistemi di vigorosa movimentazione del bagno.

Pompe metalliche e stirrer magnetici possono avere capacità differenti in funzione delle dimensioni del forno ed arrivare a garantire flussi di alluminio fuso pari a circa 10 t/min.

La velocità impressa al materiale in ricircolazione è tale da garantire un significativo incremento delle proprietà di scambio termico dovuto all'instaurarsi di fenomeni di convezione forzata ( nel caso della semplice convezione naturale, lo scambio termico di natura convettiva rappresenta una frazione comunque trascurabile rispetto alle proprietà conduttive).

Il coefficiente laminare di scambio termico "h", infatti, può essere stimato attraverso le seguenti relazioni:

$$Pr = 0,01$$

$$\mu = 0,46E - 3 \frac{kg}{m \cdot s}$$

$$Re_d = \frac{\rho \cdot \bar{v} \cdot d}{\mu}$$

$$Nu = 5 + 0,025 \cdot (Re_d \cdot Pr)^{0,8} = \frac{h \cdot d}{K_L}$$

dove:

Pr: Numero di Prandtl

$Re_d$ : Numero di Reynolds

Nu: Numero di Nusselt

$\mu$ : Viscosità dinamica.

Nel caso del forno precedentemente adottato come riferimento il coefficiente "h" assume valore:

$$h = 92 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$$

Volendo nuovamente stimare l'entità del flusso termico che l'alluminio in fase fusa è in grado di assorbire e trasferire al proprio interno, considerando che nel forno sia installato un dispositivo quale una pompa per la movimentazione di metalli o uno stirrer, è lecito attendersi un incremento della capacità di scambio termico.

Equazione impiegata per il calcolo del flusso entalpico:

$$Q = \frac{K_s}{x} \cdot A \cdot (T_{GAS} - T_{Al}) + h \cdot A \cdot (T_{GAS} - T_{Al})$$

Il valore di Q calcolato è in questo caso pari a  $Q = 3,7E+04$  [W/m<sup>2</sup>].

L'introduzione di detti sistemi di movimentazione del bagno, dunque, consente di incrementare il valore della capacità di scambio termico fino a valori nell'ordine di grandezza di quella dell'alluminio solido, sia pure confrontabile con i risultati propri del materiale ad elevata temperatura.

Nelle precedenti analisi è stata trascurata la presenza di uno strato di ossido di alluminio, che in realtà ricopre sia la superficie del bagno fuso che il materiale solido caricato.

Il valore della conducibilità termica dell' $Al_2O_3$  è piuttosto modesto, dunque la presenza di uno strato consistente di questo "materiale isolante" può causare una riduzione sensibile della capacità di assorbire energia da parte del metallo caricato.

Al fine di valutare l'influenza che può avere in condizioni

reali tale strato di ossido, sono state svolte delle indagini, relativamente alla variazione della conducibilità termica, dove, alle precedenti condizioni, è stata associata la presenza di strati di spessore variabile di  $Al_2O_3$ .

La presenza di tale strato-barriera, inoltre, riveste un ruolo non trascurabile anche in merito alla determinazione del potere emissivo del bagno ad elevata temperatura.

Per questa ragione, la modellazione dei flussi entalpici all'interno del forno per via radiativa, ove il materiale caricato sia considerato nelle relazioni di scambio, sono stati trattati adottando come valore medio dell'emissività quello proprio dell'allumina (nell'ordine di  $\epsilon = 0,3$ ).

Questa semplificazione è stata ritenuta ammissibile poiché di fatto il bagno di alluminio fuso, così come il metallo in fase solida, difficilmente potrebbe presentare una superficie intatta e non ossidata. La corrispondenza dei risultati ottenuti, nella modellazione dei forni fusori rotativi, tra i valori calcolati e i valori sperimentalmente rilevati, infine, permettono di ritenere sostanzialmente corretta questa assunzione semplificativa.

**Alluminio solido e liquido miscelati in percentuali variabili ed in presenza di Allumina in quantità variabile**

Vengono di seguito riportati alcuni dei risultati dell'analisi condotta in merito agli effetti della presenza di uno strato superficiale di ossido di alluminio, ai fini della valutazione della influenza sul valore della capacità di scambio termico complessiva del bagno.

Per consentire un raffronto immediato con i valori in precedenza riportati, le relazioni necessarie al calcolo sono state applicate al medesimo "forno a riverbero di riferimento".

I diagrammi di Figg.7,8 e 9 sono riferiti a tre particolari condizioni di esercizio:

1. strato di  $Al_2O_3$  dello spessore di 1 mm
2. strato di  $Al_2O_3$  dello spessore di 15 mm
3. strato di  $Al_2O_3$  dello spessore di 35 mm.

La scelta delle tre condizioni che si è deciso di riportare, è dipesa dal fatto che queste sono rappresentative di tre situazioni di esercizio differenti durante il ciclo fusorio.

La prima è propria del metallo caricato in fase solida, contraddistinto da un inevitabile quanto esiguo strato di ossido superficiale.

La seconda è caratteristica di una conduzione "normale" se non "ottimale" del forno, poiché rappresenta di fatto la quantità minima di allumina, che potrebbe formarsi durante le fasi fusorie e stazionarie al di sopra della superficie del bagno metallico fuso.

L'ultima, infine, definisce delle condizioni di lavoro tali da provocare un eccessivo calo per ossidazione del materiale durante il ciclo fusorio, dunque possono essere assunte come condizioni di riferimento limite "in negativo".

L'analisi dei diagrammi riportati consente di comprendere come la presenza di uno strato superficiale di materiale ossidato costituisca una effettiva resistenza al trasferimento termico, sia nel caso il materiale si trovi in fase solida che fusa. Di fatto, tuttavia, è possibile osservare che, nel caso dell'alluminio liquido, la riduzione della conducibilità termica costituisce un fenomeno meno rilevante rispetto al caso del solido, quantomeno per valori contenuti dello spessore dello strato di  $Al_2O_3$ .

Questa considerazione è da ricondursi al fatto che, in tal caso, il fattore limitante per i fenomeni di scambio termico è rappresentato dal valore, intrinsecamente contenuto, della conducibilità termica del metallo fuso.

In precedenza si è sottolineato come l'impiego di sistemi di movimentazione dell'alluminio liquido, pompe per metalli o stirrer, sia in grado di incrementare la conducibilità termica del materiale. L'effetto della presenza di uno strato consistente di ossido può ricoprire un effetto maggiormente



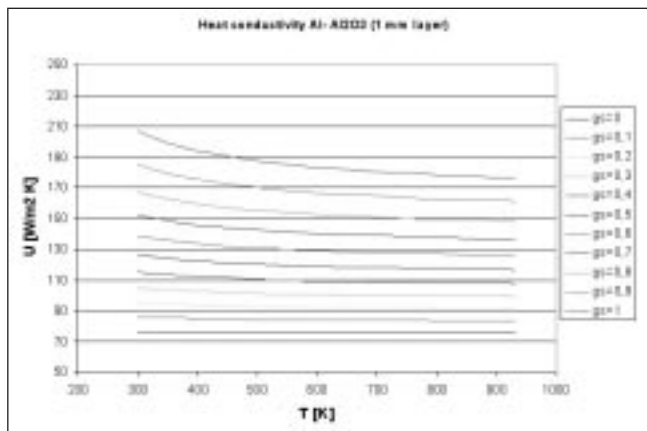


Fig. 7 – Capacità di scambio termico complessiva  $U$ , espressa in funzione della temperatura del materiale, della composizione solido-fuso del bagno ed in presenza di uno strato superficiale di allumina dello spessore di 1 mm.

Fig. 7 – Variation of the global heat exchange coefficient  $U$ , as function of metal temperature, solid / liquid mixture composition and in presence of an  $Al_2O_3$  layer of 1 mm thickness.

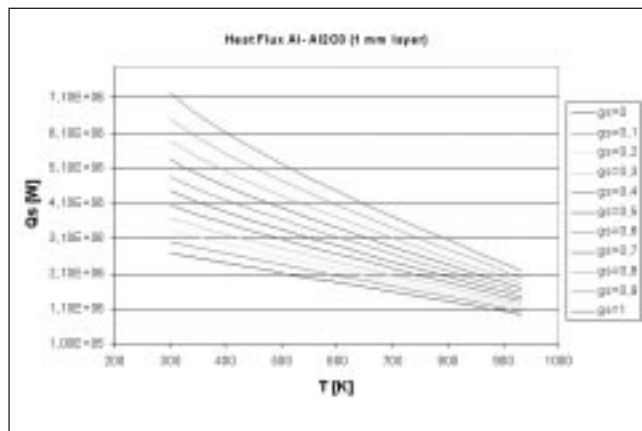


Fig. 10 – Flusso entalpico  $Q_s$ , espresso in funzione della temperatura del materiale, della composizione solido-fuso del bagno ed in presenza di uno strato superficiale di allumina dello spessore di 1 mm.

Fig. 10 – Variation of the heat flux absorbed by the metal, as function of metal temperature, solid / liquid mixture composition and in presence of an  $Al_2O_3$  layer of 1 mm thickness

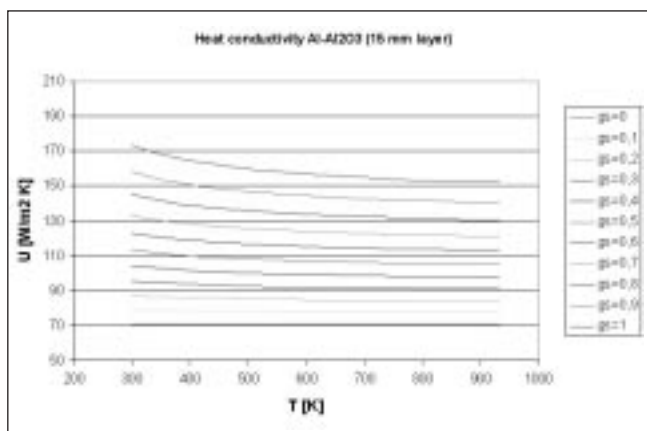


Fig. 8 – Capacità di scambio termico complessiva  $U$ , espressa in funzione della temperatura del materiale, della composizione solido-fuso del bagno ed in presenza di uno strato superficiale di allumina dello spessore di 15 mm.

Fig. 8 – Variation of the global heat exchange coefficient  $U$ , as function of metal temperature, solid / liquid mixture composition and in presence of an  $Al_2O_3$  layer of 15 mm thickness.

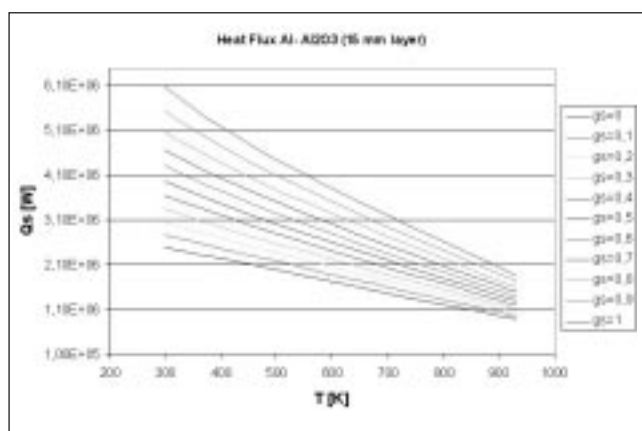


Fig. 11 – Flusso entalpico  $Q_s$ , espresso in funzione della temperatura del materiale, della composizione solido-fuso del bagno ed in presenza di uno strato superficiale di allumina dello spessore di 15 mm.

Fig. 11. Variation of the heat flux absorbed by the metal, as function of metal temperature, solid / liquid mixture composition and in presence of an  $Al_2O_3$  layer of 15 mm thickness.

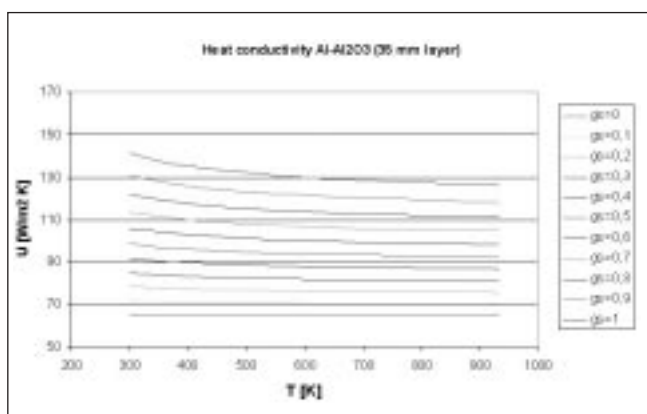


Fig. 9 – Capacità di scambio termico complessiva  $U$ , espressa in funzione della temperatura del materiale, della composizione solido-fuso del bagno ed in presenza di uno strato superficiale di allumina dello spessore di 35 mm.

Fig. 9 – Variation of the global heat exchange coefficient  $U$ , as function of metal temperature, solid / liquid mixture composition and in presence of an  $Al_2O_3$  layer of 35 mm thickness.

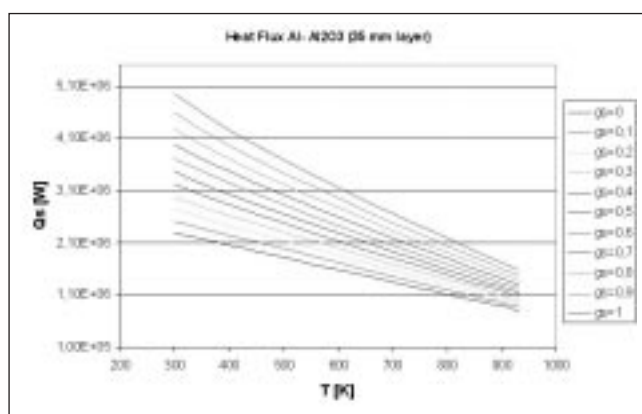


Fig. 12 – Flusso entalpico  $Q_s$ , espresso in funzione della temperatura del materiale, della composizione solido-fuso del bagno ed in presenza di uno strato superficiale di allumina dello spessore di 35 mm.

Fig. 12 – Variation of the heat flux absorbed by the metal, as function of metal temperature, solid / liquid mixture composition and in presence of an  $Al_2O_3$  layer of 35 mm thickness.

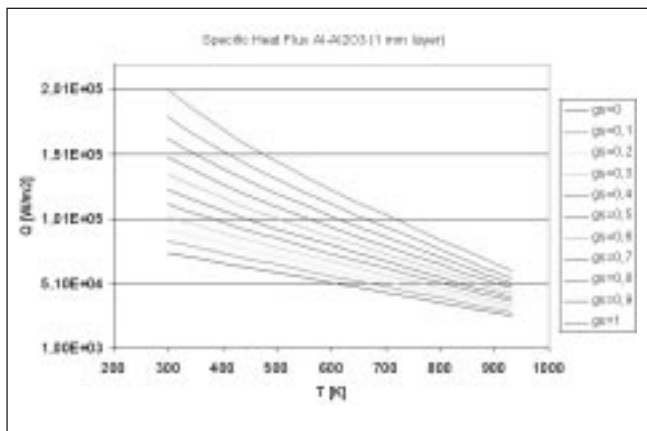


Fig. 13 – Flusso entalpico specifico che il materiale è in grado di assorbire, in presenza di uno strato superficiale di  $Al_2O_3$  dello spessore di 1 mm.

Fig. 13 – Variation of the specific heat flux absorbed by the metal per square meter of exposed surface, as function of metal temperature, solid / liquid mixture composition and in presence of an  $Al_2O_3$  layer of 1 mm thickness.

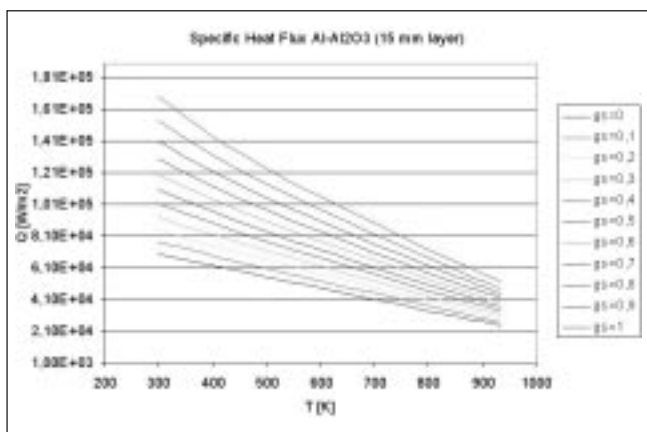


Fig. 14 – Flusso entalpico specifico che il materiale è in grado di assorbire, in presenza di uno strato superficiale di  $Al_2O_3$  dello spessore di 15 mm.

Fig. 14 – Variation of the specific heat flux absorbed by the metal per square meter of exposed surface, as function of metal temperature, solid / liquid mixture composition and in presence of an  $Al_2O_3$  layer of 15 mm thickness.

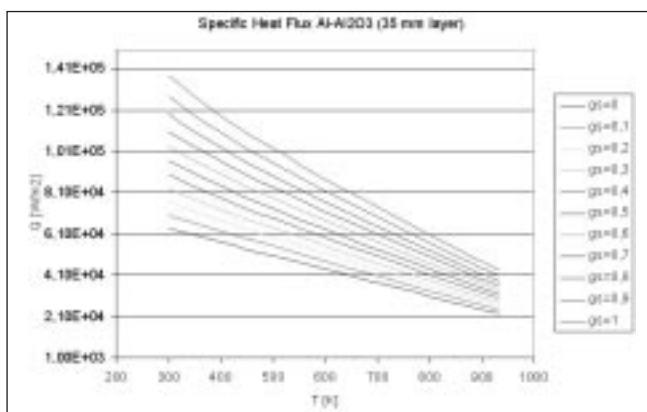


Fig. 15 – Flusso entalpico specifico che il materiale è in grado di assorbire, in presenza di uno strato superficiale di  $Al_2O_3$  dello spessore di 35 mm.

Fig. 15 – Variation of the specific heat flux absorbed by the metal per square meter of exposed surface, as function of metal temperature, solid / liquid mixture composition and in presence of an  $Al_2O_3$  layer of 35 mm thickness.

rilevante nella riduzione della capacità di scambio termico, nel caso in cui siamo impiegati detti sistemi di movimentazione.

In tal caso, infatti, è necessario fare riferimento a valori di conducibilità termica propri non della fase liquida, bensì paragonabili a quelli dell'alluminio solido ad elevata temperatura. Questo comporta il fatto che l'effetto di riduzione della capacità di trasferimento termico, causata dalla presenza dell' $Al_2O_3$ , sia maggiormente efficace proprio in virtù del parziale miglioramento che si potrebbe potenzialmente ottenere grazie all'impiego di detti sistemi.

Per rendere un'idea il più generale possibile dei risultati conseguiti, di seguito si riportano i valori dei flussi termici precedentemente calcolati, espressi questa volta in termini di energia specifica che il materiale può assorbire per unità di superficie.

In tal modo essi possono costituire un valido ausilio durante l'analisi di un ciclo fusorio, quali che siano le caratteristiche geometriche del forno stesso.

### CONSIDERAZIONI CONCLUSIVE

I risultati conseguiti durante le analisi illustrate permettono di individuare, attraverso una più approfondita comprensione dell'andamento delle fasi fusorie, alcuni campi di applicazione, entro i quali la tecnologia di combustione in ossigeno puro possa essere presa in considerazione, quale sistema per incrementare l'efficienza dei forni a riverbero.

Per quanto concerne i forni rotativi, viceversa, essendo questi eserciti in presenza di uno strato di sale a protezione del materiale caricato (in quantità compresa tra il 10% ed il 35%) l'applicazione di sistemi di combustione in ossigeno puro potrebbe ritenersi una tecnologia ormai assodata.

Tuttavia, una migliore capacità di valutare l'andamento delle proprietà di scambio termico all'interno del forno permette di ottimizzare i consumi sia di ossigeno che di combustibile, consentendo una specifica progettazione del bruciatore ossigeno-combustibile, adeguata al forno ed al processo fusorio, tale da definire delle più idonee "curve di riscaldamento", che si adattino in modo appropriato alle proprietà dei materiali caricati durante la loro evoluzione.

#### Forno a riverbero senza sistemi di movimentazione del bagno, con una quota consistente di Al liquido residuo alla fine del ciclo fusorio

In queste condizioni operative è importante valutare la composizione del materiale caricato, espressa come rapporto tra alluminio solido e alluminio già fuso, e la sua evoluzione nel tempo: al diminuire della percentuale di solido caricato, infatti, si assiste ad una drastica riduzione della capacità di assorbire energia da parte del materiale.

L'impiego di un bruciatore ossigeno-combustibile si rivela una scelta che deve essere analizzata approfonditamente, poiché l'alluminio, in dette condizioni, può non essere in grado di assorbire al proprio interno un elevato flusso entalpico. Si deve dunque appurare se esista la concreta necessità di "immettere nel sistema-forno" una superiore quantità di energia, rispetto ai sistemi di combustione tradizionali, poiché essa potrebbe risultare sprecata (persa nei fumi) o dannosa per le strutture (materiale refrattario sottoposto ad un sovraccarico di energia).

#### Forno a riverbero senza sistemi di movimentazione del bagno, con carica a suola secca

Poiché il ciclo fusorio parte da una carica metallica completamente solida, è possibile impiegare sistemi di combustione *oxy-fuel* per promuovere la fase fusoria del ciclo. Una volta che tutto il metallo sia divenuto liquido, viceversa, sarebbe conveniente adottare un sistema di combustione tradi-

zionale ad aria durante le fasi di affinaggio e mantenimento. Il bruciatore più congeniale per questa tipologia di condizioni operative, dunque, dovrebbe essere un sistema misto, in grado di operare secondo due distinte modalità di funzionamento: ossigeno-combustibile a potenzialità variabile o aria-combustibile a potenzialità fissa.

**Forno a riverbero con sistemi di movimentazione del bagno ( di norma non completamente scaricati alla fine di ogni ciclo)**

Questa tipologia di forni, per come è concepita, consente l'impiego di sistemi di combustione in ossigeno puro durante l'intera durata del ciclo fusorio, poiché il valore della conducibilità termica media dell'alluminio è sufficientemente elevato da garantire un sufficiente grado di assorbimento dell'energia da parte della carica, nonostante le elevate proprietà emissive del materiale in fase fusa.

**ESEMPIO DI APPLICAZIONE  
DELLE ANALISI DI MODELLAZIONE TERMODINAMICA  
AD UN CASO PRATICO: FORNO FUSORIO ROTATIVO  
PER AL DA 60 t DI CAPACITÀ**

**Analisi dei flussi entalpici  
entro la "camera di combustione"**

Al fine di poter definire l'entità e l'evoluzione dei flussi entalpici all'interno del forno durante l'intero ciclo fusorio, è necessario realizzare una stima della temperatura della "camera di combustione", dalla quale il materiale caricato, sale e rottami di alluminio, riceve energia.

Questa è di fatto costituita dalla zona superiore libera del forno, attraversata dai prodotti di combustione costituenti la fiamma e dai gas esausti in ricircolazione.

La definizione di una temperatura media di riferimento, in prima approssimazione costante durante il ciclo fusorio, permette di stabilire la variazione dei flussi entalpici verso l'alluminio, in funzione della variazione di temperatura del materiale caricato.

Il procedimento adottato per giungere ad una stima della

temperatura della miscela gassosa è quello suggerito da Koltenko et al.(1999).

Assumendo la temperatura interna delle pareti del forno costante durante il processo fusorio, è infatti possibile rappresentare lo scambio termico tra gas-refrattario e refrattario-materiale caricato attraverso un bilancio complessivo come illustrato in Fig.16.

**Modalità di scambio termico**

Il flusso entalpico tra gas ad elevata temperatura e superfici solide lambite è dovuto essenzialmente a fenomeni di trasmissione di energia per via convettiva e radiativa.

Nel caso della tecnologia di combustione in ossigeno puro, sarebbe necessario includere un ulteriore modalità di trasmissione, legata ai fenomeni di *impingement*. Le specie radicaliche formatesi all'interno della fiamma a causa della elevata temperatura, infatti, liberano una notevole quantità di energia, ricombinandosi, durante l'impatto su delle superfici solide.

Tali fenomeni possono essere considerati importanti durante le prime fasi del ciclo, quando il rottame solido caricato, disposto in modo disomogeneo nel forno, potrebbe essere investito dalla fiamma del bruciatore. Tuttavia l'entità di tale flusso entalpico rimane di difficile quantificazione e per il momento viene trascurata, vista l'esiguità del periodo d'influenza.

L'energia scambiata a seguito di fenomeni di natura convettiva, per unità di superficie, può essere in generale valutata attraverso la relazione

$$\dot{q}_{CNV} = h_{CNV} \cdot (T_G - T_S)$$

dove con  $T_G$  e  $T_S$  si indicano rispettivamente le temperature del gas e della superficie lambita. Il calcolo del coefficiente di scambio  $h_{CNV}$ , vista l'elevata turbolenza dei gas esausti, può essere eseguito a partire dai dati termofluidodinamici della miscela gassosa e da una stima delle velocità di circolazione dei gas all'interno del forno.

Il flusso termico dovuto all'irraggiamento dalla superficie del refrattario verso la carica è strettamente correlato alle temperature dei due corpi, alle rispettive proprietà emissive ed alla modalità con cui questi si affacciano.

Il flusso termico radiativo tra gas e refrattario viene valutato attraverso la relazione utilizzata da Hottel e Sarofim

$$\dot{q}_{GW} = \sigma \cdot (\epsilon_G \cdot T_G^4 - \alpha_{GW} \cdot T_W^4)$$

Il valore dell'emissività del gas  $\epsilon_G$  e dell'assorbività  $\alpha_{GW}$  sono fortemente legati alle pressioni parziali di  $CO_2$  e  $H_2O$  nei gas esausti e possono essere ottenuti attraverso delle relazioni empiriche.

In Fig.17 si riporta a titolo d'esempio l'andamento del coefficiente di emissività della fiamma di un bruciatore ossigeno-metano, calcolata supponendo essa sia formata esclusivamente da  $CO_2$  e  $H_2O$ .

**Consistenza del modello teorico realizzato: corrispondenza tra dati sperimentali e valori teorici**

La simulazione termodinamica degli aspetti legati alla combustione, associata alle analisi precedentemente descritte in merito all'andamento della conducibilità termica dei materiali caricati nel forno, hanno permesso di definire un modello consistente di analisi predittiva dei cicli fusori al forno rotativo. I risultati della indagine teorica, infatti, si discostano dai valori sperimentali in modo poco significativo, se paragonato alle necessarie ipotesi semplificative eseguite e al grado di accuratezza con il quale il problema è stato affrontato.

In Fig.18 sono riportati alcuni dati, approssimati, utili a dimostrare la validità del modello e ad introdurre alcune con-

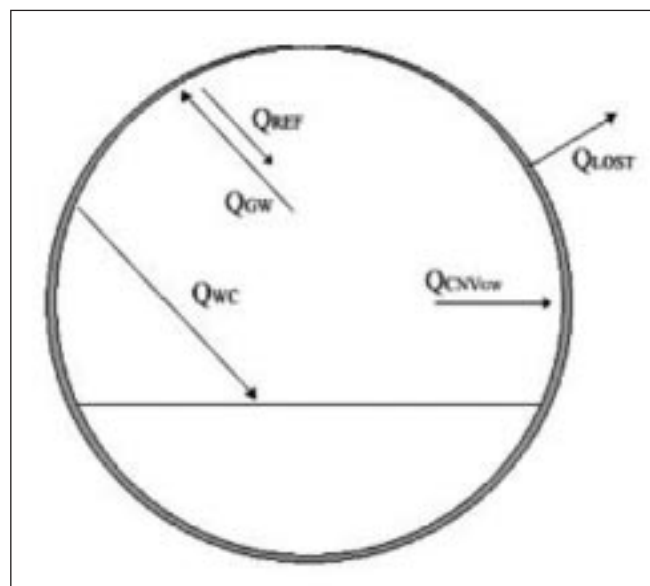


Fig. 16 – Schema dei flussi termici interni al forno:  $Q_{WC}$  flusso legato all'irraggiamento tra refrattario e materiale caricato,  $Q_{GW}$  flusso legato all'irraggiamento tra gas e refrattario,  $Q_{REF}$  porzione di radiazioni respinte dal refrattario verso il gas stesso,  $Q_{CNV}$  flusso legato all'effetto convettivo tra gas e refrattario,  $Q_{LOST}$  energia persa attraverso le pareti.

Fig. 16. Schematic representation of the heat fluxes inside the rotary furnace.

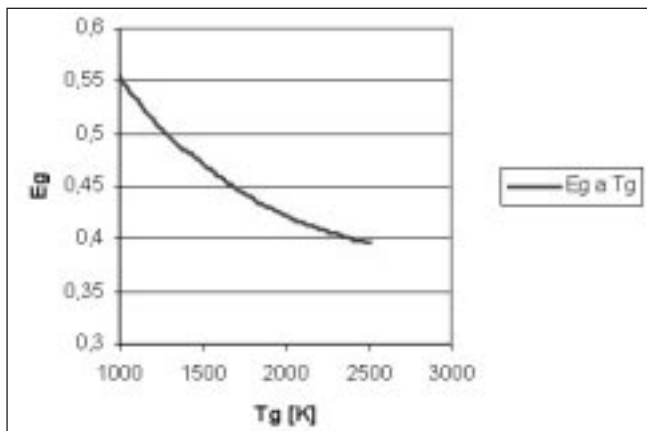


Fig. 17 – Valore dell'emissività ( $\epsilon_g$ ) della miscela gassosa in funzione della sua temperatura ( $T_g$ ).

Fig. 17 – Emissivity of the gaseous mixture in function of the gas temperature.

siderazioni in merito all'incremento dell'efficienza termica del processo legata all'impiego della tecnologia di combustione in ossigeno.

Da una prima analisi è possibile comprendere come l'adozione di sistemi di ossicombustione abbia generato significativi vantaggi in termini di efficienza termica del processo (Figg.20-21)

Complessivamente, infatti, si assiste ad una riduzione della durata del ciclo fusorio e dei consumi specifici di combustibile, oltre che a benefici "secondari" quali ad esempio la riduzione della quantità di CO<sub>2</sub> emessa nei fumi, aspetto, questo, che potrebbe divenire interessante a seguito della entrata in vigore delle nuove Direttive emanate in merito dalla Comunità Europea.

I risultati raggiunti sono legati fondamentalmente alle incrementate capacità di scambio termico (Fig.19), dovute alla superiore qualità dell'energia immessa nel sistema-forno, ottenuta impiegando sistemi di combustione in ossigeno puro.

	Caso Reale	Modello Termodinamico
Durata complessiva ciclo fusorio con sistema di combustione tradizionale aria-metano	8,5 h	8,15 h
Durata complessiva ciclo fusorio con sistema di combustione ossigeno-metano	6,5 h	6,55 h
Emissione di CO <sub>2</sub> nei fumi con sistema di combustione tradizionale aria-metano	96 kg CO <sub>2</sub> /t Al	94,8 kg CO <sub>2</sub> /t Al
Emissione di CO <sub>2</sub> nei fumi con sistema di combustione ossigeno-metano	135 kg CO <sub>2</sub> /t Al	132,8 kg CO <sub>2</sub> /t Al

Fig. 18 – Alcuni dati volti a dimostrare la consistenza del modello termodinamico elaborato per descrivere il processo fusorio.

Fig. 18 – Correspondance between experimental data and results of the model.

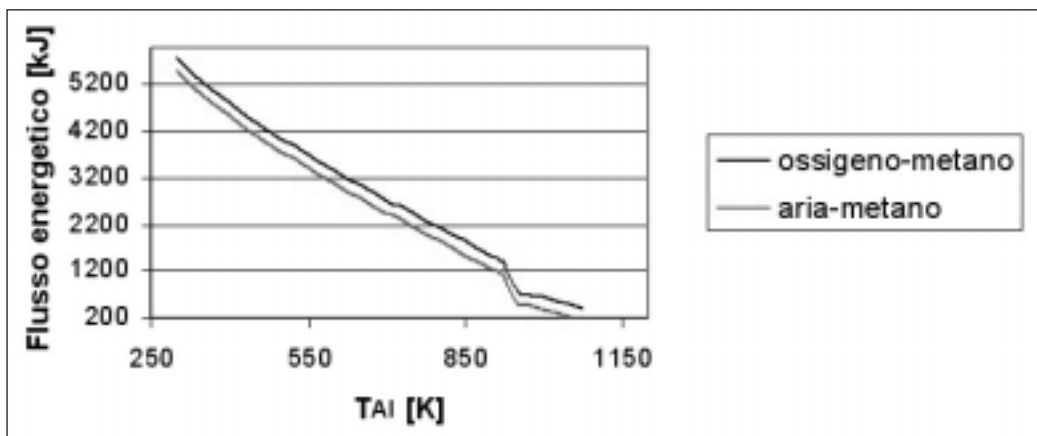


Fig. 19 – Andamento del flusso entalpico assorbito dal materiale caricato in un forno rotativo della capacità di 60 t, espresso in funzione della temperatura raggiunta dal materiale stesso.

Fig. 19 – Variation of the enthalpy flux absorbed from the material during a melting cycle.

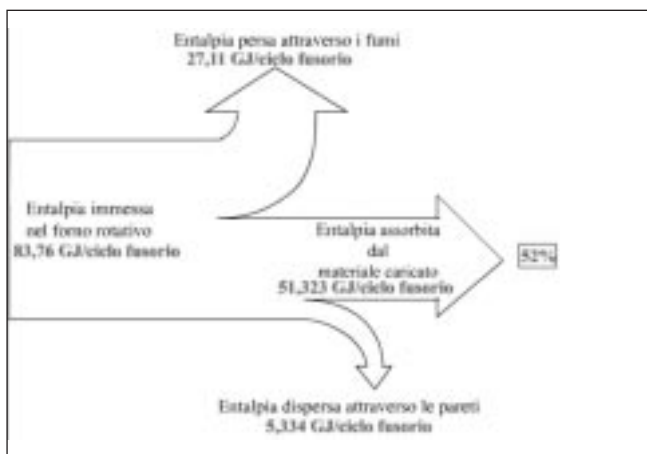


Fig. 20 – Bilancio entalpico complessivo per un forno fusorio rotativo, funzionante con bruciatore tradizionale ad aria-metano.

Fig. 20 – Global enthalpy balance for a rotary melting furnace equipped with air/N.G. burner.

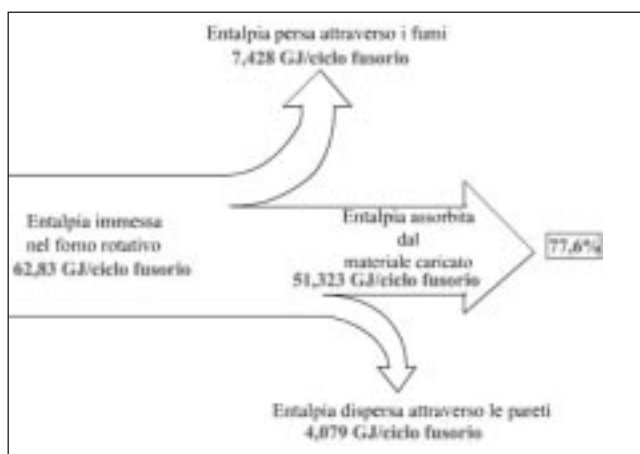


Fig. 21. Bilancio entalpico complessivo per un forno fusorio rotativo, funzionante con bruciatore ossigeno-metano.

Fig. 21. Global enthalpy balance for a rotary melting furnace equipped with O<sub>2</sub>/N.G. burner.



BIBLIOGRAFIA

1. Perry R.H., D.W. Green, "Chemical Engineer's Handbook", Mc Graw-Hill (1999)
2. Alexander W., J.F. Shackelford, "Materials Science & Engineering Handbook", CRC Press,(1980)
3. Trinks W., M. Mawhinney,"Industrial Furnaces",Vol.1, John Wiley&Sons, (1961)
4. Griswold J., "Fuels Combustion and Furnaces", Mc Graw-Hill, (1946)
5. Cone C., "Energy Management for Industrial Furnaces", John Wiley&Sons, (1980)
6. Kern D.Q., "Process Heat Transfer", Mc Graw-Hill, (1950)
7. Bird R.B., W.E. Stewart, E.N. Lightfoot, "Transport Phenomena", John Wiley&Sons, (1960)
8. Hottel H.C., A.F. Sarofim, "Radiative Transfer", Mc Graw-Hill,(1967)
9. Dente M., E. Ranzi, "Principi di ingegneria chimica", Città Studi Edizioni, (1977)
10. Darken and Gurry, "Physical Chemistry of Metals", Mc Graw-Hill, (1953)
11. Smallman R.E., "Modern physical metallurgy",Butterworths, (1976)
12. Fine H.A., G.H. Geiger, "Handbook on Material and Energy Balance Calculations in Metallurgical Process",The metallurgical society of AIME, (1979)
13. Guthrie R.I.L., "Engineering in process metallurgy" , Clarendon Press, (1989)
14. Khoei A.R., I. Masters, "Historical Data Analysis in Quality Improvement of Aluminum Recycling Process", Elsevier Science, (1999)
15. Davies S.B., I. Masters, D.T. Gethin, "Numerical modelling of a rotary alluminum recycling furnace, Elsevier Science, (2000)
16. Ebeling C., C. Axelsson , D. Coe, "Oxy-fuel Applications for Steel Reheating Furnaces", AISE Iron and Steel Exposition & Annual Convection, Cleveland (1999)
17. Gershtein V.Y., M. D'Agostini, R.J. Hewertson, "Economics of Oxygen-Based Aluminum Smelters", www.industrialheating.com, (2000)
18. Dunsing T.W., "Tips on Good Refractory Practice for Aluminum-Melting Furnaces", www.industrialheating.com, (2002)
19. Brown A., T. Ekman, C. Axelsson, "The Development and Application of Oxy-fuel Technology For Use in Heating Furnace Applications", Joint International Combustion Symposium, Kauai,Hawaii (2001)
20. Ding Y.L., R.N. Forster, J.P.K. Seville, D.J. Parker, "Some aspects of heat transfer in rolling mode rotating drums operated at low to medium temperature", Elsevier Science, (2001)
21. Baukal C.E., B. Gebhart, "Oxygen-enhanced/natural gas flame radiation", International Journal of Heat and Mass Transfer,Vol.40,(1997)
22. Baukal C.E., B. Gebhart, "A reviv of empirical flame impingement heat transfer correlations", International Journal of Heat and Fluid Flow, Vol.17, (1996)
23. Kolenko T., B. Glogovac, T. Jaklic, "An analysis of a heat transfer model for situations involving gas and surface radiative heat transfer", Communications in Numerical Methods in Engineering, (1999)
24. Suwa Y., T. Yamamoto, H. Aoki, T. Miura, "Unsteady State Numerical Simulation of The High Temperature Air Combustion in the Aluminum Melting Furnace", Ninth International Conference on Numerical Combustion, Sorrento, (2002)
25. Brauner C.M., J. Hulshof, J. Ripoll, "Existence of travelling wave solutions in a combustion-radiation model", Discrete and Continuous Dynamical Ststems-series B, Vol.1,(2001)
26. Tenorio J.A.S., D.C.R. Espinosa, "Effect of salt/oxide interaction on the process of aluminum recycling", Journal of Light Metals, Vol.2, (1996)
27. Tenorio J.A.S., M. Carboneri Carboni, D.C.R. Espinosa, "Recycling of aluminum-effect of fluoride additions on the salt viscosity and on the alumina dissolution", Journal of Light Materials, Vol.1, (2001)
28. Zhou M., D. Shu, K. Li, W.Y. Zhang, B.D. Sun, J. Wang, H.J. Ni, "Performance improvement of industrial pure aluminum treated by stirring molten fluxes", Materials Science and Engineering, A347, (2003)
29. Unlü N., M.G. Drouet, "Comparison of salt-free aluminum dross treatment processes", Resources, Conservation and Recycling, Vol.36, (2002).
30. Keramida E.P., H.H. Liakos, M.A.Founti, A.G. Boudovis, N.C.Markatos, The discrete transfer radiation model in a natural gas-fired furnace", International Journal for Numerical Methods in Fluids, Vol 34, (2000)
31. Taniguchi H., T. Ohmori, M. Iwata, N.Arai, "Numerical Study of Radiation-Convection Heat Transfer", Heat Transfer-Asian Research, Vol.31, (2002)
32. Viskanta R., "Overview of convection and radiation in high temperature gas flow", International Journal of Engineering Science, Vol.36, (1998)
33. Poirier D.R., Mc Bride E., "Thermal conductivities of hypoeutectic Al-Cu alloys during solidification and cooling", Materials Science and Engineering, A224, (1997)
34. Cardarelli F., "Materials Handbook: a concise desktop reference", Springer-Verlag (1999)
35. Saha D., Baukal. C.E., "Nonferrous Metals, in Oxygen-Enhanced Combustion," CRC Press, Boca Raton, FL, (1998)
36. West J.S., "US Experience with High Efficiency Aluminum Melting Techniques," IHEA-American Gas Association Energy Seminar, (1983)
37. Becker J.S., Heffron J.F., "The Changing Role of Oxygen-Based Combustion in Aluminum Melting", Light Metal Age, (1994)
38. Szekely J., Ewans J.W., Brimacombe J.K., "The mathematical and physicalmodelling of primary metals processing operations", John Wiley& Sons, (1988)
39. Sibley S.F., Butterman W.C.,"Metals recycling in the United States", Resources, Conservation and Recycling, Vol.15, (1995)
40. Mitsubishi Materials,"Environmental Report 2000: Environmental Business ActivitiesBased on Providing Resource Recycling Capabilities to Society ", Japan Economic Newswire, (2000)
41. Kirchner G., "Competition in aluminum scrap continues undiminished", Aluminum, Vol.76, (2000)
42. AA.VV., "The aluminum situation of the USA", Aluminum, Vol.76, (2000)
43. Zeng D.,Campbell S., "Maximizing recovery of aluminum dross", Aluminum, Vol.76, (2000)
44. Wirtz A.H., "Aluminum packaging: a contribution to sustainable development", Aluminum, Vol.76, (2000)
45. Paschen P., Althenpohl D.G. , "Secondary Aluminum is the raw material highlight of the XXI Century", Aluminum, Vol.77, (2001)

*OXY-COMBUSTION SYSTEMS IN REVERBERATORY  
AND ROTARY MELTING FURNACES  
FOR ALUMINUM RECYCLING*

**Keywords:**

**aluminium, melting processes, thermo dynamic analysis**

*The need of operational costs reduction, increase the melting capacity and to respect more strict emission limits for VOC, CO, Nox ecc, are the important reasons driving secondary aluminum producers in researching new technologies to increase the energy efficiency of their melting processes. Concerning these subjects, a particular attention have been paid to the study of new combustion systems, in order to achieve the results expected.*

*The answer have been the development of "new" oxy-fuel burners: they are so efficient to replace, in rotary furnaces, the air-natural gas burners usually installed and also it can*

*be used as "booster" or totally substitution of air burner. This oxy-combustion technology is becoming today a "new" requirement even for reverberatory melting furnaces, helping the melter in operation when the charged raw materials are dirty of oil, ecc.*

*To answer to the growing interest in the use of oxyfuel systems even for this kind of furnaces, SIAD developed a thermodynamic modelization of these furnaces, to understand which are the factors influencing the processes and in which measure they have to be considered.*

*The obtained results, validated applying the same kind of analysis at the rotary furnace case, allow to identify the advantages obtained in both cases (reverberatory and rotary furnaces) by the new oxy-fuel burners designed.*

*The accuracy of this study, based on thermodynamic properties and heat transfer inside the furnaces, let us to define a range of working condition, optimal for the melting process and safe for the furnace's structure.*