

炭材内装熱間成型ブリケットの昇温条件下での還元・浸炭挙動

笠井 昭人*・内藤 誠章*²・松井 良行*・山形 仁朗*

Reduction and Carburization of Carbon Composite Iron Ore Hot Briquet on Condition of Increasing in Temperature

Akito KASAI, Masaaki NAITO, Yoshiyuki MATSUI and Yoshiaki YAMAGATA

Synopsis : Carbon composite iron ore hot briquet was new material for ironmaking and was made by binder-less briquetting in use of thermal plasticity of coal. Physical and chemical properties of the briquet were low slag rate, low porosity and high crushing strength without curing in comparison with carbon composite iron ore cold bonded pellet.

In this paper, application of the briquet to shaft furnace was discussed. In order to clarify reduction and carburization of the briquet on condition of increasing in temperature, reduction experiments were carried out. The following results were obtained.

- (1) During reduction, crushing strength of the briquet did not decrease in widely difference from cold bonded pellet.
- (2) In heat-up reduction tests under load, reduction and carburization of the briquet occur in lower temperature in comparison with sinter and iron ore pellet.
- (3) Using the briquet in blast furnace simulator, temperature of thermal reserve zone decrease and CO gas utilization increase in comparison with sinter. It was expected that reaction efficiency of lumpy zone in blast furnace was improved by using the briquet.

Key words : blast furnace; ironmaking; carbon composite iron ore hot briquet; reduction; carburization; thermal reserve zone.

1. 緒言

炭材内装塊成鉱は、一般的な高炉原料である焼結鉱や鉄鉱石ペレットに比べて高速還元型の製鉄原料である。古くから、還元メカニズムの検討や高速化の追及に向けて、高温かつ一定温度条件下で、基礎的な検討¹⁻⁴⁾が精力的になされている。さらに、近年、1000°C以上の高温度域で還元反応が高速に進行する特性を活用し、回転炉床炉を用いて短時間で還元鉄を製造するプロセスが、ダスト処理の用途で実用化⁵⁾されている。

一方、炭材内装塊成鉱のシャフト炉での使用に関しては、セメントをバインダーとしたコールドボンドペレットやブリケットが一部の高炉で少量ながら使用⁶⁻¹¹⁾されている。シャフト炉で多量使用できていない理由として、結晶水や付着水の影響によるシャフト上部での昇温・還元遅れ^{9,10)}、スラグ比の増加や高温強度が低い¹²⁻¹⁵⁾等の通気面の問題が指摘されている。それゆえ、シャフト炉を想定した昇温条件下での基礎的な反応メカニズムについては、検討が十分ではない。さらに、製造面の課題として、輸送や装入等に必要強度を得るための養生に長い時間と広大な用地が必要である点^{6,7)}が挙げられる。

ここで、シャフト炉用原料の具備すべき条件として、①炉内通気性が良好であること、すなわち還元中に炉内荷重

に耐え、強度低下が少なく、粉体の発生量が少ないことと、②被還元性に優れていることが挙げられる。しかしながら、多孔体である焼結鉱や鉄鉱石ペレットにおいて、還元ガスの拡散向上による被還元性の向上と強度向上とを気孔率を制御して両立することは困難である。

既報¹⁶⁾にて著者らは、炭材内装塊成鉱の新しい製造方法として、石炭の熱可塑性を利用した「炭材内装熱間成型ブリケット」を開発した。本原料の特徴として、①バインダーを用いないため、鉄分が高く、スラグ比が低い点、②強度を高めるために養生を必要としない点、③石炭と鉄鉱石との接触性が良好であり、気孔率が低いがゆえに伝熱性に優れ、還元反応の超高速化が望める点、等が挙げられる。したがって、本原料はセメント由来のコールドボンド法の課題を解決し、強度と還元性とを両立したシャフト炉用原料となり得る可能性を有している。

そこで本報では、炭材内装熱間成型ブリケットのシャフト炉使用に向けて、小型の荷重還元装置を用いて、昇温条件下での還元・浸炭挙動について基礎的な検討を行った。さらに、既報¹⁷⁾の断熱型高炉内反応シミュレータを用いて、炭材内装熱間成型ブリケット使用時の高炉内反応効率について検討した。

平成15年7月28日受付 平成15年9月3日受理 (Received on July 28, 2003; Accepted on Sep. 3, 2003)

* (株) 神戸製鋼所加古川製鉄所 (Kakogawa Works, Kobe Steel, Ltd., 2222-1 Ikeda Onoe-cho Kakogawa 675-0023)

*2 新日本製鐵 (株) 環境・プロセス研究開発センター (Environment & Process Technology Center, Nippon Steel Corp.)

2. 実験方法

2.1 試料

2.1.1 炭材内装熱間成型ブリケット

炭材内装熱間成型ブリケットは、既報¹⁶⁾の装置と方法で製造した。石炭と鉄鉱石との重量比率は、石炭：鉄鉱石=22 mass%：78 mass%で、炭素量は化学量論的に還元必要量以上である。ブリケットの仕様は、形状は卵形で、サイズは $l=30$ mm, $w=25$ mm, $t=17$ mm, 体積は約 6 cm³ である。

2.1.2 比較試料

比較試料は、焼結鉄、鉄鉱石ペレットと炭材内装コールドボンドペレットである。

炭材内装コールドボンドペレットは、以下の方法で製造した。石炭と鉄鉱石との重量比率は石炭：鉄鉱石=22 mass%：78 mass%で、バインダーとしてポルトランドセメントを外枠で11.1%添加した。造粒後、常温で密封して5日間養生した後、実験に使用した。

2.2 実験方法

2.2.1 高温強度

還元中の炉内強度を表す高温強度は、以下の方法で測定した。比較試料は、鉄鉱石ペレット（直径約12 mm）と炭材内装コールドボンドペレット（直径約12 mm）である。

還元実験条件は、温度は1000~1200°C、ガス組成は、鉄鉱石ペレットの時はN₂=50%, CO=50%, 炭材内装塊成鉄（炭材内装熱間成型ブリケット、炭材内装コールドボンドペレット）の時はN₂=100%である。還元率は、還元時間を変更することにより変化させた。

還元実験後に試料を窒素雰囲気で急冷した後、圧力強度と還元率を測定した。圧力強度に及ぼす試料のサイズと形状の影響を取り除くため、高温強度を表す指標として相対圧力強度を下式より算出した。なお、相対圧力強度は、試料6個の平均値である。

相対圧力強度

$$= \text{反応後の圧力強度} \div \text{反応前の圧力強度}$$

2.2.2 高炉を模擬した条件下での還元・浸炭挙動

Fig. 1の実験装置を用いて炭材内装熱間成型ブリケットの荷重還元実験を実施し、既存の高炉原料である焼結鉄(11.2~12.7 mm)や鉄鉱石ペレット（直径約12 mm）と還元・浸炭挙動を比較した。なお、炭材内装熱間成型ブリケットは、上記サイズのブリケットを4分割（約15×12.5×17 mm）して試料とした。試料は内径30 mmの黒鉛坩堝内に9個（3個×3段）充填した。本実験は高炉鉄石層において、コークスと接していない鉄石層内部を模擬して実施した。よって、黒鉛部材と試料とが接する部分にはアルミナ系のペーストを塗布し、直接還元の影響を取り除いた。

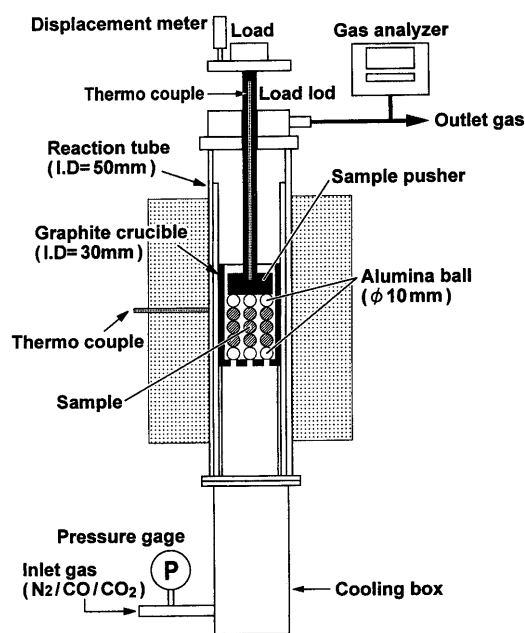


Fig. 1. Experimental apparatus.

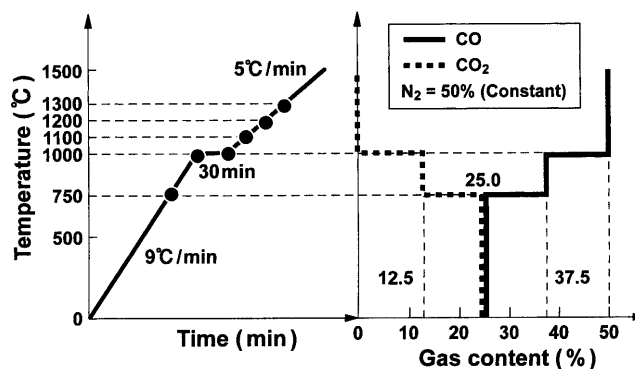


Fig. 2. Experimental conditions.

実験条件として、昇温条件とガス組成は現状の高炉を模擬したFig. 2の条件である。ガス量は10NL/min, 荷重は 9.8×10^4 Paである。

還元・浸炭挙動を詳細に検討するため、以下の方法で還元中断実験を実施した。所定温度で、黒鉛坩堝ごと試料を冷却箱に降下し、窒素ガスで急冷した。還元中断試料は、マクロ観察および光学顕微鏡によるミクロ観察を実施するとともに、還元率の算出を行った。

収縮率は、実験前の試料層高に対する変位計で測定した試料層の線収縮率である。

なお、炉内圧力損失は、坩堝内面壁近傍の空隙が大きいため、還元による収縮時にはほとんど変化せず、メタル溶け落ち時に坩堝下面の穴が閉塞する時のみ大きく上昇した。よって、収縮が最後に急激に変化し、圧力損失が最大値を示す温度をメタルの溶け落ち温度と定義した。

2.2.3 高炉塊状帯での炉内温度と反応効率

炭材内装塊成鉄のシャフト炉での還元挙動を正確に検討するためには、炭材のソリューション・ロス反応に起因する炉内の温度変化やガス組成、ガス量の変化を鉄鉱石の還

元速度に反映させることが重要である。

そこで、実験装置として、既報¹⁷⁾の断熱型高炉内反応シミュレータを用いた。前節の実験装置がガス組成、ガス量や炉内温度が設定項目であるのに対し、本装置では原料性状に応じてこれらの項目が自動的に変化する。本実験ではシミュレータの上部炉のみを用い、約1200°Cまでの高炉塊状帯領域での反応効率と還元挙動を検討した。

実験は出銑速度を一定とし、ボッシュガス量一定条件下で行い、炭材内装熱間成型ブリケットと焼結鉱との還元性状を比較した。

実験条件は、還元材比 (=コークス比+微粉炭比+炭材内装熱間成型ブリケット中の石炭比) 496 kg/THM, 微粉炭比 160 kg/THM を模擬し、ボッシュガス量 1328 Nm³/THM に設定した。還元ガスは、ボッシュガス組成(CO/H₂/N₂)=(37.5/8.0/54.5) (%)の混合ガスである。電気炉の降下速度は、焼結鉱使用時は250 mm/h, ブリケット使用時は233 mm/h である。

試料サイズは、炭材内装熱間成型ブリケットは上記のブリケットを4分割した約15×12.5×17 mm, 焼結鉱は10~15 mmで、ブリケットの方が少し大きい。コークスのサイズは10~15 mmである。

なお、本実験において、熱保存帯温度は炉内温度の停滞域と定義した。

3. 実験結果と考察

3.1 高温強度

既存の製鉄原料であるセメントをバインダーとした炭材内装塊成鉱は、セメント添加量の増加と養生方法により冷間強度を高めることが可能である。しかし、わずかの加熱と還元で、セメント中の結晶水の分解や脱炭酸、ヘマタイトからマグネタイトへの還元による変態、多孔質化、体積変化等の影響により強度が大きく低下するという欠点^{12,13)}を有しており、スラグ発生量の増加と合わせて、従来シャフト炉では通気面の問題から少量しか使用できていない。そこで、炭材内装熱間成型ブリケットの還元中の強度変化を測定し、他の製鉄原料と比較した。

炭材内装熱間成型ブリケットの相対圧かい強度と還元率との関係を、炭材内装コールドボンドペレットや鉄鉱石ペレットと比較してFig. 3に示す。鉄鉱石ペレットの圧かい強度は、反応前は高いものの、還元率20%程度で約1/10まで低下している。また、炭材内装コールドボンドペレットの圧かい強度も、加熱と還元により、還元率80%程度までは還元率に応じて大きく低下している。一方、炭材内装熱間成型ブリケットの圧かい強度は、バインダーの機能をなす熔融石炭および骨材の役割をなしているセミコークス中の炭素分が還元中に消費しているにも関わらず、還元初期には加熱による収縮やコークス化の進行によりわずか

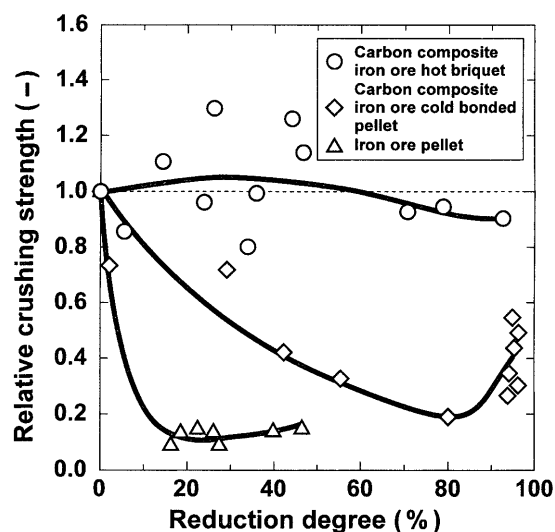


Fig. 3. Relationship between relative crushing strength and reduction degree.

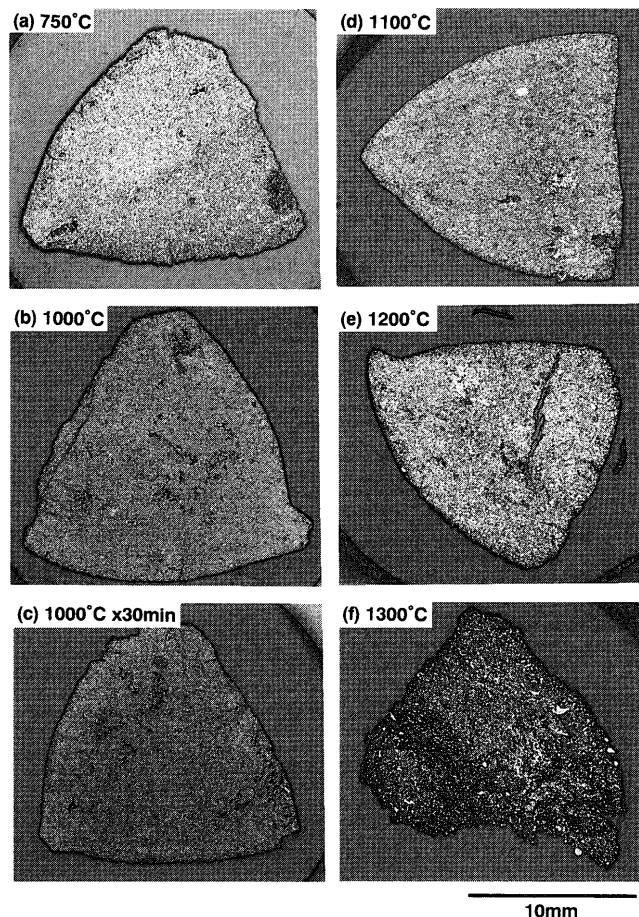


Fig. 4. Cross-sectional views of reduced sample.

に上昇し、さらに還元が進行してもほとんど低下していない。なお、多孔体の強度を支配する気孔率を測定すると、ブリケットの気孔率は還元中も還元前と同様にコールドボンドペレットより低いままであった。

よって、炭材内装熱間成型ブリケットは他の製鉄原料とは異なり昇温中や還元中に強度低下がほとんど無く、シャフト炉内での通気性に優れた原料であることが明らかに

なった。そこで、次節より、シャフト炉を想定した昇温条件下での還元・浸炭挙動について検討を行った。

3.2 高炉を模擬した条件下での還元・浸炭挙動

高炉の昇温パターン、ガス組成と荷重を模擬した条件下で炭材内装熱間成型ブリケットの還元中断実験を実施し、昇温条件下での還元・浸炭挙動を詳細に検討した。まず、試料断面のマクロ写真をFig. 4に示す。ブリケットは還元が進行しても還元前と同等の塊の形状を保持しており、 9.8×10^4 Paの炉内荷重に十分耐えている。1200°Cまでは外観上に大きな変化は認められないが、1300°Cで多孔質化が急速に進行している。

次に、代表的な光学顕微鏡写真をFig. 5に示す。750°Cでは還元がウスタイト（灰色）まで進行し、1000°Cで金属鉄（白色）が生成し始めている。また、ブリケット中の鉄鉱石粉は、気孔や炭材に近い粉表面より還元していることも観察できる。1100°Cではほぼ全域が金属鉄になっており、1200°Cでは1100°Cと同等である。1100°Cおよび

1200°Cでは、メタル粉は還元前の形状で多孔体のままである。1300°Cでは、メタル粉内の気孔は少なくなり、メタル粉が隣接するメタル粉と凝集し始め、ブリケットは多孔質化が急速に進行している。ただしメタルの形状は球形ではなく、メタルはまだ完全には溶けていない。

次に、炭材内装熱間成型ブリケットの還元率の温度依存性を焼結鉱や鉄鉱石ペレットと比較してFig. 6に示す。同一温度で比較すると、いずれの温度域でもブリケットの還元率が最も高くなっている。ブリケットの還元は、既存の高炉原料である焼結鉱や鉄鉱石ペレットに比して低温度域から開始し、750°Cで還元率は早くも約30%とウスタイトまで進行している。1000°Cでは、既存の高炉原料は還元率がまだ30%程度なのに対し、ブリケットは50%程度まで進行している。さらに、ブリケットは既存の高炉原料より約200°Cも低い1100°Cで還元がほぼ終了（還元率96%）している。よって、炭材内装熱間成型ブリケットは、シャフト炉を想定した昇温条件下で高速かつ低温還元型の製鉄

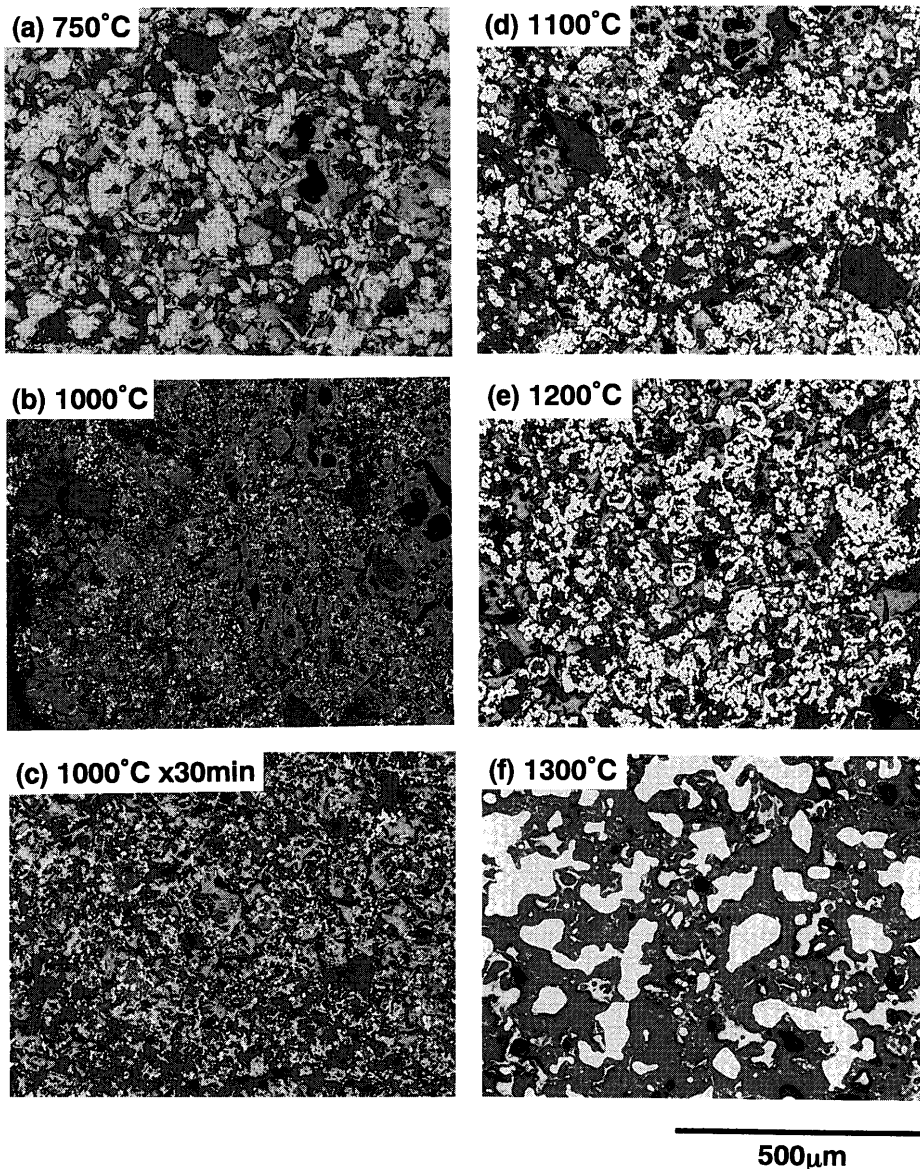


Fig. 5. Microstructures of reduced sample.

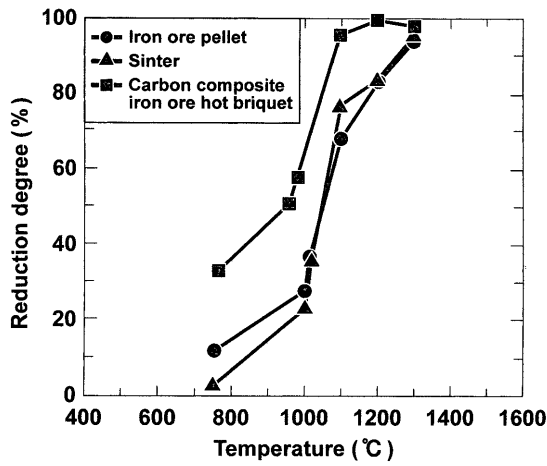


Fig. 6. Comparison of reduction degree.

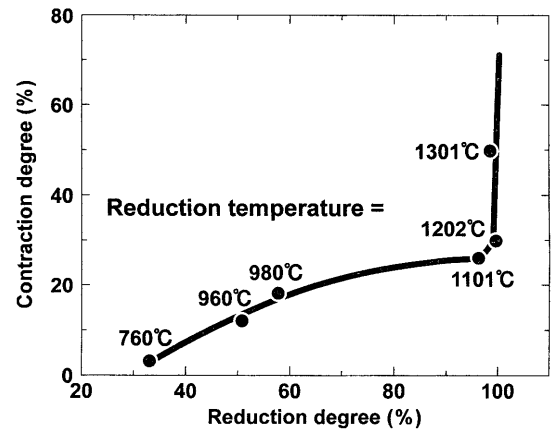


Fig. 8. Relationship between reduction degree and contraction degree of carbon composite iron ore hot briquet.

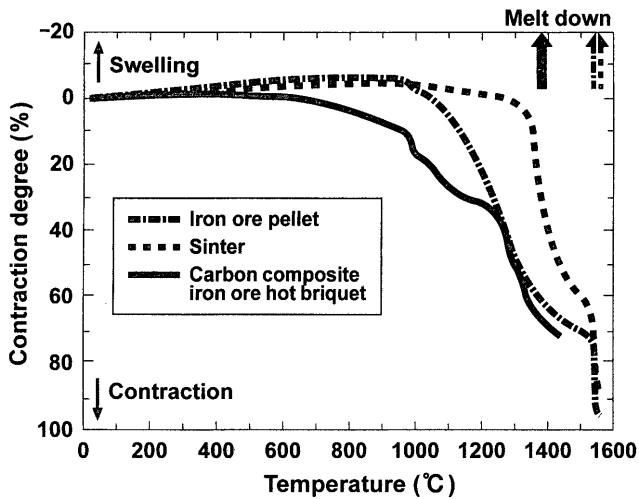


Fig. 7. Comparison of contraction degree.

原料であることが明らかになった。さらに、本ブリケットはスラグが溶融するよりも低い温度で還元が終了することから融着帯での高温性状は良好であり、また、溶融還元による溶銑温度低下の懸念も少ないと推察される。

次に、収縮率の還元温度依存性の比較を Fig. 7 に示す。焼結鉱や鉄鉱石ペレットの場合、1000°C以下の温度域で数%膨張した後、1000°C以上の還元と軟化溶融により急激に収縮している。一方、ブリケットの場合、低温度域で膨れることなく内装石炭のコークス化と還元に応じて徐々に収縮し、1200°C以上の温度域で収縮率が增大している。ただし、Fig. 4 に示したように、還元中も塊の状態を保ったまま収縮し、高炉内を模擬した荷重に十分耐えていた。なお、今回のブリケットは内装石炭量が本還元実験条件に対して過剰なため、還元終了後も坩堝内に内装石炭がコークス化して残留しており、最終収縮率は約70%であった。

また、メタルの溶け落ち温度は、焼結鉱や鉄鉱石ペレットの場合には1540~1550°Cと純鉄の融点とほぼ一致しており、COガス雰囲気でもほとんど浸炭していないことを表

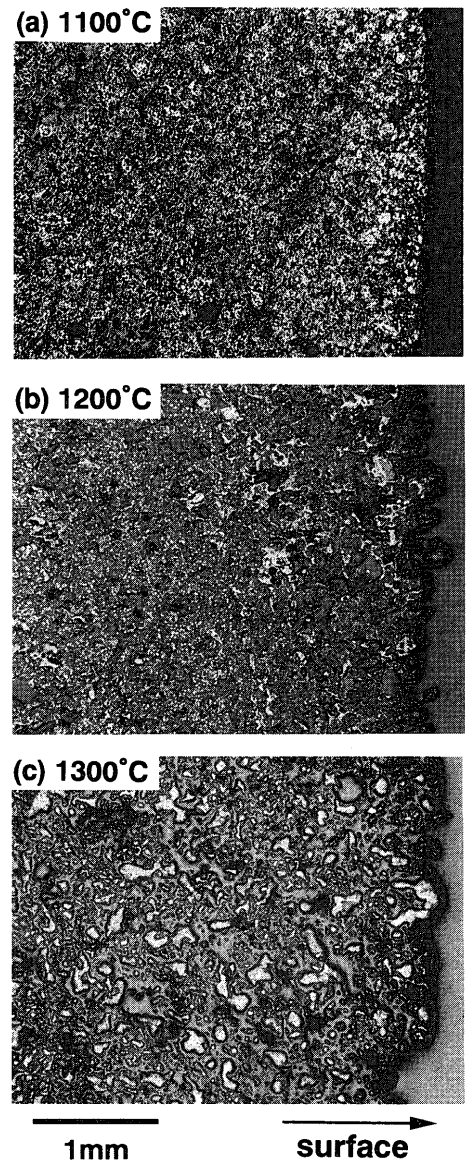


Fig. 9. Microstructures of reduced sample.

している。一方、ブリケットの場合、溶け落ち温度は約1380°Cと大きく低下している。これは、炭材を内装することにより、浸炭が進行したためと推察される。

次に、炭材内装熱間成型ブリケットの収縮挙動と還元との関係を、還元率を横軸に採り Fig. 8 に示す。1100~1200°Cまでは、還元率の増加にともない、収縮率は増加している。しかし、それ以上の温度域で収縮率が急増していることから、この温度域で還元以外の現象が始まっていると推察される。

そこで、収縮や溶け落ち温度に影響を及ぼすと考えられる炭材内装熱間成型ブリケットの浸炭状態を、還元中断試料の生成メタルを5%ピクラル（ピクリン酸+メチルアルコール）で腐食処理し、光学顕微鏡にて観察した。試料表面から約3.5mmの領域の代表的なマクロ写真を Fig. 9 に示す。1100°Cでは大部分がフェライト（白色）でほとんど浸炭していない。1200°Cでは、ブリケット表面から約1mmの領域で白色のフェライト量が減少しており、浸炭が進行していることがわかる。1300°Cでは全領域で浸炭が進行し、さらに一部のメタルが凝集している。

次に、代表的なマイクロ写真を、試料表面と中心部についてそれぞれ Fig. 10 に示す。生成メタルは、1100°Cでは中心

部も表面部も大部分がフェライト（白色）でほとんど浸炭していない。中心部にはまだウスタイト（灰色）が一部認められる。1200°Cではブリケット表面と中心部の一部で浸炭しており、浸炭は還元率が高くかつCO分圧が高い表面から進行していることもわかる。メタル中の炭素含有量は、フェライト（白色部）とパーライト（黒または層状の部分）の組織成分の量比より、表面部は0.8mass%程度、中心部は0.3mass%程度である。1300°Cでは全領域パーライト化し、粒界に網状のセメントタイト（白色）が析出している。メタル中の炭素含有量は、パーライトとセメントタイトの組織成分の量比より1.0mass%程度である。さらに、溶け落ちメタルを観察すると大部分がねずみ鑄鉄で、化学分析より炭素量は2.5~4.5mass%であり、溶け落ち温度で液相域にあったことが確認できた。

以上の結果をもとに、炭材内装熱間成型ブリケットの昇温下での浸炭挙動として、温度と炭素含有量との関係をFe-C系状態図にプロットし、Fig. 11 に示す。ブリケットの昇温過程での還元・浸炭挙動は、約1100°Cで還元が終了し、その後浸炭が試料表面より徐々に進行し、約1300°Cでの炭素含有量は1.0mass%程度である。1300°C程度からメタルの凝集が開始し、それにともない収縮量が増

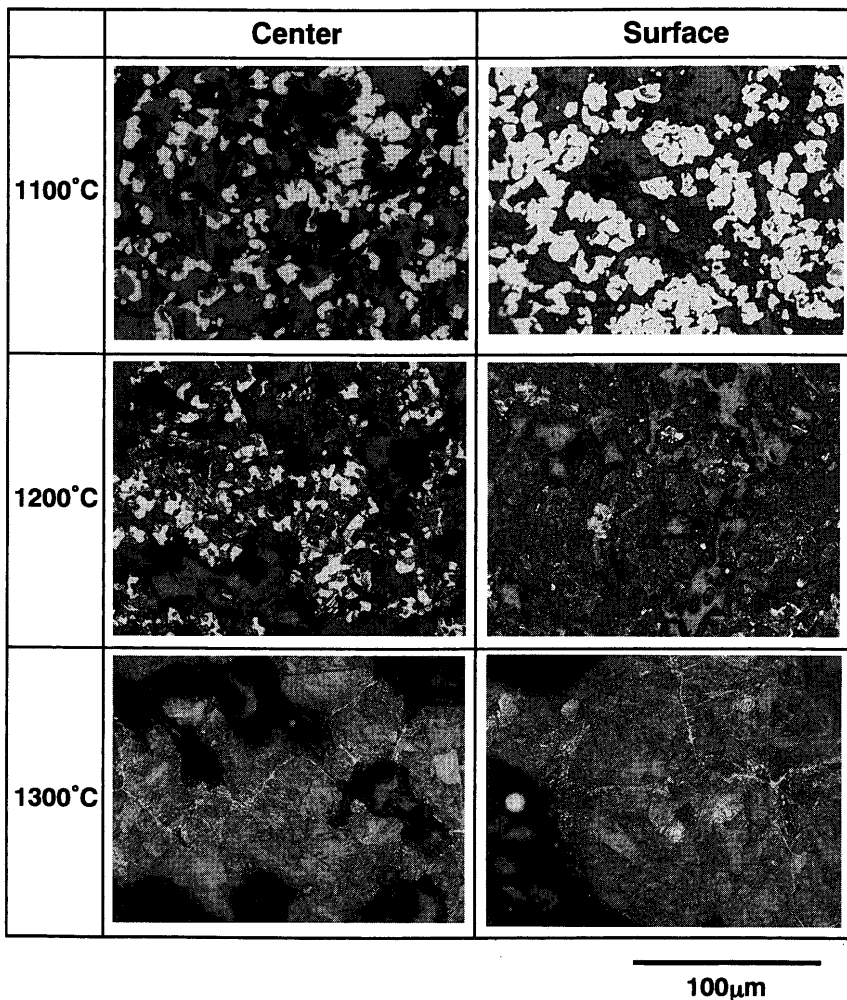


Fig. 10. Microstructures of reduced sample.

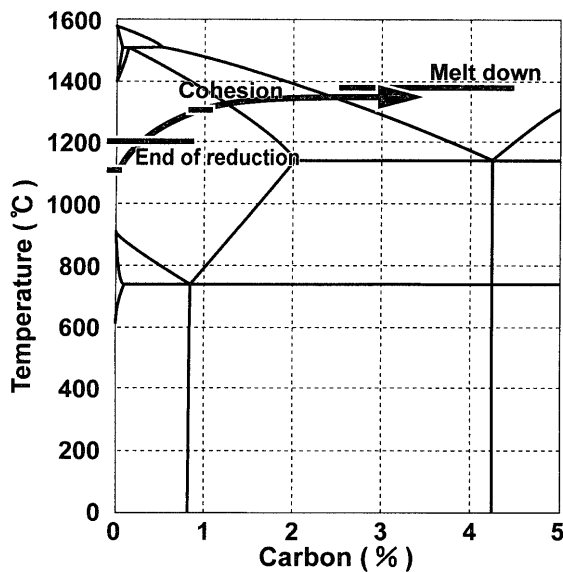


Fig. 11. Carburization of reduced carbon composite iron ore hot briquet.

大し、それ以上の温度域で急速に炭素含有量が2.5~4.5 mass%まで増加して、液相となって溶け落ちたものと推察される。

なお、メタルの溶け落ち温度は、石炭と鉄鉱石との混合比率（還元後の残留炭素量）、スラグ組成（融点、粘性）、還元後メタルと炭素との接触状態等の影響を受けると想定されるが、これらは今後の検討課題である。

以上より、炭材内装熱間成型ブリケットは高炉内での高速・低温還元、低温浸炭、溶け落ち温度の低温化に向けて有効な製鉄原料であることが明らかになった。

3.3 高炉塊状帯での温度分布と反応効率

高炉内の反応効率向上策の一つとして、炉内反応を律速しているソリューション・ロス反応の反応速度を高め、低温域から還元とのカップリング反応を生じさせる方法が挙げられる。近年、本技術として、①高反応性コークスの使用や②高反応性の小粒コークスを鉱石層へ混合する方法が実験および実炉テストにて検討¹⁷⁾されている。なかでも、高反応性小粒コークスの鉱石層への混合使用、すなわち鉄鉱石と炭材との隣接化は、熱保存帯温度の低下代がコークス層への混合使用時と同等でも、シャフト効率とCOガス利用率の向上代が大きく、反応効率の向上に向けて有効な方法であることが明らかにされている¹⁷⁾。ただし、この方法で炭材と鉄鉱石との接触性をさらに向上するにはコークス粒径を小さくするしか手段がなく、その場合、充填層の空隙率低下による通気性の悪化および装入原料の流動化の観点から限界がある。一方、炭材と鉄鉱石との接触効率を極限まで高める方法の一つとして、炭材と鉄鉱石とを接合した炭材内装塊成鉱の使用が考えられる。そこで、断熱型高炉内反応シミュレータ¹⁷⁾を用いて、炭材内装熱間成型ブリケットの高炉塊状帯での還元効率について検討した。

炉内温度および還元率の時間変化を、炭材内装熱間成型

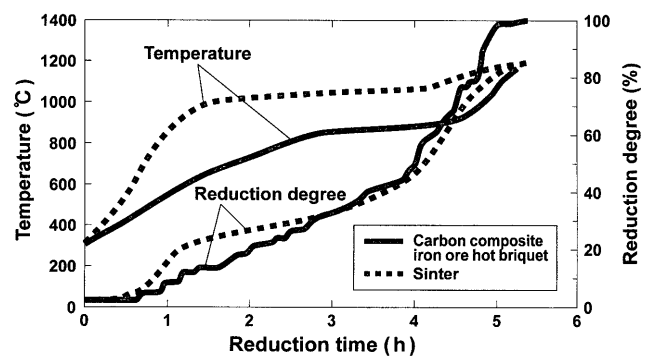


Fig. 12. Comparison of reduction behavior.

ブリケットと焼結鉱で比較してFig.12に示す。試料性状により、炉内の昇温パターンは大きく異なっている。熱保存帯までの低温域での昇温速度は焼結鉱使用時の方が高いものの、熱保存帯後の高温域での昇温速度は逆にブリケット使用時の方が高くなっている。熱保存帯温度は、焼結鉱使用時は約1050°Cである。一方、ブリケットの場合、石炭と鉄鉱石とが接触していることによりソリューション・ロス反応がより低温域から開始し、熱保存帯温度が約860°Cへと約190°Cも低下している。この結果は、Rist線図においてW点（ウスタイトと鉄の平衡点）が右側すなわち高COガス利用率側へと移動し、還元駆動力が大きくなり、還元が促進される可能性を示している。また、熱保存帯の時間は、ブリケット使用時の方が6割程度に短くなっている。

なお、ソリューション・ロス反応は、焼結鉱使用時には約910°Cで開始し、約1030°C以上で活発に起こっていた。一方、ブリケット使用時には約710°Cで開始し、780~1020°C程度で活発に生じており、炭材を内装することにより低温化していた。

また、還元挙動もブリケットと焼結鉱では大きく異なっている。焼結鉱は熱保存帯末期よりウスタイトから鉄への還元が始まっているのに対し、ブリケットは熱保存帯中部よりすでにウスタイトから鉄への還元が始まっている。さらに、熱保存帯温度より高温域では、ブリケットの還元速度は焼結鉱より大きくなっている。

次に、炉内温度と還元率との関係を、炭材内装熱間成型ブリケットと焼結鉱で比較してFig.13に示す。同一温度で比較すると、すべての温度域でブリケットの方が還元率が高くなっている。いずれの試料の場合も、熱保存帯入口での還元率は約30%で、ウスタイトの状態である。ブリケットの方が熱保存帯内での還元率の上昇が大きくなり、約1030°Cですでに還元が終了している。一方、焼結鉱の還元率は、1100°Cでまだ65%程度、1200°Cでも約85%である。前節とは昇温パターンやガス組成等が異なるが、ブリケットの還元率の温度依存性は比較的良く一致していることから、ブリケットの還元には昇温パターンやガ

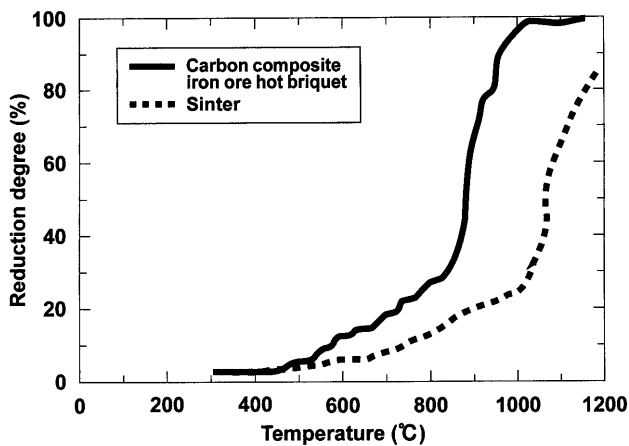


Fig. 13. Temperature dependence of reduction degree.

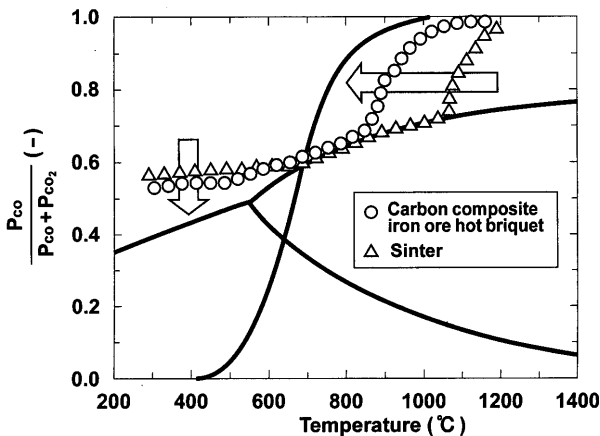


Fig. 14. The measured relationships between temperature and CO potential.

ス組成の影響は小さく、温度の影響が大きいと推察される。

以上より、炭材内装熱間成型ブリケットは前節同様、高炉条件下で高速かつ低温還元型の原料であることが明らかになった。

次に、炉内温度とCO分圧 $[=P_{CO}/(P_{CO}+P_{CO_2})]$ との関係をFe-C-O系の平衡図にプロットした。炭材内装熱間成型ブリケットと焼結鉱について、その結果をFig.14に示す。ブリケット使用時は焼結鉱使用時に比して、熱保存帯温度が低下し、COガス利用率が45.5%から49.0%へと3.5%も上昇している。すなわち、ブリケットを使用すると、高炉還元材比が塊状帯だけで28 kg/THMも低下する可能性がある。さらに、試料サイズがブリケットの方が大きいことから、同一サイズではさらに還元材比が低下する可能性もあるが、これは今後の検討課題である。

以上より、炭材内装熱間成型ブリケットを高炉で使用すると、炉内反応効率が向上する可能性があることが明らかになった。今後の課題は、更なる反応効率の向上に向けて、炭材内装熱間成型ブリケットの性状として、石炭と鉄鉱石との混合比率、気孔構造、炭材性状や鉄鉱石性状等が熱保

存帯温度やシャフト効率およびCOガス利用率に及ぼす影響の定量化である。

4. 結言

新規開発原料である「炭材内装熱間成型ブリケット」のシャフト炉使用に向けて、昇温条件下での還元・浸炭挙動について既存の高炉原料と比較検討し、以下の知見を得た。

(1) 炭材内装熱間成型ブリケットの圧かけ強度は、昇温中および還元中にほとんど低下しない。

(2) 高炉での使用を想定した荷重下での昇温過程において、炭材内装熱間成型ブリケットの還元反応は低温度域から開始し、約1100°Cで終了する。また、浸炭反応が促進され、メタルの溶解落ち温度が低下する。さらに、ブリケットは 9.8×10^4 Paの炉内荷重に耐えていた。

(3) 高炉操業諸元に応じた実験が可能な断熱型高炉内反応シミュレータにて、焼結鉱に替えて炭材内装熱間成型ブリケットを使用すると、熱保存帯温度が1050°Cから860°Cへと低下し、COガス利用率が45.5%から49.0%へと3.5%も上昇した。

以上、炭材内装熱間成型ブリケットは、①シャフト炉において高速・低温還元型かつ低温浸炭型の製鉄原料であり、②炉内荷重に耐え、高温強度が低下しないことから炉内通気性に優れ、③高炉で使用すると、熱保存帯温度の低下とCOガス利用率の向上により還元材比の大幅低減が期待できることを明らかにした。

文 献

- 1) B.G.Baldwin: *J. Iron Steel Inst.*, (1955) Jan., 30.
- 2) K.Otsuka and D.Kunii: *J. Chem. Eng. Jpn.*, **2** (1969), 46.
- 3) C.Bryk and W.-K.Lu: *Ironmaking Steelmaking*, **13** (1986), 70.
- 4) W.-K.Lu and D.F.Huang: *ISIJ Int.*, **41** (2001), 807.
- 5) M.Takahashi, H.Oda, T.Ibaragi, H.Otsuka, T.Takahashi and S.Nonyama: *CAMP-ISIJ*, **14** (2001), 149.
- 6) T.Bruin and L.Sundqvist: ICSTI/Ironmaking Conference Proceedings, ISS, Warrendale, (1998), 1263.
- 7) L.Sundqvist Okvist, K.-O.Jonsson, H.-O.Lampinen and L.-E.Eriksson: Seminar on Sinter and Pellets, IISI, Brussels, (1999), 200.
- 8) K.Kojima, T.Miwa, M.Gounou, A.Yumura, S.Suzuki and J.Haruna: *Tetsu-to-Hagané*, **69** (1983), S780.
- 9) M.Inoue, H.Watanabe, H.Kamiyama, K.Takatani and Y.Oda: *Tetsu-to-Hagané*, **72** (1986), S885.
- 10) S.Takagi, H.Maeda, A.Yumura, K.Takatani, T.Osawa, Y.Fujiwara and K.Mio: *Tetsu-to-Hagané*, **72** (1986), S886.
- 11) Y.Zhou, C.Cao, Z.Ye and L.Chen: Ironmaking Conference Proceedings, ISS, Warrendale, (1999), 23.
- 12) H.Yamada, J.Haruna, S.Suzuki, K.Kojima, T.Oguchi and M.Naito: *Tetsu-to-Hagané*, **71** (1985), S95.
- 13) H.Ueno, M.Tate and A.Ookura: *Tetsu-to-Hagané*, **64** (1978), S522.
- 14) H.Ueno, M.Tate and A.Ookura: *Tetsu-to-Hagané*, **64** (1978), S523.
- 15) R.Takahashi, M.Ishii, J.Yagi and M.Takahashi: *Tetsu-to-Hagané*, **70** (1984), S824.
- 16) A.Kasai, Y.Matsui, F.Noma, H.Iwakiri and M.Shimizu: *Tetsu-to-Hagané*, **87** (2001), 313.
- 17) M.Naito, A.Okamoto, K.Yamaguchi, T.Yamaguchi and Y.Inoue: *Tetsu-to-Hagané*, **87** (2001), 357.