소결기 장입을 위한 미분광 브리켓 제조에 대한 연구

배종호 · 김강민 · 이경욱 · 한정환*

인하대학교 신소재공학과

Study on the Manufacturing of Ultra-Fine Ore Briquettes for Charging in a Sintering Machine

Jong-Ho Bae, Kang-Min Kim, Kyeong-Uk Lee, and Jeong-Whan Han*

Department of Materials Science and Engineering, Inha University, Incheon 22212, Republic of Korea

Abstract: In ironmaking, the optimal size of the iron ore charged into a blast furnace is generally 10–30 mm. Oversized ores, which have a smaller reaction surface area, are crushed, while undersized ores, which decrease permeability, undergo a sizing process before being charged into the blast furnace. Recently, however, iron ore has been micronized, and there is less high-quality iron ore. Also, in accordance with the Paris climate change accord, the Republic of Korea must reduce CO₂ gas emissions by about 39% before 2030 to conserve the environment. In response, steelmakers have researched a sinter-briquette complex firing process which employs a method of charging where the raw materials are sintered together with briquettes made of ultra-fine ore. Extra heat is needed to sinter the briquettes. If the briquettes are broken during transporting and charging, the sinter bed permeability decreases, which decreases productivity. In this study, briquettes were made by changing manufacturing conditions such as moisture content, feeding speed, and size, and were simulated by changing the pocket depth in a numerical analysis. Consequently, it was determined that the compressive strength of the briquette was highest when moisture in the briquette was 6 wt%, in proportion to feeding speed and large particle size. Briquette density was in inverse proportion to pocket depth, and when the depth was over 15 mm, the briquette was broken in the pocket.

(Received December 16, 2019; Accepted November 9, 2020)

Keywords: powder processing, iron ore briquette, sintering process, discrete element method.

1. 서 론

제철 공정에서 고로에 장입되는 철광석의 적정 입도는 일반적으로 10-30 mm가 바람직하다. 이보다 큰 광석은 상대적으로 반응 표면적이 작기 때문에 파쇄하여 사용하고 이보다 작은 광석은 고로 내 통기성을 악화시키기 때문에 파쇄하여 사용한다. 그러나 최근 제철 자원의 미분화 및 고품위 괴광석이 고갈됨에 따라 저품위 미분광을 활용한 기술 개발의 필요성이 대두되고 있다. 한편, 2015년에 체결된 파리기후협약에 따라 한국은 2030년까지 이산화탄소 배출량을 약 39% 감축해야한다 [1]. 특히, 철강업이 포함

된 제1차 금속산업의 이산화탄소 배출량은 가장 높기 때문에 연료 사용 효율을 증대시킬 수 있는 기술의 개발이 시급한 실정이다. 이러한 자원고갈 및 환경문제에 대응하기 위하여 여러 철강사에서는 미분광을 이용하여 제조한 브리켓을 기존 소결기에 장입하여 미분광 활용 및 열 에너지 효율 향상을 기대할 수 있는 복합소성 공정(complex firing process)에 관한 연구가 최근 활발히 진행되고 있다 [2-4]. 소결 공정은 그림 1과 같이 철광석, 코크스, 석회석 등을 혼합하여 대차에 적층한 후 소결 베드 상부에서 점화 하면 대차 하부에서 흡인되는 공기를 따라 연소가 진행되며 이 연소열에 의해 철광석의 소결이 진행된다. 복합소성 공정은 소결 공정에서 연소 방향에 따라 베드 하부에 누적되는 과잉 열량 [5]을 미분광 브리켓의 소성에 활용하는 방법이다.

복합소성 공정에서 사용되는 브리켓이 이송 및 장입 과

- 배종호·이경욱: 석사과정, 김강민: 박사과정, 한정환: 교수

*Corresponding Author: Jeong-Whan Han

[Tel: +82-32-860-7543, E-mail: jwhan@inha.ac.kr]

Copyright © The Korean Institute of Metals and Materials

Fig. 1. Scheme of sintering process.

Table 1. Chemical composition of iron ore (wt%).

Fe_2O_3	SiO_2	Al_2O_3	CaO	MnO	MgO
85.93	9.30	4.55	0.07	0.08	0.07

Table 2. Size distribution of iron ore.

Size [mm]	4-2.8	2.8-1	1-0.5	-0.5
Ratio [wt%]	16.93	32.18	25.07	25.82

정에서 파쇄된다면 소결 베드 내 통기성을 악화시킬 수 있고 이는 곧 생산성 저하의 원인이 되므로 충분한 상온 강도를 확보해야 하지만 소결 조건에서 사용되는 복합소성 공정용 브리켓의 제조 및 강도 특성에 대한 연구는 다수 보고되고 있지 않다. 따라서 본 연구에서는 제조조건에 따른 브리켓의 강도 특성을 실험 및 수치적 방법을 통해 조사하였으며 [6], 이 결과를 토대로 브리켓의 적정 제조조건

에 대하여 고찰하였다.

2. 실험 방법

2.1 원료 준비 및 브리켓 제조

실험에 사용된 철광석의 성분은 표 1에 나타내었고 입도 분포는 약 5 kg의 시료를 입도 분리한 후 각각의 무게를 측정하여 표 2에 나타내었다. 수분 함량은 시료 50 g을 120 °C에서 12 시간 동안 건조한 후의 무게 변화를 통해 측정한 결과 약 4.4 wt%의 값을 얻었다.

브리켓은 상용화된 트윈 롤 브리켓터(twin roll briquetter)를 사용하여 제조하였다. 브리켓의 모양을 결정하는 포켓은 타원 2 개가 연결된 형태의 베개형이며 폭, 높이 및 깊이는 각각 40, 25, 8 mm이다. 롤 간격은 2 mm로 일정하게 유지하였다. 브리켓터와 포켓의 자세한 형상은 그림 2를 통해 모식적으로 나타내었다.

이렇게 제조된 브리켓의 강도는 인장기용 압축 지그를 사용하여 브리켓에 일방향으로 압축력을 가해 브리켓이 파괴되는 순간의 하중을 측정하여 비교하였다.

2.2 브리켓 가압 성형 시뮬레이션

2.2.1 개별요소법(Discrete element method)

브리켓 제조 조건 중 형상의 영향을 실험적으로 조사하기 위해서는 포켓 형상을 변경하여 브리켓터의 롤을 교체해야 하기 때문에 설비 제작에 많은 시간과 자금이 소모된다. 따라서 효율적인 연구를 수행하기 위해 개별요소법(DEM)을 활용한 수치적 방법을 검토하였다. 개별요소법은 분체의 거동 해석에 일반적으로 가장 많이 사용되는 방법이다 [7-9]. 철광석, 코크스와 같은 고체 입자 원료를 다루는 제

Fig. 2. Scheme of (a) twin roll briquette machine, (b) pocket.

선 공정에서는 최근 개별요소법을 활용한 연구가 다수 보고되고 있다 [10-12]. 강체구여서 변형을 일으키지 않는다고 가정한 입자들의 운동은 다음 지배방정식에 의해 계산된다 [13].

$$m_p \frac{dv_p}{dt} = \sum_{j \neq i}^{N_c} (F_c + F_f + F_g) \quad (1)$$

$$I_p \frac{d\omega_p}{dt} = R_p \sum_{j \neq i}^{N_c} (F_{CS} - F_r) \quad (2)$$

여기서 m_p , v_p , t , N_c , F_c , F_f , F_g , I_p , ω_p , R_p , F_{CS} , F_r 은 각각 입자의 질량, 입자의 속도, 시간, 접촉한 입자 수, 입자간 접촉력, 유체에 의해 입자가 받는 힘, 입자에 작용하는 중력, 관성 모멘트, 각속도, 입자의 반지름, 전단 방향의 접촉력, 회전 저항력이다.

가압성형의 경우 입자의 소성 변형(plastic deformation)이 수반되며, 본 연구에서는 이를 구현하기 위해 입자 접촉 모델로 탄소성 모델을 사용하였다 [14]. 탄소성 모델은 입자의 소성 변형을 입자간 오버랩으로 표현하여 하중의 부하 상태를 계산하는 모델이며, 이 때 입자에 가해지는 힘 F_n 은 다음과 같이 표현된다.

$$F_n = \begin{cases} K_1 \delta_n & \text{for loading} \quad (K_1 \delta_n < K_2 (\delta_n - \delta_0)) \\ K_2 (\delta_n - \delta_0) & \text{for unloading/reloading} \quad (\delta_n > \delta_0) \\ 0 & \text{for unloading} \quad (\delta_n \leq \delta_0) \end{cases} \quad (3)$$

여기서 K_1 , K_2 , δ_n , δ_0 는 각각 하중이 가해질 때의 강성, 하중이 제거될 때의 강성, 하중이 가해졌을 때의 오버랩 길이, 하중이 제거된 후 오버랩 길이이다.

2.2.2 입자 모델링 및 해석 조건

DEM 해석을 위한 입자 모델링에는 입자의 형상, 크기, 밀도, 포아송비, 영률과 같은 입자 물성과 상호작용계수인 반발계수, 정지마찰계수, 구름마찰계수가 필요하다. 입자 물성 및 상호작용계수를 적절히 변경하면, 원료의 수분 함량과 같은 물성에 의한 저항 혹은 반발력에 의해 생기는 거동을 모사할 수 있다. 입자 물성은 입자 사이의 저항에 영향을 주는 요소이다. 따라서 입자 물성을 적절히 변경하여 원료 사이의 저항을 모사할 수 있다. 먼저, 입자의 형태는 구형의 입자 3 개가 겹쳐진 형태를 사용하였다. 입자의 크기는 표 2에 나타난 광석 A의 입도 중 임의로 직경 1.9, 0.75, 0.25 mm의 세 가지 크기를 선정한 후 계산 시간 단축을 위해 이러한 대표 입도의 두 배인 3.8, 1.5, 0.5

Fig. 3. Scheme of measuring method of interaction coefficient (a) restitution, (b) static friction of particle to particle, (c) static friction of particle to wall.

mm로 확대하여 해석 영역에서의 입자 수를 감소시켜 모델링 하였다. Nakano 등 [15]은 유사한 시스템의 시뮬레이션에서 입자 크기를 확대 적용한 경우에도 실제 조업과 유사하게 나타남을 확인하였으며 따라서 이러한 입자 크기의 스케일링은 타당성이 있다고 판단되어 본 해석에 적용하였다. 입자의 밀도는 실제 시료에서 측정된 4 g/cm^3 를 사용하였다. 포아송비의 경우 철광석은 일반적으로 0.2-0.3의 값을 가지며 이 범위 내의 값을 사용할 경우 해석 결과에 큰 영향을 미치지 않기 때문에 0.3으로 설정하였다. 철광석의 영률은 Asada 등 [16]이 제시한 기공도와와의 관계식을 통해 산출한 결과 10.79 MPa 의 값을 얻었다.

입자의 상호작용계수는 입자의 거동에 큰 영향을 주는 요소이다. 일반적으로 원료는 수분 함량에 따라 거동이 많이 변하게 되며, 이는 입자의 상호작용계수를 적절히 변경하여 모사가 가능하다. 입자의 반발계수는 그림 3(a)와 같이 입자를 자유낙하 시킨 후 다시 튀어오르는 높이를 측정하여 식 (4)를 통해 산출하였다.

$$C_R = \sqrt{\left(\frac{h}{\sin \theta}\right) / H} \quad (4)$$

Table 3. Particle properties and interaction coefficients for DEM analysis.

	L	3.8	
Diameter	M	1.5	[mm]
	S	0.5	
Density		4.00	[g/cm ³]
Poisson's ratio		0.3	[-]
Young's modulus		10.79	[Mpa]
Restitution	Particle-particle	0.152	
	Particle-wall	0.288	
Static Friction	Particle-particle	0.903	[-]
	Particle-wall	0.8	
Rolling Friction	Particle-particle	0..	
	Particle-wall	0.3	

여기서 C_R 은 반발계수, h 는 입자가 다시 튀어 올랐을 때의 최대 높이, θ 는 낙하 후 튀어 올랐을 때의 각도, H 는 낙하 높이이다. 정지마찰계수는 그림 3(b), 3(c)에 나타난 바와 같이 안식각을 측정하여 식 (5)를 통해 계산하였다.

$$\mu_s = \tan \theta \quad (5)$$

여기서 μ_s 는 정지마찰계수, θ 는 입자의 안식각 혹은 입자가 판에서 흘러내리는 순간의 각도이다. 구름마찰계수의 경우 실측이 어렵고 부정확하기 때문에 앞서 측정한 입자물성과 반발계수, 정마찰계수를 입력하여 그림 4와 같이 안식각 측정 실험과 동일한 시뮬레이션을 수행하여 역추적하는 방법을 통해 계산하였다. 구름마찰계수 변화에 따른 안식각을 측정하여 그림 5에 도시하였다. 그 결과 입자-벽 간 구름마찰계수가 0.3, 입자-벽 간 구름마찰계수 역시 0.3 일 때 실제 시료에서 측정된 안식각 42.08°에 근접한

Fig. 4. Comparison of simulation with experiment for test rolling friction. (a) front view and (b) top view for simulation, (c) front view and (d) top view for experiment. **Fig. 5.** Angle of repose to coefficient of rolling friction. **Fig. 6.** Shape of roll and pocket for DEM analysis.

42.81°를 얻었으며 이를 본 해석의 구름마찰계수로 선정하였다. 입자 모델링에 사용된 입자 물성 및 상호작용계수를 정리하여 표 3에 나타내었다.

해석에 사용된 롤 및 포켓의 형상은 그림 6에 나타난 바와 같다. 포켓의 형상은 실험과는 달리 단일 배개형으로 단순화하였으며 폭과 높이를 각각 21 mm, 16 mm로 고정한 상태에서 깊이를 3-16 mm까지 변화를 주어 해석을 수행하였다.

Fig. 7. Briquette density with molding pressure.

2.3 일방향 압축 실험 및 해석

탄소성 모델을 적용한 DEM 해석의 신뢰성을 검토하기 위하여 단순한 시스템의 일방향 압축 실험과 해석을 수행하였다. 내경 10 mm의 몰드에 시료 2 g을 채운 후 압축하여 원통형 브리켓을 제조하였으며 성형압에 따른 브리켓 밀도를 비교하여 그림 7에 나타내었다. 그 결과 실험값과 DEM 해석에 따른 계산값은 유사한 경향을 보이며 그 편차는 0.045에서 0.053 g/cm³ 정도로 근사하게 나타났기 때문에 본 해석에 사용된 탄소성 모델과 입자의 모델링 방법은 타당하다고 판단된다.

3. 결과 및 고찰

3.1 수분 함량의 영향

철광석의 수분 함량이 브리켓 강도에 미치는 영향을 조사하기 위하여 수분 함량을 4-12 wt%까지 변화를 주어 압축강도를 측정하였다. 원료의 입도는 2.8 mm 이하의 것들을 사용하였고 원료 공급 속도는 원료 공급장치의 회전 속도를 통해 조절하였으며 20 RPM으로 고정하였다. 그림 8에 나타낸 수분 함량에 따른 압축강도를 보면 수분 함량에 비례하여 6 wt%까지 강도가 증가한 후 이후부터는 감소하는 경향을 보인다. 이는 수분 첨가 시 모세관력에 의하여 입자간 결합이 유도되고 [17], 윤활제 역할을 하여 가압 시 입자의 재정렬을 용이하게 하여 입자간 접촉면을 증가시켜 밀도 증가 및 응력 분산을 유발하기 때문에 강도가 증가하지만 [18] 일정 수준 이상으로 수분이 과잉될 경우 입자들을 이격시켜 접촉을 방해하는 역할을 하여 강도가 감소하는 것으로 판단된다.

Fig. 8. Compressive strength with moisture content.

Fig. 9. Compressive strength with screw feeder RPM.

3.2 원료 공급 속도의 영향

트윈 롤 브리켓터를 통해 연속적으로 제조되는 브리켓의 밀도는 원료 공급 속도의 영향을 받고, 브리켓의 밀도는 강도에 직접적으로 영향을 주는 인자이기 때문에 이러한 원료 공급 속도가 브리켓 강도에 미치는 영향을 조사하기 위해 원료 공급 장치의 회전 속도에 변화를 주어 강도를 측정하였으며 그 결과를 그림 9에 나타내었다. 이 때의 수분 함량은 광석 A가 자체적으로 함유한 4.4 wt%로 고정하였다. 그 결과 본 실험조건에서는 브리켓이 제조되어 형상을 유지하기 위해서는 최소 18 RPM 이상의 속도로 공급되어야 하는 것을 확인하였다. 또한 공급 속도에 비례하여 강도가 대폭 증가하였고, 원료 입도가 2.8 mm 이하일 때보다 4 mm 이하일 경우의 강도가 더욱 높게 나타나는 경향을 보이는데 이는 크기가 다른 입자들이 혼재된 경우 큰 입자 사이의 공간에 작은 입자가 침투하여 공극률이 감소하게 되어 [19] 브리켓 밀도가 증가하는 것에 기인한 것으로 사료된다.

Fig. 10. Compressive force distribution in the briquette with different particle size.

3.3 원료 입도의 영향

3.2절에서 언급된 바와 같이 트윈 롤 브리켓터를 이용한 가압 성형에 있어서 원료의 입도 역시 상당한 영향을 미치는 것으로 확인되었기 때문에 이를 검토하기 위하여 개별 요소법을 활용한 가압 성형 시뮬레이션을 수행하여 브리켓 내 압축력 분포를 분석하였다. 해석에 사용된 포켓의 깊이는 10 mm로 고정하였다. 가압 성형 과정에서 각각의 입자가 받는 압축력을 나타낸 그림 10을 보면 입도 분포와 관계없이 공통적으로 큰 입자가 작은 입자에 비해 더 큰 힘을 받는 것을 확인하였다. 이와 같은 결과를 통해 브리켓의 강도 발현에 있어서 큰 입자는 하중의 부하를 견디는 역할을, 작은 입자는 하중을 큰 입자에 전달하는 매트릭스 역할을 하는 것으로 판단된다.

3.4 포켓 깊이의 영향

복합소성 공정으로 제조된 미분광 브리켓의 기존 제품인 소결광을 대체하기 위해서는 기존의 소결 공정에 대응한 생산속도를 확보할 필요가 있다. 트윈 롤 브리켓터의 경우 브리켓 체적 증가를 위해 포켓의 깊이를 증가시키면 단위 시간당 생산량은 증대되지만, 성형 과정에서 브리켓 내부까지 전달되는 가압력이 부족하여 강도가 감소할 수 있다. 따라서 충분한 강도를 유지하면서 생산성을 증대시킬 수 있는 적정 브리켓 형상을 도출하기 위하여 포켓 깊이 변화에 따른 해석을 수행하였으며 이 때의 브리켓 내 압축력 분포를 비교하였다. 포켓의 폭과 높이는 각각 21 mm, 16 mm로 고정한 상태에서 깊이를 3-16 mm까지 변화시켰다. 가압 성형 중 브리켓 내 입자가 받는 압축력 분포를 그림 11에 나타내었다. 포켓의 깊이가 깊을 경우 깊이에 따라 입자가 받는 압축력이 낮아지는 것을 확인하였다. 특히 깊이가

Fig. 11. Compressive force distribution in the briquette with pocket depth (a) $d = 5$ mm, (b) $d = 10$ mm (c) $d = 15$ mm.

Fig. 12. Compacting simulation with time step on pocket depth is 15 mm.

15 mm 이상에서는 그림 12에 나타난 바와 같이 브리켓이 성형 후 깨지는 현상이 발생하였다. 또한, 그림 13을 보면 포켓 내 원료 충전물이 포켓 깊이에 반비례하여 감소하는 것을 알 수 있으며 특히 깊이가 8 mm 이상이 되면 충진률 감소에 더불어 불균일한 충전 상태를 나타냄을 확인하였다. 이는 포켓 깊이가 수평 방향으로 증가하는 반면, 원료의 공급은 수직 방향으로 이루어지기 때문에 포켓 내 원료 충진이 원활하게 이루어지지 않아 브리켓 밀도가 감소하는 것에 기인하는 것으로 판단된다. 따라서 생산성 증대를 위해 포켓 깊이를 증가시키기 위해서는 원료 공급 속도를 더욱 증가시키거나, 원료 공급 시 수직 방향으로 물리적인 압력을 가하는 등의 방식을 통해 충분한 충진률 확보

Fig. 13. Packing ratio with pocket depth.

가 필요할 것으로 사료된다.

3.5 향후 계획

원료 투입 속도, 포켓의 중형비에 따른 브리켓의 강도는 원료에 따라 다를 것이며 이는 생산성과 관련된 매우 중요한 내용이다. 따라서 원료 종류에 따른 최적 제조 조건 도출에 대한 연구가 추가로 필요하다고 사료된다.

4. 결 론

본 연구는 저급 미분광의 유효 활용 및 CO₂ 배출량 저감을 목적으로 개발된 소결기를 이용한 복합소성 공정에서 소결 원료와 함께 장입되는 미분광 브리켓의 적용 가능성을 검토하기 위하여 제조 조건에 따른 강도 특성을 조사하였으며 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 브리켓 제조 시 수분 함량이 6 wt%일 경우 가장 높은 강도를 얻었으며 그 이후 수분 함량이 증가할수록 강도가 낮아지는 경향을 나타내었다. 이는 과량의 수분이 입자 사이에 위치하여 입자를 이격시키고 접촉 면적을 감소시켜 응력의 분산이 원활하게 이루어지지 않게되는 것에 기인한 것으로 보이며, 브리켓 제조에 사용되는 미분광의 경우 전처리를 통한 수분 함량 제어가 필요할 것으로 판단된다.

2. 트윈 롤 브리켓팅에 있어서 브리켓 제조에 필요한 최소 원료 공급 속도가 존재하며 이에 비례하여 브리켓의 강도가 증가하는 것을 확인하였다. 이는 포켓 내 충전률 증가에 영향을 미쳐 브리켓 밀도를 증가시키기 때문인 것으로 사료된다.

3. 원료의 최대 입도가 클수록 브리켓 강도가 증가하였는데, 이는 큰 입자가 하중의 부하를 견디는 역할을 함과 동시에 큰 입자 사이의 공간을 작은 입자가 매워줌으로서 기공

감소에 따른 밀도 증가 효과가 나타난 것으로 판단된다.

4. 포켓의 깊이 증가에 따라 브리켓 밀도는 감소하였으며 특히 깊이가 15 mm 이상일 경우 브리켓의 성형 후 파괴 현상이 나타남을 수치해석을 통해 확인하였다. 이는 수직 방향으로 공급되는 원료가 수평 방향으로의 포켓 깊이 증가 시 충전이 원활하게 되지 않는 것에 의한 것으로 보이며 생산량 증대를 위해 포켓 깊이 증가 시 브리켓 강도가 확보되는 포켓 깊이 제한이 있을 것으로 생각된다.

REFERENCES

1. B.-J. Lee, *Korean J. Met. Mater.* **56**, 253 (2018).
2. H. Sato, S. Machida, K. Ichikawa, M. Sato, T. Ariyama, and K. Takeda, *Tetsu-to-Hagané* **92**, 123 (2006).
3. T. Jiang, G. H. Li, H. T. Wang, K. C. Zhang, and Y. B. Zhang, *Ironmak. Steelmak.* **37**, 1 (2010).
4. Japanese patent application No. 2005-137474. May 10 (2005).
5. H. J. Kang, S. M. Choi, W. Yang, and B. K. Cho, *ISIJ Int.* **51**, 1065 (2011).
6. C. Lee, K. Bang, D. Hong, and H. M. Lee, *Korean J. Met. Mater.* **57**, 1 (2019).
7. S. Haeri, Y. Wang, O. Ghita, and J. Sun, *Powder Technol.* **306**, 45 (2016).
8. J. Li, C. Webb, S.S. Pandiella, and G.M. Campbell, *Powder technol.* **133**, 190 (2003).
9. N. T. Ngo, B. Indraratna, and C. Rujikiatkamjorn, *Computers and Geotechnics* **55**, 224 (2014).
10. Y. Yu, and H. Saxen, *Chem. Eng. Sci.* **65**, 5237 (2010).
11. K. M. Kim, K. W. Lee, J. H. Kwon, H. K. Jeong, and J. W. Han, *Korean J. Met. Mater.* **55**, 896 (2017).
12. R. Soda, A. Sato, J. Kano, E. Kasai, F. Saito, M. Hara, and T. Kawaguchi, *ISIJ Int.* **49**, 645 (2009).
13. C. J. Coetzee, *Powder technol.* **297**, 50 (2016).
14. O. R. Walton, and R. L. Braun, *J. Rheol.* **30**, 949 (1986).
15. M. Nakano, T. Abe, J. Kano, and K. Kunitomo, *ISIJ Int.* **52**, 1559 (2012).
16. M. Asada and Y. Omori, *Tetsu-to-Hagané* **69**, 739 (1983).
17. M. C. Coelho and N. Harnby, *Powder Technol.* **20**, 201 (1978).
18. R. M. German, *Powder Metallurgy Science*, pp. 114-126, Metal Powder Industries Federation, USA (1984).
19. H. Masuda, K. Higashitani, and H. Yoshida, *Powder Technology Handbook*, 3rd ed., pp.300-301, Taylor & Francis Group, Boca Raton (2006).