

転炉内二次燃焼に及ぼす炉内水素濃度の影響

奥山 悟郎*・山田 敏雄*・岸本 康夫*・山本 和弘*²・林 直樹*²・山下 博史*²

Influence of Hydrogen Content on Post Combustion in Converter

Goro OKUYAMA, Toshio YAMADA, Yasuo KISHIMOTO, Kazuhiro YAMAMOTO, Naoki HAYASHI and Hiroshi YAMASHITA

Synopsis : In this study, numerical simulation of high temperature combustion in CO-H₂ mixture with oxygen jet has been conducted to consider post combustion in a converter for steel making process. In the numerical model, a detailed reaction model and mixture fraction model were used. The flammability characteristics and flame structure were compared between both calculation results. The influence of H₂ content in the mixture and the reaction mechanism of the combustion were discussed. In mixture fraction model, the post combustion ratio decrease with an increase of H₂ content, but the influence of H₂ content on post combustion ratio is small. On the other hand, in the detailed reaction model, the influence H₂ content on post combustion ratio is bigger, and the post combustion ratio takes its maximum when the molar hydrogen concentration is 2%. When the molar hydrogen concentration is 20% in CO-H₂ mixture, CO₂ is decomposed around the edge of combustion zone, where the endothermic reaction occurs. Resultantly, the temperature in the downstream region is reduced. In the CO-H₂ combustion, water vapor is also decomposed by the shift reaction through CO+H₂O → CO₂+H₂.

Key words: numerical analysis; jet flame; diffusion flame; high temperature combustion; hydrogen.

1. 緒言

転炉において熱余裕度を向上するために、上吹き酸素の二次燃焼は重要な熱源であり、その増大が課題となっている。そこで従来から高い二次燃焼率が得られるノズルの開発などが行われている^{1,2)}。転炉内で二次燃焼を効率的に向上させるためには、ノズルから吹込んだ酸素の流動やCOとの反応挙動の解析が重要となる。しかしながら、上底吹き酸素の吹込み条件³⁾や使用する炭材の種類⁴⁾などにより、二次燃焼挙動が大きく変化する。特に溶融還元吹錬においては揮発成分の高い炭材を用いた場合に二次燃焼が低下することが知られているが⁴⁻⁶⁾、転炉内部の各化学種の濃度を計測し、反応を実験的に検討することは非常に困難である。

そこで数値計算を行い、転炉内の二次燃焼挙動を検討する試みがなされている。ただし、それらの大部分は反応速度を無限大として、ガス成分の混合分率からCO-CO₂-O₂の平衡を仮定したモデル^{7,8)}や火炎面モデル⁹⁾にもとづいた研究がほとんどである。また、炭材の揮発成分を考慮した数値計算を行い、二次燃焼挙動を解析した研究例⁴⁾もあるが、揮発分を由来とするH₂が関連する反応は平衡を仮定している。一方、二次燃焼反応をCO+1/2O₂→COとした総括1段反応の有限反応モデルを用いて転炉内の二次燃焼挙動を検討した解析例¹⁰⁾も存在する。Yamamotoらは¹¹⁾、

総括1段反応の有限反応速度モデルと火炎面モデルを用いて転炉内のCOの燃焼反応を検討し、両者の燃焼挙動が大きく異なることを示している。ただし、燃焼反応にはCOに関する総括1段反応モデルを用いており、転炉内に存在するH₂の影響を考慮していない。炭材中の揮発成分の影響などを考慮するには、総括1段反応モデルではなく、少なくともH₂を考慮した数値解析が必要である。特に、実際の反応経路や二次燃焼挙動の解明には、多数の素反応から成る詳細素反応機構を用いた検討が不可欠であると思われる。

そこで本研究では、転炉内の二次燃焼を想定して、燃焼工学の分野で広く用いられている詳細素反応機構を用いて、高温のCO-H₂混合ガスと酸素の燃焼場の数値解析を行い、混合ガス中のH₂濃度の影響や反応機構を調べた。また、従来から用いられている反応速度を無限大と仮定した混合分率(化学平衡)モデルでも同様に数値計算を行い、モデルによる違いについて検討した。

2. 炭材種による炉内二次燃焼挙動

Cr 鋳石溶融還元吹錬において使用する炭材種による炉内での二次燃焼挙動をまず実験により調べた。Table 1に吹錬に用いた炭材の成分を示す。炭材中の揮発成分濃度は、体積濃度で炭材Aが5.3%、炭材Bが1.8%である。

平成22年10月29日受付 平成22年12月7日受理 (Received on Oct. 29, 2010; Accepted on Dec. 7, 2010)

* JFEスチール株式会社スチール研究所 (JFE Steel, 1 Kawasaki-cho, Chuo-ku, Chiba 260-0835)

*2 名古屋大学大学院工学研究科 (Graduate School of Engineering, Nagoya University)

実験は実機 180t の上底吹き転炉である溶融還元炉¹²⁾で行った。吹錬は炭材種によらず炭材投入速度、上吹き酸素流量、底吹き酸素流量およびランス高さは同一で実施した。

また、炉内での二次燃焼率を調査するために煙道内での排ガス組成を計測した。そして、排ガス中の N₂ 濃度から、炉口燃焼分を考慮して、炉内二次燃焼率を算出した。また、排ガス組成や二次燃焼率はクロム鉱石と炭材を添加している溶融還元期の平均値と比較をした。炭材種による吹錬時の排ガス中の H₂ と H₂O の濃度の和を求めた結果を比較して Fig. 1 に示す。揮発成分の多い炭材 A は、(H₂+H₂O) の濃度が高く、揮発成分に起因する炉内の H₂ 量が多くなることからわかる。揮発成分は一般的に CH₄ などの炭化水素ガスを含有するが、高温炉内で分解されるため大部分が H₂ ガスとして存在するようになるものと考えられる。また、H₂O は原料に含有する水分に起因するものも含まれるが、揮発性分に起因する H₂ が上吹き酸素などで燃焼したものである。

Fig. 2 に炉内における (H₂+H₂O) の濃度と炉内二次燃焼率の関係を示す。ここでは H₂ の燃焼を考慮し、炉内二次燃

Table 1. Composition of coal.

| | | Coal A | Coal B |
|-----------------|-----|--------|--------|
| FC | (%) | 89.5 | 91.0 |
| Ash | (%) | 4.9 | 6.8 |
| Volatile matter | (%) | 5.3 | 1.8 |

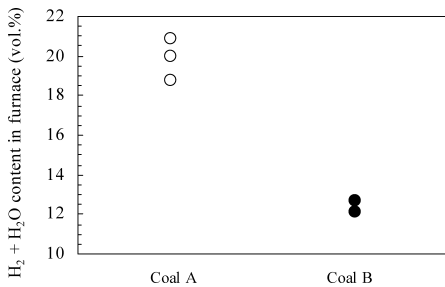


Fig. 1. Comparison of (H₂+H₂O) content in furnace by coal.

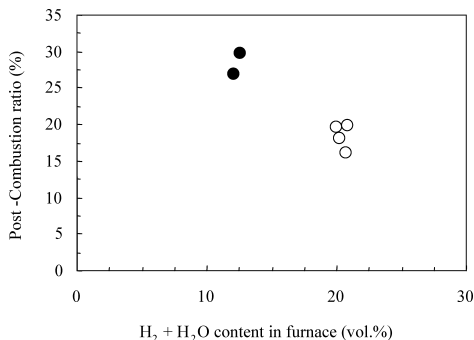


Fig. 2. Relationship between Post combustion ratio and (H₂+H₂O) content in furnace.

焼率を (1) 式により求めた。

$$PCR (\%) = \frac{(Q_{CO_2} + Q_{H_2O})}{(Q_{CO_2} + Q_{H_2O} + Q_{CO} + Q_{H_2})} \times 100 \dots\dots\dots (1)$$

ここで Q は、ガスの流量である。これによると、炉内の (H₂+H₂O) の濃度の増加により二次燃焼率が低下することがわかる。上述のように、炉内における (H₂+H₂O) の濃度は炭材の揮発成分に起因するものであり、揮発成分の多い炭材を用いた時に二次燃焼率が低下するという従来の報告と同様の傾向を示した^{4,6)}。しかしながら、その理由については定性的な説明にとどまっており、炉内の H₂ による実際の反応経路や二次燃焼挙動の解明が十分ではない。そこで今回は、溶融還元吹錬における転炉内の二次燃焼を想定し、高温の CO-H₂ 混合ガスと酸素の燃焼場の数値計算を行い、CO-H₂ 混合ガスの着火特性や酸素噴流の二次燃焼の反応機構について検討した。

3. 解析モデルと計算方法

本研究で用いた計算領域を Fig. 3 に示す。解析は二次元軸対称とし、酸素ノズル出口の中心を座標の原点とし、半径方向に r 軸、高さ方向に z 軸とした。実炉では酸素噴流の平均流速を 200~300 m/s とし、ランス高さを 3~5 m とした場合、ノズルから噴出した酸素が溶鋼表面に到達するまでの時間は 0.010~0.025 s と見積もられる。本研究では転炉における二次燃焼の反応機構を調べることを目的としているため、酸素噴流と周囲の CO ガスとの反応時間のオーダーを実炉に合わせる必要がある。そこで、本計算では z 軸方向距離 100 mm の計算領域に対し、実炉において酸素噴流が溶鋼表面に到達する時間と同程度の 0.017 s となるよう、中央部のノズルから 300 K の酸素を平均速度 6 m/s で噴出した。酸素噴流の周囲からは燃料として 1873 K の CO-H₂ の混合ガスを一様な速度 20 m/s で噴出させる。本研究は、

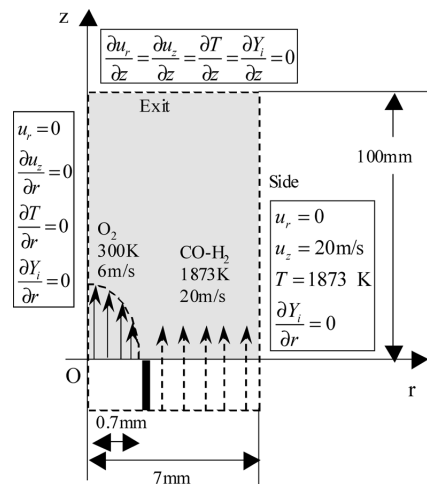


Fig. 3. Computational domain.

二次燃焼におよぼすH₂濃度の影響についての反応メカニズムを解明することを主眼としている。そのため、酸素とCO-H₂の流れ方向による燃焼へ影響は、火炎形状が変化するという事は考えられるが、本質的な問題ではないと判断した。また、CO-H₂混合ガスのH₂濃度は0から20%とした。これ以降、濃度はすべて体積分率である。

支配方程式を式(2)~(6)に示す、連続の式(2)式、ナビエ・ストークス方程式(3)式、エネルギー方程式(4)式、各化学種の保存式(5)式および理想気体の状態方程式(6)式である。

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u}) = 0 \quad \dots\dots\dots(2)$$

$$\frac{\partial (\rho \mathbf{u})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u} \mathbf{u}) + \nabla \cdot (\mathbf{P}) + \rho \mathbf{g} = 0 \quad \dots\dots\dots(3)$$

$$\frac{\partial (\rho Y_i)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u} Y_i) - \nabla \cdot (\rho D_i \nabla Y_i) - w_i = 0 \quad \dots\dots\dots(4)$$

$$\frac{\partial (\rho T)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u} T) - \frac{1}{c_p} \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + \frac{1}{c_p} \sum_i h_i w_i + \frac{\rho}{c_p} \sum_i (c_{p,i} D_i \nabla Y_i \cdot \nabla T) = 0 \quad \dots\dots\dots(5)$$

$$p = \rho R^0 T \sum_i \frac{Y_i}{m_i} \quad \dots\dots\dots(6)$$

ここで、 ρ は密度、 T は温度、 c_p は定圧比熱、 λ は熱伝導率、 Y_i 、 D_i 、 h_i 、 w_i はそれぞれ成分*i*の質量分率、拡散係数、比エンタルピー、質量生成速度を示す。また、化学種の保存式においてSoret効果(熱拡散)、圧力拡散は無視し、エネルギー保存式においてDufour効果、輻射、粘性散逸および圧力仕事 Dp/Dt を無視している。これらの支配方程式を有限体積法により離散化した。対流項には一次風上差分法、時間展開には一次陰解法を適用した。境界条件については、Fig. 3に示している。具体的には、*r*軸に軸対称境界、出口は自由流境界、側面では*z*方向流速20 m/s、温度1873K、化学種成分の濃度勾配をゼロとした。

また、化学反応機構には、Saxena¹³⁾らの11成分、30反応を考慮したCO-H₂の詳細素反応機構(有限反応速度モデル)と、混合分率モデル(反応速度無限大モデル)を用いた。比熱などの物性値はJANAF table¹⁴⁾の値を参考にし、輸送係数についてはSmookeら¹⁵⁾のSimplified Transport Modelを用いた。

混合分率と混合分率の保存式は下記のように表される。

$$f = \frac{Y_i - Y_{i,ox}}{Y_{i,fuel} - Y_{i,ox}} \quad \dots\dots\dots(7)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho f) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u} f) = \nabla \cdot \left(\frac{\mu_t}{\sigma_t} \nabla f \right) \quad \dots\dots\dots(8)$$

ここで、 f は元素*i*の混合分率、 μ_t は乱流粘度、 σ_t は乱流プラントル数である。温度および各化学種の質量分率は、

化学平衡状態をもとに混合分率から算出した¹⁶⁾。

また、上記での解析とは別に、CO-H₂-O₂混合ガスの着火時間を見積るために、詳細素反応機構を用いて均一系での燃焼計算を実施した。その際、ガスの流動は考慮せず、(4)式の化学種の連続方程式と(5)のエネルギー方程式のみを用いた。

さらに、本研究では酸素噴流と高温のCO-H₂ガスが接触、混合し、反応域が高温となることで着火させ、特に着火するための境界条件は設けていない。

4. 計算結果および考察

4.1 有限反応速度モデルを用いたときのCO-H₂-O₂の混合ガスの着火時間

酸素噴流と炉内雰囲気の高温CO-H₂ガスが混合し、着火し燃焼するまでの時間を見積るために、CO-H₂-O₂の混合ガスの着火時間を算出した。計算では300Kの酸素ガスと1873KのCOもしくはCO-H₂ガスが、均一に混合したときのガス組成および温度を初期条件とした。計算に用いた初期条件をTable 2に示す。

ここで、 C_i は体積濃度の値を示している。条件Aは酸素噴流のごく近傍のガス組成を想定し、300Kの酸素ガスと1873KのCOガスが化学量論比(O₂:CO=1:2)で混合している場合である。条件Bは酸素噴流外周部近傍の酸素濃度の低いガス組成を想定し、酸素とCOの混合比を1:10とした。また、条件Cは揮発分を含有する石炭等を使用する溶融還元電鍍でのH₂を含むガス組成を想定し、300Kの酸素ガスと1873KのCO-H₂のガスが条件Aと同様に化学量論比(O₂:CO-H₂=1:2)で混合した場合である。ただし、CO-H₂のガスのうち水素は体積濃度で10%含まれている。

Fig. 4に各条件での反応時間と温度の関係を示す。また、図中に上吹きランスのノズルから超音速で吹付けられる酸素噴流が、溶鋼表面に到達するまでの時間を示した。

これによると、各初期条件で反応開始から所定の反応時間を経て、急激に温度が上昇し、その後一定になっている。急激に温度が上昇するまでの時間を着火時間とすると、初期条件により着火時間が大きく変化することがわかる。H₂を含有した条件Cでは、初期温度が同一のH₂を含まない条件Aよりも着火時間が4桁程度小さくなり、混合ガスの着火が非常に早く起こることがわかる。さらに、H₂

Table 2. Initial conditions for calculation of mixture.

| | A | B | C |
|---------------------|------|------|------|
| C _{O2} (%) | 33.3 | 10.3 | 33.3 |
| C _{CO} (%) | 66.7 | 89.7 | 60.6 |
| C _{H2} (%) | 0 | 0 | 6.1 |
| Temp. (K) | 1349 | 1730 | 1349 |

を含む条件Cでは、酸素噴流が溶鋼表面へ到達する時間と比較すると、着火時間は2桁程度小さくなるが、 H_2 を含まない場合には酸素噴流の到達時間と同等かもしくは着火時間が大幅に大きくなり、COガスだけでは非常に燃焼しにくいことが示唆された。

実際の燃焼場では、Saxena¹³⁾が与えたような詳細な反応が起きていると推定される。COガスを主体とした二次燃焼挙動は、ガスの組成により着火時間が大きく変化することがわかったため、従来多く用いられていた反応速度無限大を仮定した混合分率モデルを適用した場合は、実際の燃焼挙動とは大きく異なるものと思われる。そこで次節において、詳細素反応機構および混合分率モデルを用いた数値計算の結果を説明し、両者の違いについて検討した。

4.2 混合分率モデルと詳細素反応機構による二次燃焼挙動の比較

Fig. 5, 6に雰囲気中の H_2 濃度が0.2%および20% (CO濃

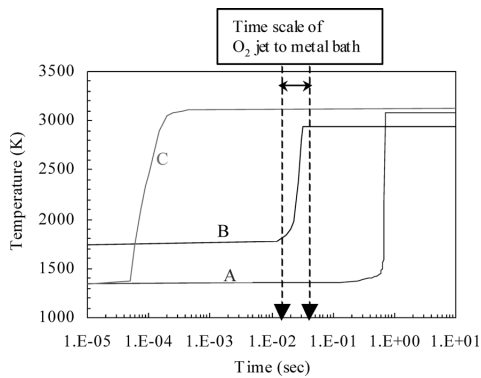


Fig. 4. Relation between gas temperature and reaction time using detailed reaction model.

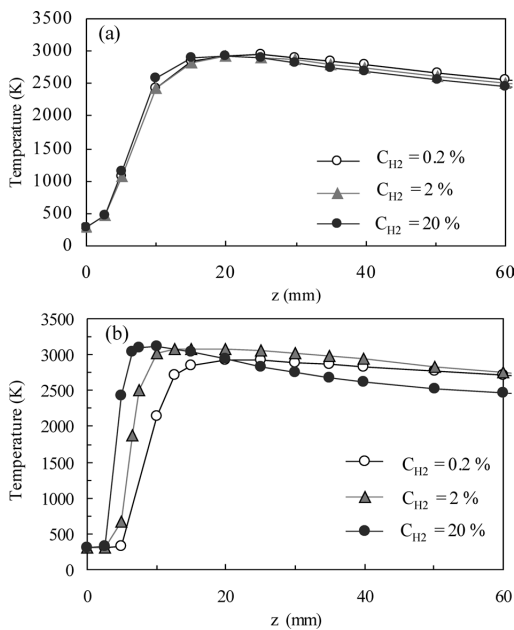


Fig. 6. Distributions of temperature model along z direction at $r=0$ mm; (a) mixture fraction model, (b) detailed reaction model.

度はそれぞれ99.8%および80%)における燃焼場の温度分布と中心軸上における温度変化の比較を示す。(a)は混合分率モデル、(b)は詳細素反応機構を用いて計算した結果をそれぞれ示している。

これによると、混合分率モデルを用いた場合、雰囲気中の H_2 濃度による温度分布への影響は小さいことがわかる。一方で、詳細素反応機構を用いた場合は、雰囲気中の H_2 濃度の影響が大きく、 H_2 濃度が高くなると初期の温度上昇が速くなり、その結果、高温領域の位置が酸素噴流の上流側に移動することがわかる。また、雰囲気中の H_2 濃度が20%の場合、温度が最大値に達した後は温度低下が顕著であり、他の条件よりも下流域の温度が低くなった。

Fig. 7に中心軸上温度の軸方向の変化率(dT/dz)を示す。ここで、(a)は混合分率モデル、(b)は詳細素反応機構による計算結果を示す。どちらのモデルの場合も、雰囲気中の H_2 濃度が高いほど温度低下が大きくなるのがわかる。ただし、詳細素反応機構を用いた場合は H_2 濃度による温度低下がより顕著であることがわかった。例えば、 $z>30$ mmの領域では、既燃ガスの温度低下が $-10\sim-5$ K/mmとなった。これに対し、 H_2 濃度が20%の場合では、 $z=20$ mm付近の領域での温度変化が -20 K/mmとなった。

Fig. 8に中心軸上の酸素濃度分布を示す。(a)は混合分率モデル、(b)は詳細素反応機構での計算結果を示す。混合分率モデルの場合、雰囲気中の H_2 濃度が20%のときは酸

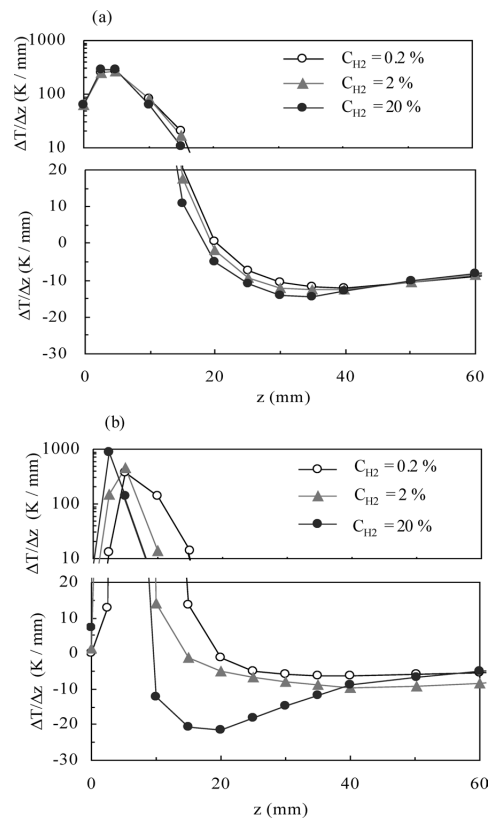


Fig. 7. Distributions of temperature along z direction at $r=0$ mm; (a) mixture fraction model, (b) detailed reaction model.

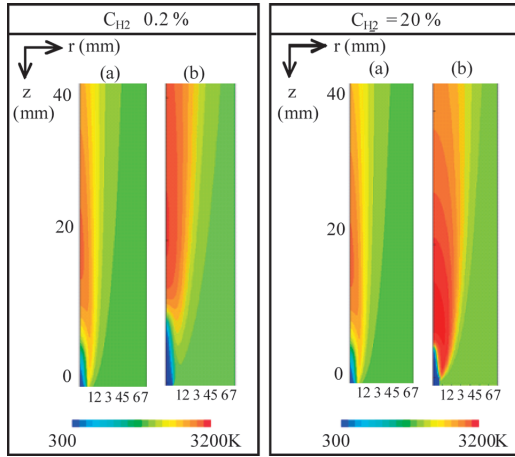


Fig. 5. Distributions of temperature; (a) mixture fraction model, (b) detailed reaction model.

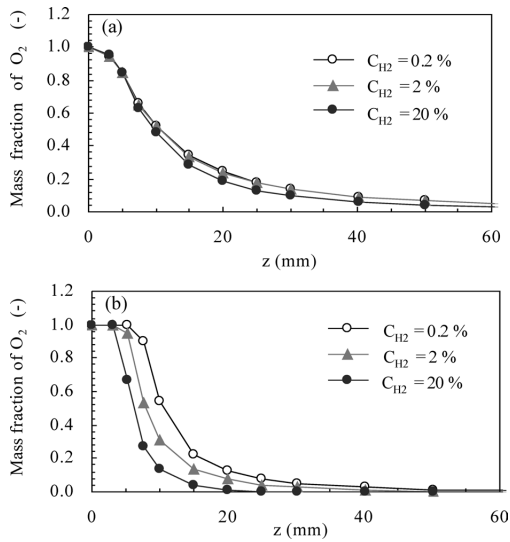


Fig. 8. Distributions of O₂ mass fraction along z direction at r=0 mm; (a) mixture fraction model, (b) detailed reaction model.

素濃度の減少が大きくなるが、Fig. 6で示した温度分布と同じようにH₂濃度の影響はおおむね小さい。一方で、詳細素反応機構の場合には、酸素濃度の変化における雰囲気中のH₂濃度の影響が大きく、H₂濃度が高いほど酸素の消費が速くなることがわかった。Fig. 6(b)においても、H₂濃度が高いほどz<10mmにおける初期の温度増加が大きくなっており、雰囲気中H₂により燃焼が促進されることがわかった。

Fig. 9および10に雰囲気中のH₂濃度が0.2%および20%での燃焼場のCO₂およびH₂O濃度分布を示す。図の(a)は混合分率モデル、(b)は詳細素反応機構を用いて算出した場合の計算結果である。(a)の混合分率モデルの場合では雰囲気中H₂濃度の影響により、CO₂濃度の絶対値に差異はあるものの、CO₂濃度が最大となる位置はどちらもz=15~20mmの領域であった。これに対し、(b)の詳細素反応機構の場合では、H₂濃度によりCO₂濃度分布は大き

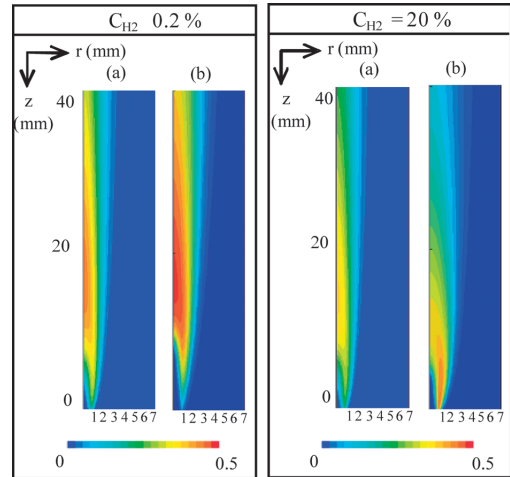


Fig. 9. Distributions of CO₂ mass fraction; (a) mixture fraction model, (b) detailed reaction model.

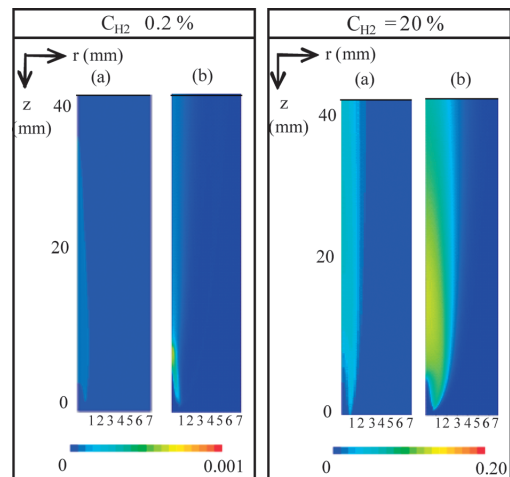


Fig. 10. Distributions of H₂O mass fraction; (a) mixture fraction model, (b) detailed reaction model.

く変化した。特にH₂濃度が20%では、CO₂濃度の最大値は酸素噴流の上流側に位置するものの、下流域では急激にCO₂濃度が低下した。また、H₂濃度によりH₂O濃度分布が変化することがわかった。H₂濃度が高いほど生成されるH₂Oの量が増えるためである。ただし、いずれのモデルでもH₂Oの濃度が最大となる位置は中心軸上に存在した。

以上の結果から、それぞれのモデルのガス組成分布をもとにz=50mmの断面における二次燃焼率(Post Combustion Ratio)を算出した。Fig.11に雰囲気中H₂濃度と二次燃焼率の関係を示す。二次燃焼率は式(1)を用いて算出した。

混合分率モデルを用いた場合、雰囲気中のH₂濃度を増加させると二次燃焼は常に減少することがわかった。これは、従来報告されている平衡反応を仮定した研究⁴⁾と同様である。これに対し、詳細素反応機構を用いた場合は異なる傾向を示した。まず、H₂濃度が2%までは雰囲気H₂濃度の増加により二次燃焼が促進された。H₂濃度が非常に低い場合は、Fig. 4で示したように反応が停滞するためであ

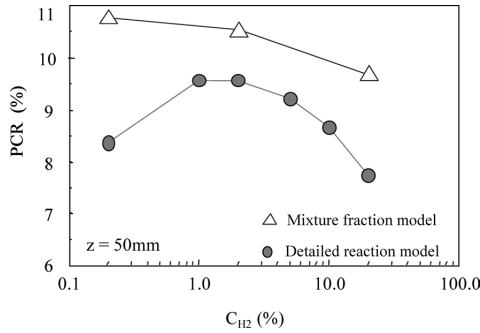


Fig. 11. Relationship between H₂ content and post combustion ratio (PCR); (a) mixture fraction model, (b) detailed reaction model.

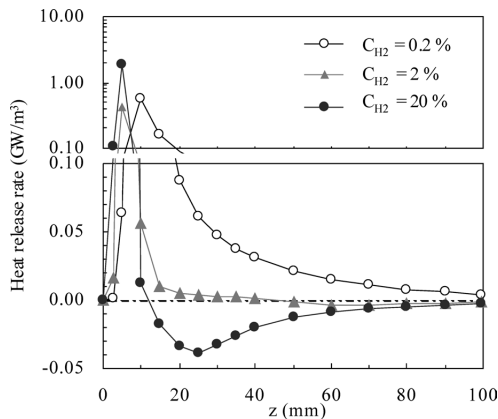


Fig. 12. Distributions of heat release rate along z direction at r=0 mm using a detailed reaction model.

ると考えられる。ただし、H₂濃度が2%以上になると混合分率モデルと同様に二次燃焼率は逆に低下した。これは Fig. 2 で示した実機と同様の結果になった。これより、詳細反応モデルを用いた場合には、H₂濃度が2%の時に二次燃焼率が最大になることが分かった。

4・3 二次燃焼に及ぼす水素濃度の影響

雰囲気ガス中のH₂濃度が高くなると二次燃焼率が低下する理由を考察するために、詳細素反応機構を用いて水素濃度を変化させた計算を行い、結果について詳細に検討した。まず、Fig.12に中心軸上の熱発生速度分布を示す。水素濃度は、0.2、2、20%である。いずれの場合も、熱発生速度の最大値は10mm付近の上流側にある。ただし、その後の熱発生速度の変化が水素濃度により大きく異なることがわかった。すなわち、水素濃度が0.2%の場合は、熱発生速度の低下は他の条件よりも緩やかであり、計算領域内において中心軸上の熱発生速度は常に正の値であった。しかし、水素濃度が高くなると熱発生速度の減少が大きくなり、特に水素濃度が20%ではz>10mmの領域で負の値をとり、吸熱反応を示した。この結果を、Fig. 7(b)で示した温度の軸方向の変化率と比較すると、吸熱反応の領域が温度低下が大きい領域におおむね一致した。したがって、水素濃度が20%のときは吸熱反応が起こり、温度低下が顕著に

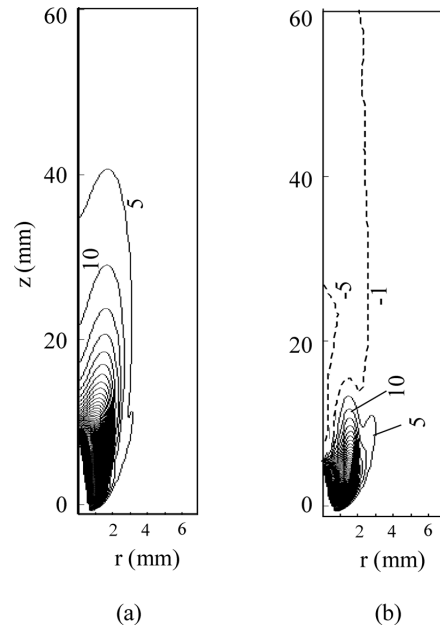
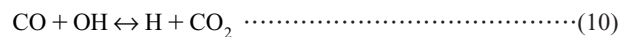
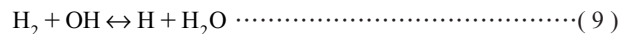


Fig. 13. Distributions of CO₂ production rate using a detailed reaction model at (a) C_{H₂}=0.2%, (b) C_{H₂}=20%.

なったことがわかった。

次に、下流域で吸熱反応が起こる原因について検討した。Fig.13に水素濃度が0.2%および20%のときに得られたCO₂の質量生成速度の分布を示す。図には等値線を記入しており、実線はCO₂の生成速度を表す正の領域、点線は消費速度を表す負の領域を示している。これによると、周囲流中のH₂濃度によらず、CO₂の生成速度は酸素噴流の周囲において正の値になっており、この付近ではCO₂が生成されていた。しかしながら、周囲流中のH₂濃度が20%のときは、下流域の中心軸近傍でCO₂の生成速度が負の値になっており、CO₂が分解されていることがわかった。そこで、COとH₂の反応に大きく関与する以下の二つの素反応に着目し、反応機構について検討した。



水素濃度が0.2%と20%のときに得られたz=20mmにおける式(9)と式(10)の反応速度の半径方向分布をFig.14に示す。水素濃度が0.2%の場合、これら2つの反応速度は常に正の値を示しており、周囲流に存在するCOとH₂が反応してH₂OとCO₂が生成されていることがわかる。一方、水素濃度が20%と高い場合、中心軸付近では式(9)は正反応によりH₂Oが生成されているが、3mm<r<5mmでは反応速度が負となっていることから、式(9)の逆反応によってH₂Oの分解が起こっていることがわかる。これに対し式(10)の反応は、中心軸付近の広い範囲で負となっており、式(10)の逆反応によってCO₂が分解されていることがわかった。

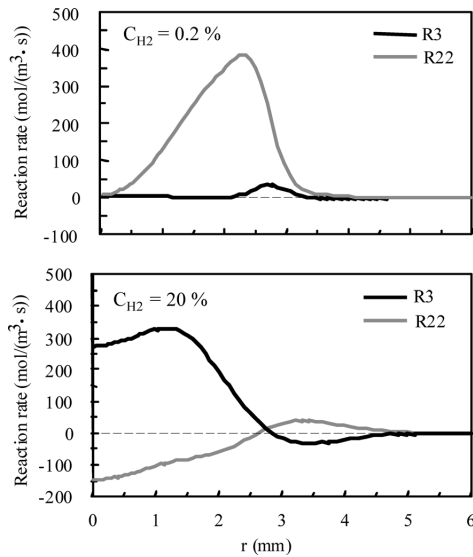


Fig. 14. Distributions of reaction rate using a detailed reaction model at $z=20$ mm.

Nishiokaら¹⁷⁾は、式(9)と式(10)の2つの反応を関連付けた水性ガスシフト反応 $\text{CO} + \text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{CO}_2 + \text{H}_2$ に着目して、COとH₂の混合ガスの燃焼特性について検討を行っている。水素濃度が20%の場合、式(9)と式(10)の2つの反応が関連した水性ガスシフト反応の逆反応である $\text{CO}_2 + \text{H}_2 \rightarrow \text{CO} + \text{H}_2\text{O}$ が支配的であると考えられる。CO₂+H₂→CO+H₂Oは吸熱反応であり、周囲流のH₂濃度が高いとこの反応が顕著になるため、Fig.12で示したように、中心軸付近において熱発生速度が負となり、下流域の温度低下量が大きくなったと考えられる。

5. 結言

転炉内の二次燃焼を想定して、高温のCO-H₂混合ガスと酸素の燃焼場の数値解析を行った。混合分率モデルと詳細素反応機構を用いて計算を行い、燃焼特性や火炎構造を比較した。また、混合ガス中のH₂濃度の影響や反応機構について検討した。これにより、以下のような結論が得られた。

(1) 詳細素反応機構を用いて着火時間を計算したところ、ガスの組成や温度により着火時間が大きく変化した。上吹きランスのノズルから超音速で吹付けられる酸素噴流が溶鋼面に達する時間と比較したところ、H₂が存在すると着火時間が2桁程度小さい。しかし、H₂が存在しないと酸素噴流の到達時間より着火時間が大きくなり、COガスだけでは非常に燃焼しにくいことが示唆された。

(2) 混合分率モデルを用いると、H₂濃度の影響が小さくなることがわかった。H₂濃度を変えて二次燃焼率を求めたところ、H₂濃度を増加させると二次燃焼率は常に減

少するが、詳細素反応機構を用いると二次燃焼率が大きく異なり、水素濃度が0.2%から20%の範囲では、2%のときに二次燃焼率が最大となった。

(3) 詳細素反応機構を用いて燃焼場を調べたところ、微量の水素を添加することによりCOの燃焼が促進されるが、水素濃度が高すぎると中心軸近傍でCO₂が分解される吸熱反応が起きることがわかった。

(4) CO-H₂の燃焼において、水素濃度が高い場合は水性ガスシフト反応の逆反応 $\text{CO}_2 + \text{H}_2 \rightarrow \text{CO} + \text{H}_2\text{O}$ が起こり、生成されたCO₂が分解される。この反応は吸熱反応であるため、水素濃度が高い場合は下流域での温度低下が顕著になる。

記号

- c_p : Specific heat at constant pressure
- D_i : Diffusion coefficient of species i
- g : Gravitational acceleration
- h_i : Enthalpy of species i
- m_i : Molecular weight of species i
- p : Pressure
- R^0 : Universal gas constant
- \mathbf{u} : Velocity
- T : Temperature
- w_i : Mass production rate of species i
- Y_i : Mass fraction of species i
- λ : Thermal conductivity
- ρ : Density
- f : Mixture fraction
- μ_t : Turbulent viscosity
- σ_t : Turbulent Prandtl number

文献

- 1) M.Hirai, R.Tsujino, T.Mukai, T.Harada and M.Oomori: *Tetsu-to-Hagané*, **73** (1987), 1117.
- 2) N.Takashiba, M.Nira, S.Kojima, H.Take and F.Yoshikawa: *Tetsu-to-Hagané*, **75** (1989), 89.
- 3) Y.Kaneko and M.Osame: *JFE Giho*, **20** (2008), 79.
- 4) A.Shinotake and Y.Takamoto: *La Rev. Metall.*, **00** (1993), 965.
- 5) M.Matsuo, C.Saito, H.Katayama, H.Hirata and Y.Ogawa: *Tetsu-to-Hagané*, **76** (1990), 1879.
- 6) K.Takahashi, Y.Tanabe, K.Iwasaki, M.Muroya, I.Kikuchi and M.Kawakami: *Tetsu-to-Hagané*, **76** (1990), 1887.
- 7) Y.Kato, J.Grosjean and J.Reboul: *Tetsu-to-Hagané*, **75** (1989), 478.
- 8) M.K.Shin: *ISIJ Int.*, **33** (1993), 369.
- 9) B.L.Ullrich: *Steel Res.*, **67** (1996), 127.
- 10) H.Gou and G.A.Iron: *Metall. Trans. B*, **24B** (1993), 179.
- 11) T.Koga, K.Yamamoto, Y.Kishimoto and H.Yamashita: *Trans. Jpn Soc. Mech. Eng.*, **B72** (2006), 2798.
- 12) Y.Nabeshima, S.Ogura and S.Yamada: *Kawasaki Steel Giho*, **28** (1996), No. 4, 206.
- 13) P.Saxena and F.A.Williams: *Combust. Flame*, **145** (2006), 316.
- 14) JANAF Thermochemical Tables, Third Edition, (1985).
- 15) M.D.Smooke: *Reduced Kinetic Mechanism and Asymptotic Approximations for Methane-Air Flames*, Springer-Verlag, (1991), 1.
- 16) FLUENT ver. 6.3 User's Guide, Fluent Inc. Fluent Asia Pacific, (2007).
- 17) M.Nishioka, T.Yamada, D.Kawamata and Y.Kawaguchi: *J. Combust. Soc. Jpn.*, **48** (2006), 379.