

크리프드연삭에서 공작물로 유입되는 에너지 비율 Energy Partition to Workpiece in Creep feed Grinding

김 남 경, 박 호 성(진주산업대학교), 이 동 호(연암공업전문대학교)

홍 순 익, 송 지 복(부산대학교)

Kim Nam-Kyung, Park Ho-Sung(Chinju Nat. Univ.) Lee Dong-Ho(Yunam Coll.of Engin.)

Hong Soon-ik, Song Ji-bok(Pusan Nat. Univ.)

Abstract

This paper is concerned with the heat flux distribution and energy partition for creep-feed grinding. From measurements of transient grinding temperatures in the workpiece sub-surface using an embedded thermocouple, the overall energy partition to the workpiece was estimated from moving heat source theory for a triangular heat flux distribution as 3.0% for down grinding and 4.5% for up grinding. The higher energy partition for up grinding can be attributed to the need to satisfy thermal compatibility at the grinding zone. The influence of cooling outside the grinding zone can be analytically taken into account by specifying convective heat transfer coefficients on the workpiece surface h_a ahead of the heat source (grinding zone) and h_b behind the heat source. The smaller energy partition together with slightly lower grinding power favors down grinding over up grinding.

Key words : Creep Feed Grinding(크리프드 연삭), Grinding Temperature(연삭 온도), Energy Partition(에너지 비율), Triangular Heat Flux Distribution(삼각형 열원 분포)

1. 서론

연삭작업은 공작물 가공시 단위체적당 제거율에 대해 고에너지가 요구되며 이 에너지는 연삭 지점에서 열로 없어져 버린다⁽¹⁾. 이것은 공작물에 온도 상승을 초래하고 열 손상을 일으킬 염려가 있다. 연삭 온도를 해석하고 열 손상을 억제하기 위해서는 전체 소요연삭 에너지, 연삭지점과 공작물에서의 열에 적용된 유체의 냉각에 따른 열전달과 전체 에너지에 차지하는 비율등에 대해 연구할 필요가 있다.

연삭에서 이론적 및 실험적 열전달 현상에 대해 상당한 연구가 이뤄졌지만, 주로 건식연삭에서 공작물온도를 예측하고 측정하여 공작물로 에너지 분할에 집중되어 있었다. 대부분의 이론적 해석은^(2,3) 순간 온도도 일부 고려되었지만, 운동 열원이론을⁽⁴⁾ 사용하여 연삭지점에서 유사 정적상태 온도를 예측하는 것이다. 이러한 이론들을 사용하여 온도 상승을 계산하기 위해서 연삭 지점에서 전체 열흐름 분포와 공작물의 열 분할을 규명하는 것이 필요하

다. 연삭영역 내에서 전체 열 흐름은 균일한 것으로(사각형 형태)또는 비례하는 것으로(삼각형 형태) 모

델화 되어져 있으며 공작물의 열 분할은 연삭지점을 따라서 일정한 것으로 가정되어졌다.

사각형 혹은 삼각형 열 흐름 분포의 가정은 어느 쪽이나 연삭영역에서 계산돼 최대 온도 상승에 있어서 큰 차이가 없었다. 그러나 열전대를 심는 방법⁽⁵⁾, 2색 적외선 기법⁽⁶⁾을 사용하여 공작물 표면에서의 온도를 측정함으로써 삼각형 분포의 가정이 보다 일관성이 있음이 발견되었다. 주축력과 함께 이같은 표면온도의 측정은 공작물의 에너지 분할을 예측하기 위해서 사용되어질 수 있다.

Al_2O_3 숫돌로 강의 연삭을 할 경우 열전대 방법에 의해 얻은 에너지 분할은 60~70%이며⁽⁵⁾ 이는 열량 측정 방법⁽⁷⁾을 사용하는 것 보다 다소 작았다.

2색 적외선 기법을 이용하여 다이아몬드 숫돌로 세라믹을 연삭할 경우⁽⁶⁾ 에너지 분할은 습식연삭에서는 거의 20%정도이고 건식 연삭에서는 60%였다. 유한요소법을 사용하여 연삭 경계면에서 온도를 측정함으로써⁽⁸⁾ 고능을 연삭에서의 에너지 분할이 단지 약 2%정도임을 예측하였다. 이와 같은 낮은 에너지 분할 값은 연삭지점에서 연삭유에 의한 냉각의 영향일 수 있으며 이것은 온도가 연삭 누름계온도⁽⁹⁾ 이하를 유지할 때만 유효하다.

연삭영역에서 연삭 누름 열 흐름을 측정하고 한계 누름 온도 상승이 110°C (수용성 유제)로 가정할⁽¹⁰⁾ 때 고능을 연삭에 대한 에너지 분할이 2~4%임을 예측하였다. 그러나 연삭영역을 따라서 에너지 분할이 일정하다고 한 가정은 온도 불일치를 초래한다^(2,3). 즉 공작물의 온도 상승이 연삭 지점을 따라 경계면에서 각 점에 스톨과 유제의 온도는 일치하지 않는다. 이 온도 일치 조건을 만족시키는 것은 에너지 분할이 연삭 지점을 따라서 크게 변하며 특히 크립피드와 같은 고능을 연삭에서는 더욱 그렇다. 이 논문은 크립피드연삭에서의 열흐름과 에너지 분할 분포를 연구하였다. 상향연삭 및 하향연삭의 두 경우에 대해 공작물 표면의 온도와 주축력을 측정하는 실험을 하였다. 측정된 온도 분포는 먼저 공작물로의 에너지 분할을 예측하기 위하여 삼각형 열원분포를 가진 운동 열원 이론을 사용하여 얻어진 온도 분포와 비교하였다.

2. 실험

연삭실험은 Fig.1에 나타난 Brown & Sharpe Hi-Tech CNC연삭기로 수행되었다. 직경 $d_s=350$ mm이고 폭이 $b_s=38$ mm인 고능을 비트리파이드 산화 알루미늄 스톨(38A100F25VCF2)이 사용되었다. 공작물은 AISI 1020강(HRB 40) 길이 150mm, 폭은 19mm이다. 물 속에서 무게를 측정하는 방법으로 결정된 이 스톨의 다공성은 44.1%임이 알려져 있다⁽¹¹⁾. 그리고 공작물의 폭이 19mm가 되는 스톨의 중간 지점이 연삭에 사용되었다.

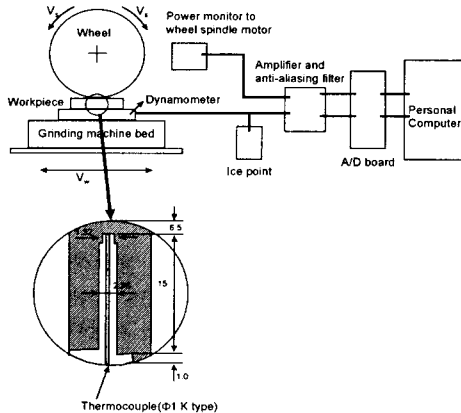


Fig.1 Schematic diagram of experimental equipments

실험은 하향 및 상향연삭 방법으로 스톨 속도 $V_s=30$ m/s, 공작물 속도 $V_w=5$ mm/s, 그리고 스톨 연삭깊이 $a=0.5$ mm로 수행되었다. 하향연삭의 경우

스톨의 회전방향은 연삭영역에서 공작물 속도와 동일한 방향이며 유제는 Fig.2에 보여주는 것과 같이 적용된다.

상향연삭은 왼쪽부터 유제를 적용하고 반대 방향으로 스톨회전 속도를 가지게 하여 실험하였다. 연삭유제는 5%수용성 유제를 사용하여 노즐 유속이 2 l/s로 적용시켰다. 연삭에 앞서 연삭스톨은 드레싱 리이드 $S_d=0.34$ mm이고 반경방향 드레싱깊이 $a_d=0.038$ mm의 다이아몬드로 드레싱 되었다.

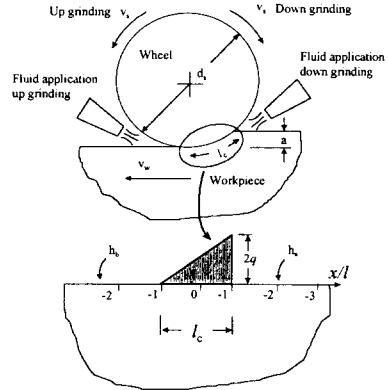


Fig.2 Illustration of up and down grinding and thermal model

연삭동안에 스톨주축에서의 전체 동력은 홀(Hall) 센서(A.F. Green,WT3)를 사용하여 측정되었고 이로부터 순수 동력은 비가공시 측정된 주축력을 뺀 것으로 얻어졌다.

공작물 표면에서 온도 측정은 공작물 내에 심은 열전대를 사용하여 연삭가공이 될 때마다 측정되었다. 열전대와 홀센서는 데이터 수집과 분석을 위해 PC에 연결되었다. 열전대를 심는 기법은 용접에 의한 방법을⁽⁵⁾ 사용했다. K type 크롬-알루미늄(30계이지선) 열전대로 추천 온도 범위 -165°C에서 1260°C를 가지는 것을 선택하였다. 각 열전대 선은 직경 0.254mm를 가지며 두 선은 테프론으로 피복되었다.

Fig.1에서 보듯이 공작물 아래쪽에서 직경 1.32mm 구멍을 뚫어 바닥에서 두 선은 방전용접을 함으로써 열간 접합을 행하였다. 공작물 아래쪽으로 부터 먼저 직경 2.38mm의 구멍을 깊이 15mm까지 뚫고 그 다음 직경 1.32mm인 작은 구멍을 뚫었다. 구멍의 바닥에 용접될 때 열전대는 공작물의 표면에서 부터 6.5mm가 되었다. 열전대선의 통로가 되도록 공작물의 아래쪽에 작은 홈이 만들어졌다. 냉간접합은 얼음이 든 플라스크 내에 잠겨졌다. 이 형태의 열전대는 5ms 지연시간을 갖는 것으로 알려져 있으며, 이

것은 공작물이 현재의 조건하에서 연삭 영역 길이를 횡단하는데 걸리는 2.6초보다 훨씬 작다. 공작물 표면에서의 온도 측정은 공작물이 연속적으로 연삭수들을 통과하는 동안 계속 측정되었다.

실험 절차는 다음과 같다. 먼저 5회의 연삭작업을 연삭깊이 0.05mm로 연삭깊이를 주어 시편을 평평하게 만들었다. 연삭실험 동안에 모든 온도와 동력에 관련된 데이터가 연속하여 수집되고, 공작물이 냉각되도록 하였다. 이 실험은 열전대 전기 회로가 끊어서 열전대가 그 역할을 중지하는 동안에 13번 연삭 횟수 동안 계속되었다. 하향 연삭시험에서는 어떠한 중간 드레싱 없이 이뤄졌다. 상향 연삭에서 5회의 연삭 후에 연삭 누름이 발생되었기 때문에 누름 현상을 피하기 위해 숫들은 초기 드레싱할 때와 같은 조건으로 매 4번 연삭 후에 드레싱 하였다.

3. 결과 및 검토

측정한 온도실험의 예를 하향연삭에 대해서는 Fig.3a에 상향연삭에 대해서는 Fig.3b에 보여준다.

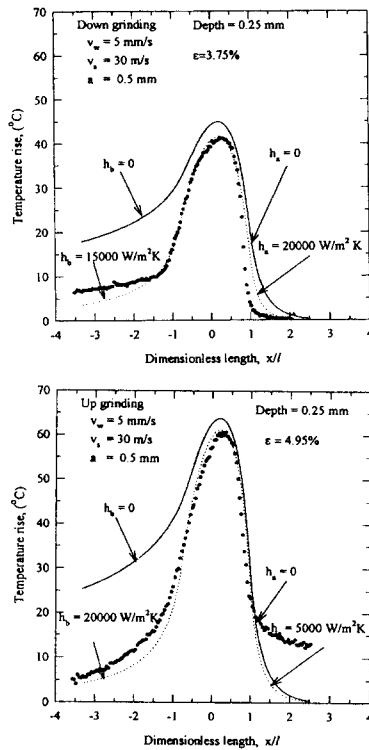


Fig.3 Measure temperature and analytical solution for (a)down and (b) up grinding for depth of 0.25mm

두 경우 점들로 나타난 것은 열전대에 닿는 마지막 연삭통과 바로 직전의 연삭 실험 데이터를 나타낸다. 이 그림에서 무차원 거리(Fig.3)에 해당되는 수평축은 기하학적 현 길이 $l_c = (dsa)^{1/2}$ 로 나타낼 때 $2i$ 길이의 연삭접촉 길이(-1에서 1까지)의 중간점에서 측정한다. 두 경우 모두 최소온도는 연삭 누름한계 온도보다 훨씬 아래다. 이것은 크립피드연삭시 공급되는 연삭액이 접촉지점에 잘 유입됨을 보여준다. 그리고 그림 3a와 3b에서 보여주는 실선은 유한요소법을 이용하여 온도데이터를 해석적으로 예측한 결과이다. 연삭영역의 중간점 위치(x/l)는 측정된 온도 데이터와 해석적 온도데이터가 일치됨을 보여 주고 있으며, 기하학적 접촉길이와 실험적 접촉길이가 비교적 잘 일치한다. 일반연삭 조건으로 실험한 연구들에서⁽⁵⁾ 표면 아래 깊이는 각 측정된 온도데이터에 대해 영점을 최종적으로 지나가는 것으로 정하고 최종으로 지나가기 직전까지의 지나간 횟수에 1회 연삭깊이를 곱해줌으로 표면으로부터 연삭지점의 깊이를 얻을 수 있다.

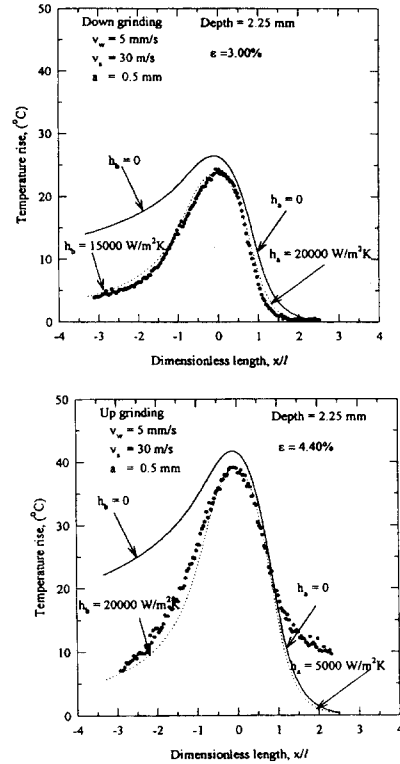


Fig.4 Measure temperature and analytical solution for (a)down and (b) up grinding for depth of 2.25mm

본 실험과 같이 연삭깊이가 큰 $a=0.5\text{mm}$ 크립피드

연삭의 경우 최종적으로 지나가기 직전의 연삭은 그 깊이가 0.25mm로 두고 증가폭은 연삭됨에 따라 0.5mm가 더해진다. 이 방식에서 표면아래 깊이에 대한 오차는 0.25mm를 넘지 않는다.

Fig.3에서의 결과는 온도 변화율이 가장 큰 표면에 가장 가까운 곳에서 얻어졌으며 이 온도는 측정된 실제 연삭깊이를 예측하는데 있어 불확실성이 가장 크다.

Fig.4에서는 표면으로 부터 깊이가 2.25mm지점의 온도 분포를 보여 주고 있다. 표면의 가까운 지점에서 보다는 에너지 유입 비율이 조금 작은 것을 보여 주고 있다.

12회 연삭되는 동안의 각각에 대한 온도측정에서 얻어지는 최대온도는 하향 및 상향연삭에 대해 Fig.5에 보여준다. 또 각 연삭가공 동안에 초기화 후에 평균동력도 포함되어 있다. 하향연삭에서 Fig.5a의 동력은 최대깊이 6.25mm에서의 첫 번째 연삭 후 0.25mm깊이의 연삭 때까지 숫돌의 로우딩현상으로 동력이 증가됨을 보여 주고 있다. 총 12번의 연삭가공 동안 평균 동력은 2.98kw이다. 각 연삭시마다 표준화된 최대온도 값은 측정된 최대온도 값에 측정된 동력을 12번 동안 평균한 동력의 비율을 곱($T = T_r / P_r \times P_a$ 여기서, T : 표준화된 온도, T_r =측정된 온도, P_r =측정된 동력, P_a =평균한 동력)하여 얻은 표준화된 값이다. 그렇게 하므로써 로우딩에 의한 과도한 온도값을 상쇄시킬 수 있을 것이다. Fig.5b에서 보는 상향연삭에서 숫돌은 앞에서 언급한 바와 같은 연삭 누름을 피하기 위하여 매 4번의 연삭 후에 재드레싱을 하였다. 이 경우 총 12번의 연삭 동안에 평균 동력은 하향연삭보다 약간 큰 3.2kw였다. 이것은 크릴 피드연삭에서는 하향연삭 보다는 상향연삭이 로우딩 등에 의해 동력이 큰 것으로 보아 하향연삭이 크릴 피드연삭시 좋은 방법으로 추천될 수 있다. Fig. 5b에서 측정된 최대온도는 동력 변화를 설명하기 위해 하향연삭과 같은 방법으로 같이 표준화되어 졌다.

연삭온도는 이동열원이론으로 보통 계산된다. 이 목적으로 연삭지점에서 이동열원이 공작물 V_w 와 같은 속도로 반무한체(공작물)의 표면을 따라서 이동하는 것으로 생각되어 진다. 연삭접촉 길이에 따른 열원은 보통 사각 혹은 삼각형으로 분포하는 것으로 가정된다.

그럼 Fig.2에서와 같은 삼각형 분포 가정은 일반 연삭 조건에서 표면 아래에서 온도에 대한 보다 나은 근사치를 얻을 수 있음을 알 수 있다. 실제로 연삭에서 발생된 모든 에너지는 연삭 접촉호 l_c 에서 열로 변환되어 결과적으로 전체 평균 열흐름량은 다음 식과 같다.

$$q_t = \frac{P}{l_c b} \quad (1)$$

여기서, P 는 전 연삭동력이며 b 는 공작물 폭이다. 발생된 전체 열 중에서 단지 ϵ 부분만 공작물에 전도된다. 그러므로 연삭부위에서 공작물로의 평균 열 흐름은 다음과 같다.

$$q_w = \epsilon q_t = \frac{\epsilon P}{l_c b} \quad (2)$$

측정된 온도를 이동 열원 해석에 맞추기 위해 측정된 결과와 가장 잘 맞는 q_w 값을 발견하는 것이 필요하다. 이것은 또한 전체 연삭력 P 가 알려져 있다면 ϵ 의 에너지 분할에 대한 값을 얻게 한다. 크릴 피드연삭에서 유체에 의한 냉각은 낮은 ϵ 의 값을 제공하고, 공작물의 누름이나 열적 손상을 피하기 위해 연삭지점에 제공될 필요가 있다. 종래의 연삭은 일반적으로 누름한계 이상에서 수행되며 여기서는 연삭지점에 유체에 의한 냉각을 해도 효력이 없다.

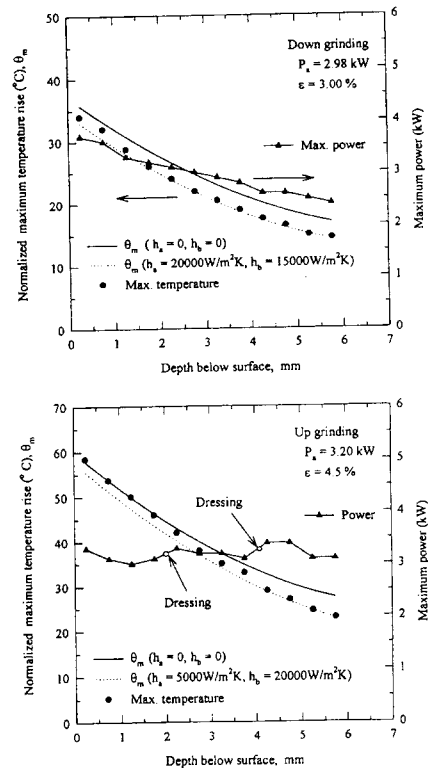


Fig.5 Normalized maximum temperature rise and grinding power versus depth below surface for (a)down and (b) up grinding

연삭지점 밖에서의 냉각 영향은 공작물 표면에

서 열원 앞에서의 h_a 와 열원 뒤에서의 h_b 와 같은 열전달계수를 규명해 줌으로서 해석적으로 고려되어 질 수 있다. Fig.2와 삼각형 이동 열원의 해석적 결론 Fig.3,4들도 역시 하향 및 상향 연삭에 대한 측정된 결과와 비교할 수 있다. 공작물의 열전도 계수는 $K_w = 60.5 \text{ W/mk}$ 이고 비열 $C = 434 \text{ J/kgk}$, 열 확산 계수 $\alpha_w = 17.8 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ 이다.

Fig.3에서와 같이 $\epsilon = 3.75\%$ 인 하향연삭에 대해서 그 결과는 연삭지점 전 후에서 냉각이 있는 경우 ($h_a = 20,000 \text{ W/m}^2\text{k}$, $h_b = 15,000 \text{ W/m}^2\text{k}$)와 냉각이 없는 경우 ($h_a = 0$, $h_b = 0$)를 보여주고 있다.

연삭지점 전방에서 냉각은 온도 상승에 작은 영향만 가지는 것으로 나타나나 연삭지점 후방에서는 보다 더 큰 영향이 있었다. Fig.2를 보면 유체는 실제로 하향연삭에서 연삭 지점 앞에 적용되지만 상대적인 차이는 연삭영역 후방에서 더 큰 것처럼 보인다.

비교적 Peclet수 ($Pe = V_w l (\rho c)_w / K_w \approx 1$)가 크기 때문에, 연삭영역 앞의 온도 상승은 매우 작으며 따라서 아주 작은 냉각이 그 위치에서 일어날 것이다. 명백하게 연삭영역 뒤쪽의 냉각이 연삭지점을 통해서 지나가는 유체에 의해 일어난다. $\epsilon = 4.95\%$ 를 가지는 Fig.4b에서의 상향 연삭에 대해서 그 결과들은 연삭영역 전후의 냉각 있는 경우와 ($h_a = 5,000 \text{ W/m}^2\text{k}$, $h_b = 20,000 \text{ W/m}^2\text{k}$), 냉각 없는 경우 ($h_a = 0$, $h_b = 0$)에 대해 보여주고 있다. 이 경우 유체는 연삭영역 뒤에 적용되고 이것으로 그 위치에서 실험 결과들 ($h_b = 20,000 \text{ W/m}^2\text{k}$)에 맞는 열 전달 계수가 하향 연삭에서 보다 약간 더 큰 이유가 설명될 수 있다.

에너지 분할을 예측하는 또 다른 방법은 모든 연삭들에 대해 해석적인 값의 표준화된 최대 온도를 비교하는 것이다. 해석적인 결과는 냉각이 있는 경우와 없는 경우 모두 Fig.5에 포함되어 있다. Fig.5a 하향연삭에 대해 $\epsilon = 3.00\%$ 의 값이 얻어졌으며 이는 Fig.3a에서 깊이 0.25 mm 에서의 12번째 연삭지점 대한 3.75% 의 값보다 약간 더 작은 값이다.

Fig.5b의 상향연삭에 대해 에너지 분할은 $\epsilon = 4.5\%$ 이며 Fig.3a의 $\epsilon = 4.95\%$ 와 비교된다. Fig.5에서 결과들은 Fig.3,4에서 값들보다 실제 상황을 보다 더 잘 나타낸 것이다.

4. 결론

크릴피드연삭을 행하여 삼각형 열흐름 분포 방법으로 열흐름과 에너지 분할 분포를 연구한 결과 다음과 같은 몇 가지 결론을 얻었다.

1) 개발된 유한요소 프로그램으로 열 유입비율과

대류열전달계수등을 쉽게 예측할 수 있으며, 측정된 접촉호 길이와 기하학적 접촉호는 비교적 잘 일치하였다.

2) 하향연삭에서 에너지 유입비율은 약 3%이고 상향연삭에서의 에너지 유입비율은 약 4.5%로 상대적으로 높다.

3) 하향연삭에서는 유체가 접촉호를 통과하여 연삭 슷돌 전방의 대류열전달계수(h_a)는 후방의 대류열전달계수(h_b)보다 크지만, 상향연삭에서는 유체가 접촉호를 통과하기 힘들어 h_a 는 h_b 보다 훨씬 작다.

4) 에너지 유입비율과 가공 중 버어닝 현상들을 종합할 때 크릴피드가공은 상향연삭 보다는 하향연삭가공이 작업하는데 유리할 것이다.

참고문헌

1. Malkin, S., 1989, Grinding Technology: Thermal Aspects of Grinding, Part 1- Energy Partition", SME, Dearbon.
2. Guo, C. and Malkin, S., 1995a, "Analysis of Energy Partition in Grinding", ASME Journal of Engineering for Industry, Vol.117, pp.55-61
3. Guo, C. and Malkin, S., 1995b, "Analysis of Transient Temperatures in Grinding", ASME Journal of Engineering for Industry, Vol.117, pp.571-577
4. Jaeger, J., "Moving Sources of Heat and Temperature at Sliding Contacts", Journal and Proc. of the Royal Society of New South Wales, Vol.76, 1942, pp.203-224
5. Kohli, S. P., Guo, C. and Malkin, S., 1995, "Energy Partition for Grinding with Aluminum Oxide and CBN Abrasive Wheels", ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 117, pp. 160-168.
6. Zhu, B., Guo, C., Sunderland, J.E. and Malkin, S., 1995, "Energy Partition to the Workpiece for Grinding of Ceramics", Annals of the CIRP, Vol. 44, pp. 269-271.
7. Malkin, S., and Anderson, R.B., 1974, "Thermal Aspects of Grinding, Part 1- Energy Partition", ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 96, pp. 1177-1183.
8. Shafto, G.R., Howes, T.D. and Andrew, C.,

- 1975, "Thermal Aspects of Creep Feed Grinding", Proceeding of the Sixteenth International Machine Tool Design and Research Conference, p.31.
9. Lavine, A.S., Malkin, S., and Jen, T., 1989, "The Role of Cooling in Creep Feed Grinding", Int. J. Adv. Manuf. Technology, Vol.5 , pp. 97-111.
 10. Guo, C. and Malkin, S., 1994, "Analytical and Experimental Investigation of Burnout in Creep-Feed Grinding", Annals of the CIRP, Vol.43/1, pp.283-286.
 11. Krishnan, N., Fluid Flow in Creep-Feed Grinding, MS Thesis, Univ. of Massachusetts, 1993