

틈새가 존재하는 이종강 레이저 용접부의 열유동에 관한연구

A Study on Heat Flow of Laser-Welded Dissimilar Steel Joints with Gap

양 해 석*

Yang, Hae-Sug

ABSTRACT

A welding structures is generally composed of dissimilar steel materials in order to reduce weight and cost, and has a gap to fill the welding agent. Also, heat flow analysis should be fulfilled for structure existing of gap to figure out residual stress which is generated after welding. Since mechanical properties of welding structure composed of dissimilar steel is more fragile than mechanical properties of welding structure consisted of same material, heat flow analysis verifying this should be fulfilled as well. Therefore, on this research, heat flow analysis about dissimilar steel weldment consisted of gap existing AISI304 and AISI630 is practiced so that it could be a basic data of research about mechanical properties of gap existing dissimilar steel welding part which is going to be studied later on. During heat flow analysis, heat input model which based on Gaussian profile and using volume heat flux was newly consisted and applied. In addition, for verifying of analysis on this research, gap existing dissimilar steel weldment which had gap of 0.25mm and was welded using Nd-YAG. The welding profile and temperature distribution for weldment during welding was compared to the result which was gotten through heat flow analysis. Both of those results corresponded each other.

주요기술용어(주제어) : Dissimilar Steel(이종강), Laser Welding(레이저 용접), Gap Width(틈새 크기), Heat Flow(열유동)

1. 서론

레이저 용접은 좁은 열영향부, 작은 열변형, 빠른 용접속도 등 여러 가지 장점을 갖고 있기 때문에 최근 항공기, 자동차 등 여러 산업분야에서 사용되고 있으며, 일반용접에 비해 금속조직이나 기계적성질

측면에서 모재에 영향을 미치는 부분이 매우 작아 우수한 평가를 받고 있다. 특히 첨단 유도무기와 같이 고 정밀도를 요구하는 구조물 제작시 기존 스크루 등으로 접합부를 고정하던 방식을 공기저항 및 제작시 문제점이 많이 발생하여 레이저 또는 전자빔 용접으로 접합하는 방식이 활발하게 수행되고 있다. 유도무기에 사용되는 구조물의 재질도 점차 고기동 및 고온 환경에 견디기 위한 소재로 바뀌어 가고 있고, 특히 유도무기에 사용되는 날개는 고온 및 고하중 상태에서 운용되고 있기 때문에 고강성 재질이

† 2007년 3월 26일 접수~2007년 6월 15일 게재승인

* 국방과학연구소(ADD)

주저자 이메일 : yhs4501@add.re.kr

요구되며, 무엇보다 무게를 가볍게 제작해야 한다. 이를 위해 포켓형상의 뼈대(skeleton) 구조물에 외피(skin)를 레이저 용접으로 접합하는 기술이 점차 발전되어 가고 있다. 레이저 용접방법은 CO₂ 레이저 용접 및 Nd-YAG 레이저 용접이 있으며, 그중 Nd-YAG 레이저 용접이 CO₂ 레이저 용접보다 열변형 및 잔류응력 발생 등에 있어 보다 우수한 성능을 나타낸다.

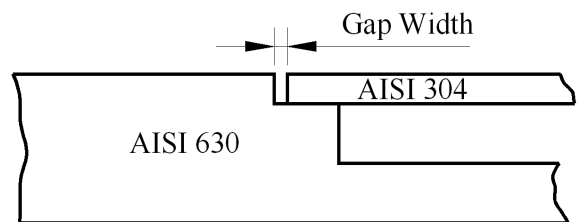
용접부의 열유동 해석시 사용하는 각종 물성치에 대한 연구로서 Zhu와 Chao^[1]는 용접부 해석시 온도, 변형 및 잔류응력에 영향을 미치는 물성치에 대해 연구하였다. 그의 연구에 의하면 열전달계수는 용접시 온도분포에 다소 영향을 준다고 했다. 그러나 밀도와 비열은 온도분포에 거의 영향을 주지 않는다고 하였다. 그러므로 밀도 및 비열 값은 상온 또는 전체온도 영역에 대해 평균값을 사용해도 거의 해가 달라지지 않음을 보였다. 용접부의 열유동해석은 Rosenthal^[2]이 점과 선 열원에 관한 열유속 식을 처음 제시한 이후, Westby^[3], Friedman^[4]등이 용접과정에서 발생하는 온도분포에 관한 수치해석적인 모델을 제시하였고, Mazumder^[5]등이 이동 가우시안 열원을 사용한 3차원 열전달 모델을 제시하였다. 레이저 용접에 대한 열유동 해석은 Ducharme^[6]에 의해서 수행되었으며, 틈새가 존재하는 모델은 Lampa^[7]와 Sudnik^[8]에 의해서 수치해석이 수행되었다. 또한 조해용^[9]등이 입열 조건으로 펄스 레이저 빔에 대한 3차원 이동 열원모델을 설계하여 해석에 적용시켰고, 빔에너지 변화에 따른 온도분포 결과를 분석하여 용융부 및 열영향부를 예측하였으나 네일헤드(nail head) 형상의 용융부는 도출하지 못했다. Goldak^[10,11]은 아크용접에 대한 3차원 열전달 및 열응력 해석시 용접부 표면과 체적에 대한 입열량을 임의의 함수로 정의하여 2차원 해석결과와 비교하였으며, 그 결과 차이가 크게 발생함을 보였다. Mahin^[12]등은 3차원 열전달 및 열응력 해석시 초기에 가정한 열류형상을 사용하여 용융부와 온도를 구한후 용융부 형상으로 1차 튜닝을 하고, 열전대를 통해 구한 온도와 일치하는 값을 찾아내기 위한 정밀 튜닝을 수행하였다. 이와 같이 용융부를 모델링하기 위해 다양한 수치해석을 수행했지만 용접부의 용융부 형상을 가지고 단순하게 접근

할 수 있는 식을 만들지 못했으며, 이로 인해 사용자가 이론식을 적용하기에는 어려운 점이 있었다. 그러나 본 연구에서는 측정된 용융부 형상 자료를 이용하여 해석시 직접 적용할 수 있는 식을 도출하였다. 열전달 해석시 공정변수에 영향을 주는 인자에 대해 연구한 Ravigururajan^[13]은 레이저 에너지, 레이저 빔직경(laser beam diameter), 용접속도 및 피용접재의 소재는 영향을 많이 주지만 보호가스(shielding gas)의 속도는 열전달 해석과 관련된 온도분포에 영향이 거의 없음을 보였다. Ducharme^[6]와 Argyris^[14]는 레이저 용접에 대해 용접속도, 레이저 용량, 보호가스 종류에 대해 용융부의 형상을 검토한 결과 용융부 길이에는 영향을 주지만 용융부 폭에 대해서는 영향이 거의 없음을 보였다. 초기에 수행된 열유동 해석은 대류와 복사현상을 무시하여 수행하였으나, Brickstad^[15]에 의해 이러한 항목이 매우 중요시 다루어 져야 한다는 것이 부각되었다. 이와같이 현재까지 조사된 문헌에는 틈새를 고려한 Nd-YAG 레이저 용접의 열입력 모델을 설정하여 수치해석에 적용한 내용이 없었으며, 유사 구조물에 대해 열입력 모델이 도출된 문헌도 없었다. 따라서 본 연구에서 틈새가 존재하는 이중강 레이저 용접에 대한 열유동 해석을 수행하였으며, 그 결과를 시험결과와 비교하였다.

2. 레이저 용접

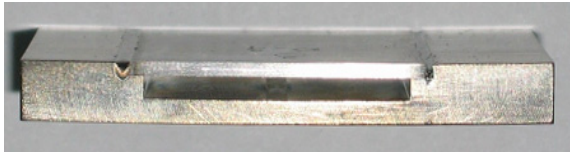
가. 용접시편

본 연구에서는 틈새(gap)의 영향을 고려한 용접부의 기계적 성질을 파악하기 위하여 시편의 틈새크기를 0.25mm로 구성하였으며, 틈새크기(gap width)의

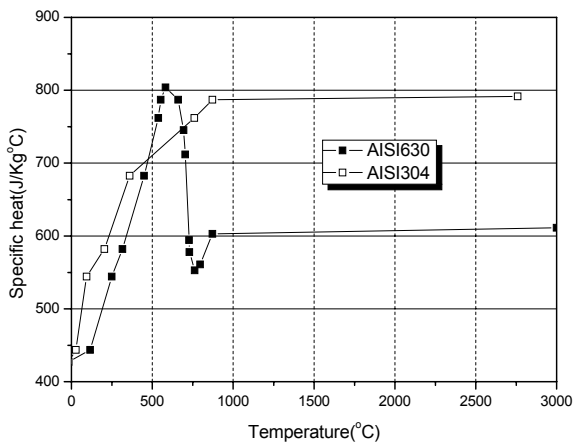


[그림 1] Definition of gap width

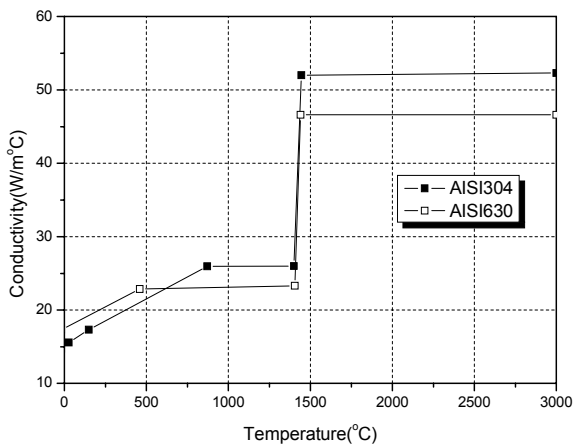
정의는 그림 1에 나타내었다. 시편은 AISI630 소재와 AISI304 소재인 이중강으로 구성하였으며, 무게를 최소화하기 위해 그림 2와 같이 포켓 형상으로 AISI630 뼈대(skeleton)에 1mm의 AISI304 외피(skin)를 Nd-



[그림 2] Pocket shape specimen



[그림 3] Temperature-dependent material properties (specific heat)



[그림 4] Temperature-dependent material properties (conductivity)

YAG 레이저용접기로 용접시편을 구성하였다. 동일한 초기조건을 유지하기 위해 용접 전 기계가공 후 가공 경화에 의해 발생하는 응력을 제거하기 위한 어닐링 처리를 하였으며, 조건은 AISI630 소재에 대해 470°C에서 2시간동안 열처리 후 공랭하였으며, AISI304의 경우 절단 이외의 가공 공정이 없으므로 별도의 가공 잔류응력 제거를 위한 후처리는 수행하지 않았다. 온도에 대한 열적 물성치를 Mil-HDBK-5H에 의거 그림 3~4에 나타내었다.

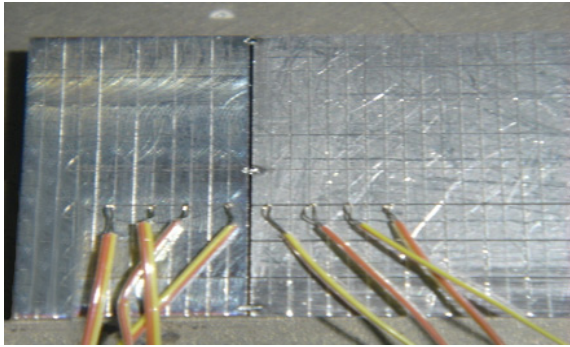
나. 온도측정

본 연구에서는 펄스형 Nd-YAG 레이저 용접기로 시편 작업을 수행하였으며, 용접시 용입 깊이는 1mm, 초점 위치는 표면으로부터 수직방향으로 0.7mm에 위치 시켰다. 펄스형 Nd-YAG 레이저 용접과정에 대한 용접변수들을 표 1에 나타내었다.

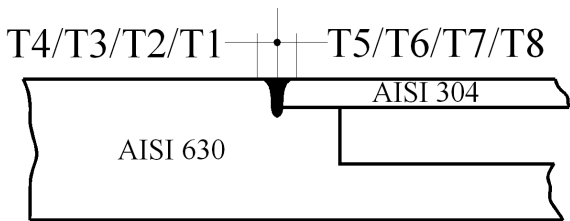
수치해석시 사용할 열입력 모델의 타당성을 입증하기 위해 틸새 0.25mm 시편 표면에 8개의 K-type 열전대(thermocouple dia.0.13mm)를 그림 5 및 6과 같이 용접방향의 수직방향에 대해 점용접(spot welding)으로 부착하여 용접시 시편에서 발생하는 온도를 계측하였으며, 계측시 주위 온도는 20°C 이었다. 그림 5 및 6에 나타낸 위치는 열전대를 점용접한 후 정확한 부착위치를 현미경을 이용하여 측정된 값이다. 용접시 레이저 빔이 열전대 근처를 지날 때 가능한 최대

[표 1] Nd-YAG laser welding parameters

Parameter	Value or Shape
pulse shape	rectangular
pulse duration	8.5ms
pulse energy	10.065J
average power	201.3W
pulse power	1184W
pulse repetition rate	20Hz
welding speed	6.67mm/s
gas flow rate	0.15L/s
nozzle	$\Phi=3.5\text{mm}$, 25° off axis

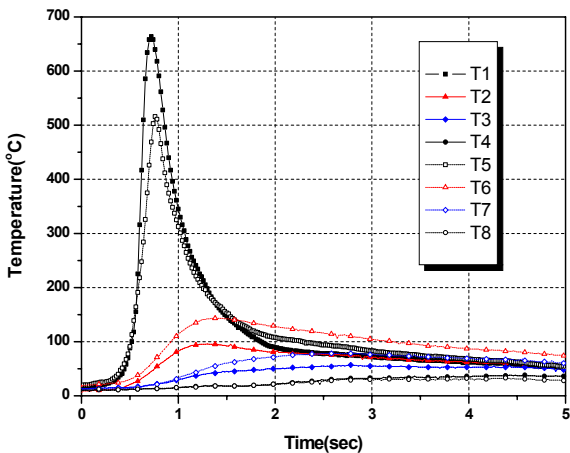


[그림 5] Thermocouples attached on the specimen



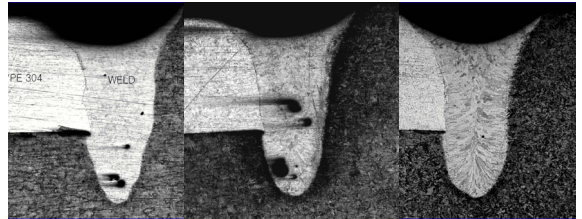
Distance from welding line(mm)							
T4	T3	T2	T1	T5	T6	T7	T8
7.3	5.0	3.2	0.9	1.1	3.5	5.3	7.3

[그림 6] The position of thermocouple



[그림 7] Thermal cycles at various location

온도 값의 측정이 가능하도록 하기 위해 샘플링은 20Hz로 하였으며, 측정된 온도는 그림 7과 같다. 그



[그림 8] Porosity distributions for various section

림 7에서와 같이 계측 샘플링이 용접시 사용한 펄스 (100Hz)보다 작아서 펄스형태의 값은 측정하지 못했다. 측정 자료(그림 7 참조)에서도 알 수 있듯이 상온에서 최고온도까지 도달하는 시간이 0.5초 만에 이루어지며, 용융부 중심으로부터 약 3mm 이후의 위치에서는 온도가 150°C 이하로 발생하는 것으로 보아 레이저 빔에 의한 순간적이고, 국부적인 온도 상승을 알 수 있었다. 최대온도는 AISI630 부위의 경우 0.9mm 위치(T1)에서 750°C 정도이고, AISI304 부위는 1.1mm 위치(T5)에서 500°C 정도로 나타났으며, 약 0.2mm 차이에서 온도는 250°C 정도의 차이가 발생함을 알 수 있었다. 7.3mm 위치에서는 거의 상온으로 유지됨을 알 수 있어 이 부위 이후로는 용융부의 열전달에 의한 영향이 전혀 나타나지 않음을 알 수 있었다. 따라서 레이저 용접은 구조물의 용접부에 고입열로 인한 국부적인 용융이 발생하고, 열전달 과정에 의한 온도분포의 차이가 크게 발생하는 것을 확인할 수 있었다.

다. 용융부 형상분석

Sun^[16]은 넓은 틈새가 존재하는 부위에 높은 열입력을 가하면 용접부에 기공이 형성된다고 했다. 따라서 레이저 용접의 강도를 충분히 확보하고, 기공을 줄이기 위해 틈새의 크기를 가능한 작게 해야 한다고 발표하였다. 본 연구에서 다룬 틈새 0.25mm 시편은 Sun의 연구에 해당하는 것으로 기공이 크게 발생한 것으로 나타났다. 그러나 틈새 0.25 시편의 경우 모든 용융부에 기공이 분포되어 있는 것이 아니라 일부분에 분포해 있는 것을 알 수 있었다. 그림 8은 틈새 0.25mm 시편에 대해 단면을 절단해 가면서 기공의 분포를 나타낸 것이며, 기공의 분포가 산발적으로 분포되어 있음을 알 수 있다.

3. 유한요소 해석

가. 열유동해석

일정 속도로 움직이는 레이저, 전자빔 또는 플라즈마 아크가 용접중심선에 수직으로 투사되면 실린더 모양의 키홀(keyhole)이 만들어지고, 그 둘레에 머시영역을 포함한 용융부(weld pool)와 용융부를 둘러싸는 고상-열영향부 그리고 열영향부 바깥의 모재영역 등이 구성된다^[17]. 용접에 의한 열전도는 일반적인 열전도 현상과 달리 레이저 열원이 이동을 하므로 시간에 따라 열원의 위치가 변하는 이동열원을 고려하여 열유동 해석을 수행해야 한다. 열유동 해석시 필요한 경계조건으로 초기의 모든 절점에서의 온도를 대기 온도와 동일하게 20°C로 하였고, 용접부는 가열 및 급냉의 복잡한 열 이력을 겪게 되므로 이를 해석하기 위해 재료의 열적성질인 비열을 온도에 따른 함수로서 입력하였다. 열전도 또한 온도 변화에 따라 다른 값들을 사용하였으며, 고상과 액상의 상변태에 의한 에너지변화를 고려하기 위해 잠열(Latent heat)을 용접부의 상변태시 고려하였다. 입열요소의 선택은 용접시편의 절단면 형상을 통하여 얻은 네일헤드(nail head)를 갖는 레이저 용융부의 형상을 최대한 고려하여 설정하였으며, 레이저빔 분포형태 및 키홀형상을 고려하여 입열량을 적용하였다. 본 연구에서는 구조물에 국부적으로 열을 가하여 생성된 불균일한 온도분포를 구하기 위해 비정상상태(unsteady state)의 천이(transient) 열전달 과정을 3차원 열해석을 통해 수행하였다. 유한요소 해석은 상용코드인 ABAQUS^[18]를 이용하였고, 열전달해석을 수행하여 용접부에서의 정확한 온도 사이클을 획득하였고, 유한요소 해석을 위한 입열량(q)은 체적입열(Volume flux)을 적용하여 계산하였으며, 열손실은 대류 및 복사에 의한 손실만 고려하였다.

나. 열입력 모델

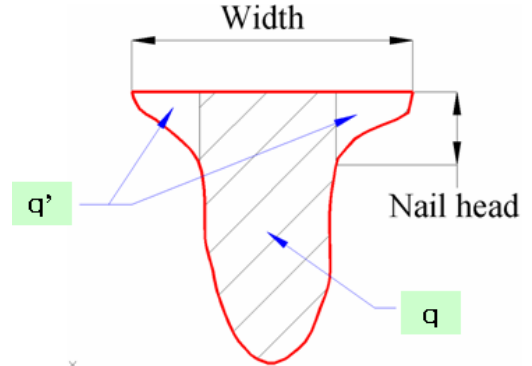
열입력 모델은 직접적으로 온도분포와 냉각율, 용융부의 크기, 열영향부의 크기 등을 결정하여 결과적으로 용접부 잔류응력 및 변형해석시 영향을 미치기 때문에 열입력을 정확히 모델링하는 것은 상당히 중요한 작업이다. 열입력에 관한 연구내용으

로, Carmignani^[19]의 실험결과에 따르면 가해진 에너지의 25%는 표면에 전달되며, 나머지 75%는 키홀에 의해 용융부 벽면에 전달된다고 하였다. Dong^[20]은 Girth 용접에 대해 ABAQUS를 이용하여 잔류응력 해석시 아크 열입력을 체적과 표면에 각각 적용하여 계산하였으며, 전체 열입력량의 60%를 표면에 가했고, 나머지 40%는 체적으로 열입력을 주었다. 조성규^[21]는 레이저용접이 높은 에너지 밀도를 갖는 레이저빔에 의해 키홀 현상을 수반하는 공정임을 감안하여 열원의 입력은 유한 두께의 모재에 대하여 가우시안 분포를 갖는 열원과 키홀 용접을 대변하기 위하여 선열원을 동시에 조합하여 이동열원으로 하였으며, 이는 Ducharme^[6]에 의해 연구된 박판 맞대기 용접에서 키홀용접을 잘 대변하는 것으로 해석되었기 때문이라고 하였다. 조해용^[9]등은 입열조건으로 펄스형 레이저 빔에 대한 3차원 이동 입열모델을 설계하여 해석에 적용하였고, 빔에너지 변화에 따른 온도분포 결과를 분석하여 용융부 및 열영향부를 예측하였다. 이때 입열 모델의 형상변수 값을 결정하기 위해 입열조건에서 빔파워를 고정변수로 놓고 형상변수를 변화시키면서 용접시편레이션을 하였으며, 수회의 해석과정에서 용접시편과 해석결과의 용융부 비교분석을 통해 용융부의 형상이 거의 일치되는 열원 형상변수 값을 결정하여 용융부 크기가 서로 부합되는 용접열원의 최대 에너지밀도를 결정하였다. 용융부에서의 열 흐름을 정확하게 묘사하기 위해서는 용융부에서 모재로의 열전도도뿐만 아니라 용융부 표면에서의 대류, 복사, 증발에 의한 열손실, 그리고 상변태에 의한 열변화 등이 수치적으로 명확하게 입력되어야 한다. 그러나 열입력을 정확하게 구성하는 것은 실질적으로 불가능하기 때문에 주로 수치적인 계산의 기초위에 실험적인 데이터를 이용한 튜닝(tuning) 또는 단순화된 물리적 모델을 구성하여 사용한다. 따라서 본 연구에서 수치해석시 적용한 열입력 모델은 Carmignani^[17]의 실험결과(25%는 표면에 전달, 75%는 키홀에 의해 용융부 벽면에 전달)를 참고하여 네일헤드 근처의 열입력량과 내부에 입력된 열입력량을 입력후 수치해석을 통해 나타난 용융부 형상 및 온도분포에 대해 시험에서 얻은 용융부 형상과 용접시 측정한 온도분포와의 비교 또는 튜닝을 통해 구성하였다. 용접

부 해석시 전형적인 열류(Heat flux)분포는 체적열원(volumetric heat source)으로 구성된 가우시안 분포이며, 본 연구에서 사용한 유한요소 모델이 3차원 요소이므로 체적입열(volume flux)을 적용하는 것이 타당하다고 판단된다. 또한 가우시안 분포는 레이저빔의 에너지가 모재에 전달되는 형상과 일치한다. 본 연구에서 참조한 이동 열입력 모델의 가우시안 분포^[22]는 식 (1)과 같고, 키홀깊이 d_k 에 대해 일정하게 분포된다고 가정하였다.

$$q(r, z) = \frac{Q}{\pi r^2 d_k} \exp\left(-\left(\frac{r}{\bar{r}}\right)^2\right) u(z) \quad (1)$$

여기서 q 는 단위 체적에 대한 열류(heat flux), Q 는 용접시 입력되는 최대 파워(power), r 은 레이저 빔 열원 중심으로부터의 거리, \bar{r} 는 효과반경(effective radius)으로 Ducharme^[6]는 0.3mm로 정의하여 사용하였으며, Muller^[23]는 레이저 빔 강도의 최댓값이 37%로 낮아지는 곳까지의 반경으로 정의하였다. 본 연구에서는 효과반경을 레이저빔 반경으로 고려하였으며, 이론에 적용하는 레이저빔 크기는 실험에서의 값보다 2~5배 정도 크게 하여야 결과가 잘 일치한다고 발표한 Powell^[24]의 연구에 근거하여 0.4mm로 하였다. $u(z)$ 는 $0 \leq z \leq d_k$ 내에서는 1.0이며, 그이외의 구간에서는 0.0의 값을 갖는다. d_k 는 최대 키홀깊이를 나타낸다. 열유동 해석시 식(1)에 해당하는 열만 입력하면 네일헤드와 같은 용융부 형상이 아닌 U자 모양의 용융부가 형성된다. 이를 보완하고 네일헤드 형상을 구현하기 위해 추가로 열입력을 구성하였으며, 이러한 열입력을 도출한 근거는 다음과 같다. 플라즈마에 의해 용접부 표면이 넓게 용융되며, 동시에 키홀에 의해 용접부 벽면(내면)으로 에너지가 전달되어 용융부를 형성한다. 이로 인해 결국 네일헤드 형상의 용융부가 형성된다. 이는 네일헤드와 유사한 용융부 형상을 구현하기 위해서는 기존 식 (1)에 플라즈마로 인한 용융부위를 나타내기 위한 별도의 에너지를 더해줘야 함을 의미한다. 따라서 본 연구에서는 플라즈마에 의한 영향 부위도 가우시안 분포와 유사한 열입력이 주어질 것으로 가정하고, 식 (1)에 나타난 \bar{r} 를 용접시편에서 측정한 표면의 용융부 폭(width)으



[그림 9] Nail head shape for heat input model

로 기준을 설정하여 식을 구성하였다. 이러한 내용을 그림으로 표현하면 그림 9와 같으며, q 는 기존 식 (1)에 의한 열입력이며, 여기에 네일헤드를 구현하기 위한 플라즈마 영향 부위를 q' 의 열입력으로 별도 표현하였다. 즉, 네일헤드 부위는 구간별로 두개의 열입력으로 표현하였으며 식 (2)와 같다.

$$q(r, z) = \frac{Q}{\pi r^2 d_k} \exp\left(-\left(\frac{r}{\bar{r}}\right)^2\right) u(z),$$

$$\bar{r} = 0.4, 0 \leq r \leq 0.4$$

$$q'(r, z) = \frac{\eta Q}{\pi r'^2 d_k} \exp\left(-\left(\frac{r}{r'}\right)^2\right) u(z) + q(r, z)$$

$$r' = width/2, 0.4 < r \leq r' \quad (2)$$

여기서 q' 의 r' 는 각각의 틈새 시편의 용융부에 대한 기준을 설정하기 위해 선택하였으며, 용융부 폭의 반값을 선택하였다. 또한 식 (2)의 η 를 구하기 위해 시험에서구한 온도분포와 용융부 형상을 목표 값으로 하여 열유동해석을 통한 튜닝을 통해 시험결과와 해석결과가 잘 일치하는 최적의 값을 구했으며, 그 값을 3으로 결정하였다. 본 연구에서 도출한 틈새가 존재하는 펄스형 레이저 용접부에 대한 열입력 모델을 정리하면 식 (3)과 같다. ABAQUS를 이용한 열전달 해석시 사용자 서브루틴(user subroutine)으로 DFLUX 옵션을 사용하여 체적에 대한 열류로 입력하였다. 이 서브루틴과 ABAQUS 프로그램을 연계하여 용접부재의 온도분포를 계산하였으며, 매 시간 증분시마다 모든 적분점에 대해 계산하였으며, 최대 온

도 상승을 40°C 이하로 설정하여 과도한 온도상승의 억제를 통해 해의 수렴이 잘 되도록 하였다.

$$q(r, z) = \frac{Q}{\pi r^2 d_k} \exp\left(-\left(\frac{r}{r'}\right)^2\right) u(z)$$

$$\bar{r} = 0.4, 0 \leq r \leq 0.4$$

$$q'(r, z) = \frac{3Q}{\pi r^2 d_k} \exp\left(-\left(\frac{r}{r'}\right)^2\right) u(z) + q(r, z)$$

$$r' = \text{width}/2, 0.4 < r \leq r' \quad (3)$$

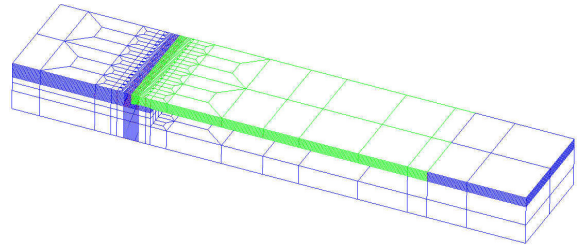
다. 유한요소 모델링

용접부의 유한요소 모델링에 관한 연구사례를 살펴 보면 다음과 같다. Tekriwal^[25]은 강소재의 아크용접 시 최대온도를 정확히 예측하기 위해 적어도 5개에서 6개의 절점이 빔 반경내에 존재해야 한다고 주장했다. 그러나 열원으로부터 멀리 떨어진 부위는 요소의 크기를 크게 하여 효율적으로 해석을 수행해야 한다고 했다. Pammer^[26]는 정확한 해석을 위한 열입력 부근에 대한 요소의 크기를 계산하였다. Hibbitt^[27]는 잠열효과를 고려한 해석시 1차 8절점 4각 요소가 가장적당하다고 하였다. 유한요소 모델링시 사용된 소재에 대한 열적 성질을 표 2에 나타내었다. 재료의 열적 물성치인 비열, 열전도도는 열해석 결과에 커다란 영향을 미치므로 해석의 정확성을 위해 온도의 함수로 입력하였다. 대부분 열유동해석시 소재의 물성치를 상온에서 고온까지의 값을 정확하게 입력하는 것이 중요하지만 용융부 근처의 자료를 얻기 어렵기 때문에 가정을 하여 사용하고 있으며, 본 연구에서도 수치적으로 가능한 범위까지의 값을 사용하고 그 이후의 값은 마지막 값을 일정하게 유지하였다.

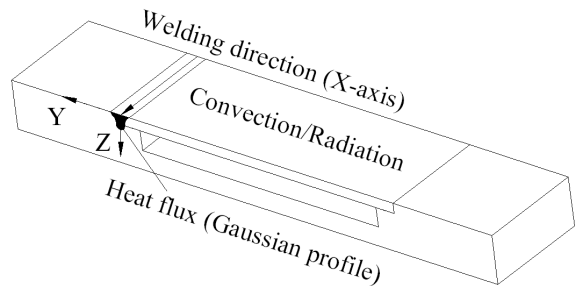
본 연구에서 열유동 해석시 사용한 유한요소 모델은 그림 10과 같다. 3차원 1차 8절점 4각(quadratic) 요소를 사용하였고, 전체 절점은 22,088개이며, 요소는 19,916개를 사용하였다. 일반적으로 용접 공정의 열해석에서 입열이 이루어지는 부분에서는 급격한 온도구배가 발생하기 때문에 국부적인 입열에 의해 온도구배가 심한 용접부 주변에는 보다 미세하게 0.1×0.1×0.2mm의 크기로 요소를 분할하였으며, 용융부와 열영향부에서 멀어질수록 요소의 크기를 증가시켰다. 각 틈새 크기에 대한 용융부의 유한요소 형상은 용

[표 2] Thermal input data

Composition	Latent Heat of fusion (KJ/Kg)	Melting Range (°C)	Density (kg/mm ³)
AISI 304	265	1400~1455	8000.0
AISI 630	266	1405~1440	7810.0



[그림 10] Finite element meshes



[그림 11] Heat input direction and coordinate system

접시편에서 측정된 용융부 형상자료를 이용하였다. 그림 10에서 용융부는 조직분석, 성분분석, 경도분석 및 인장강도 시험을 통해 얻은 자료 분석을 통해 AISI630 소재로 대체해도 무방하다고 판단하여 하여 AISI630 소재와 동일하게 물성치를 입력하였다. 해석시 AISI304 외피의 한쪽이 먼저 용접되고, 다른 한쪽이 용접되는 것을 고려하여 먼저 용접되는 쪽의 AISI304와 AISI630의 접촉면의 절점을 공유시켰다. 용접방향과 해석시 사용한 좌표계를 그림 11에 나타내었다.

라. 경계조건

열유동 해석을 위한 경계조건으로 우선 초기에 주어지는 모든 절점에서의 온도를 대기 온도인 20°C로

하였고, 입열 후의 열손실은 주로 자연 대류와 복사에 의해 이루어지는 것으로 가정하였으며(그림 11 참조), 용융부에서의 증발에 의한 열손실은 무시하였다. Frewin^[28]는 펄스형 레이저 용접의 경우 매우 빠르게 용융과 응고가 발생하고, 용융부 대류 현상은 액상이 어느 정도 지속되는 다른 용접공정과는 다르기 때문에 용융부 대류 현상은 무시할 수 있다고 했다. 용접 시 용융부의 온도는 상온에서 용융온도 이상의 온도 범위까지의 분포가 나타난다. 이때 고온에서는 복사에 의한 열손실이 크게 발생하고, 저온에서는 대류에 의한 열손실이 발생한다. 이러한 현상을 Argyris^[29]는 하나의 식으로 표현하였으며, 이 식을 본 연구에 적용하였다. 즉, 스테인리스강의 온도에 따른 열전달 계수 α_h 로 대류와 복사에 의한 열손실 효과를 통합하여 식 (4) 및 (5)와 같이 온도 분포에 대해 나타내었다.

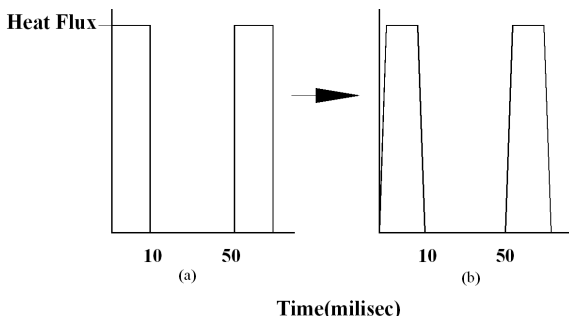
$$\alpha_h = 0.0668 \cdot T(Wm^{-2} \cdot ^\circ C)$$

$$0 < T < 500^\circ C \tag{4}$$

$$\alpha_h = 0.231 \cdot T - 82.1(Wm^{-2} \cdot ^\circ C)$$

$$T \geq 500^\circ C \tag{5}$$

본 연구에서는 사용자 서브루틴 FILM 옵션을 사용하여 α_h 를 계산하였으며, 이 서브루틴은 ABAQUS 프로그램과 연계하여 매 시간 증분시마다 모든 적분 점에 대해 계산하였다. 참고로 틸새가 존재하는 구조물에 대한 열손실 연구로 Lampa^[7]는 틸새가 존재할 때 키흐에 의해 전달되는 에너지와 피용접체가 흡수하는 에너지의 크기가 다르다고 하였다. 그러나 본



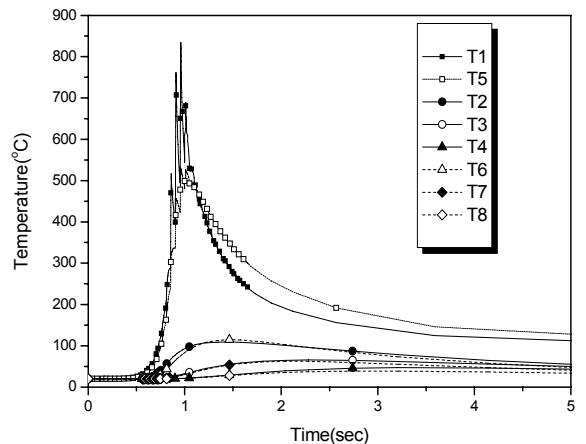
[그림 12] Pulse type heat input for the laser welding

연구에서는 이러한 열손실을 고려할 만큼 열입력이 크지 않다고 판단하여 틸새 크기에 따른 열손실은 고려하지 않았다. 해의 수렴을 위해 그림 12(a)와 같은 펄스형태의 입열을 그림 12(b)와 같이 적용하였다.

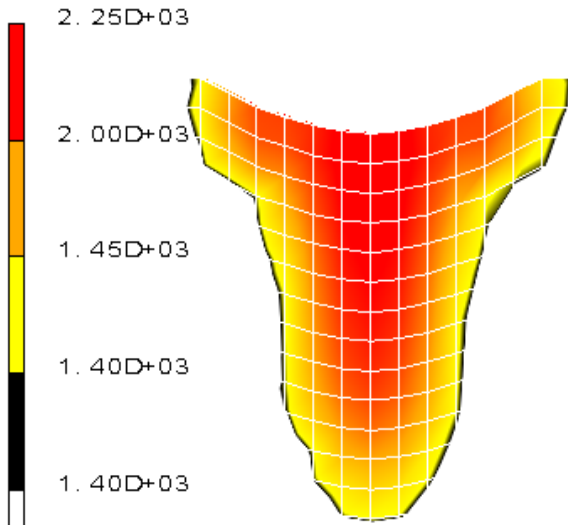
마. 열유동해석 결과

틸새 0.25mm 시편에 대해 열유동해석을 통해 온도분포를 도출하였으며, 시간에 대한 온도분포를 그림 13에 나타내었다. 예측한 대로 펄스형태의 열입력에 의해 펄스형태의 온도분포가 나타났다. 계산결과를 보면 거의 0.5초 만에 상온에서 최고온도에 도달하는 것을 알 수 있었다. 이는 레이저 용접의 온도분포 특성을 잘 대변하고 있다고 판단되며, 불균일한 온도분포로 인해 열응력이 발생할 것임을 예측할 수 있다. 또한 T1과 T5는 0.2mm 위치의 차이가 나지만 그림 13에서와 같이 약 500°C 정도의 온도차가 발생함을 알 수 있어 용융부와 인접한 곳은 조금만 위치의 차이가 있어도 온도차이가 크게 발생하지만, 용융부로부터 멀리 떨어진 곳은 온도차이가 거의 발생하지 않음을 알 수 있다. 5mm 정도의 위치에서는 거의 상온 온도에 해당하는 값이 나타남을 알 수 있다. 즉, 5mm 이후부터는 용접에 의한 열영향을 거의 받지 않는다고 판단된다.

3차원 천이(Transient) 열전달 해석을 통해 얻은 각 틸새 시편에 대한 용융부 형상을 그림 14에 나타내었으며, 여기서 그리드 1개의 폭은 0.1mm를 의미한다.



[그림 13] Thermal cycles at various location



[그림 14] Welding pool profile for gap 0.25 weldment

용융부에 대한 최대온도를 2100℃ 근처의 온도로 설정하고, AISI304 및 AISI630 소재 모두 1400℃에서 용융된다고 가정하여 용융부의 형상을 나타내었다.

4. 결과비교 및 결론

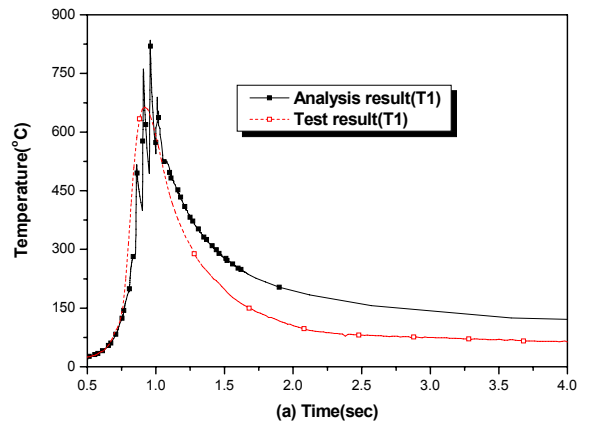
가. 온도결과 비교

용접시 열전대를 통해 계측된 결과와 열전달 해석을 통해 구한 온도 분포를 그림 15~16에 나타내었다. 열전달 해석결과로 나타낸 온도 값이 실험치보다 오른쪽으로 치우쳐 있으며 최대온도가 다소 높음을 알 수 있다. 이는 열전달 해석시 해의 적절한 수렴을 위해 입열 모델에서 그림 12(b)와 같은 펄스 형상을 적용했기 때문에 실제 용접시보다 펄스 지속시간(duration)이 길어지는 효과가 나타났기 때문이며, 다른 이유로는 열손실을 제대로 구현하지 못한 결과라고 판단된다. 즉, 대류, 복사 등으로만 열손실의 정확한 모사가 부족했다고 판단된다. 해석결과에서 온도가 높게 나오는 시간대를 보면 매우 짧은 시간간격에서 발생하는 것으로 펄스형태의 열입력에서 나타나는 결과로 판단된다. 즉, 시험시 열전대가 20Hz로 계측을 하고, 계산된 시간은 최소 100Hz 이상에서 계산되

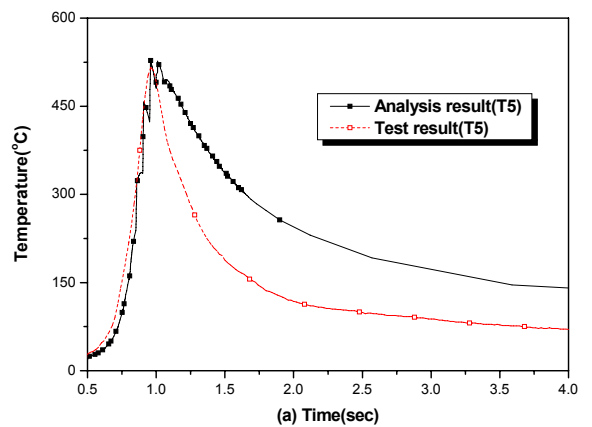
므로 열전대가 짧은 시간에 발생한 온도 변화를 계측하지 못했을 것으로 판단된다. 그러나 전체적인 경향 및 크기는 유사하며 만족스러운 결과라고 판단된다.

나. 용융부 형상 결과비교

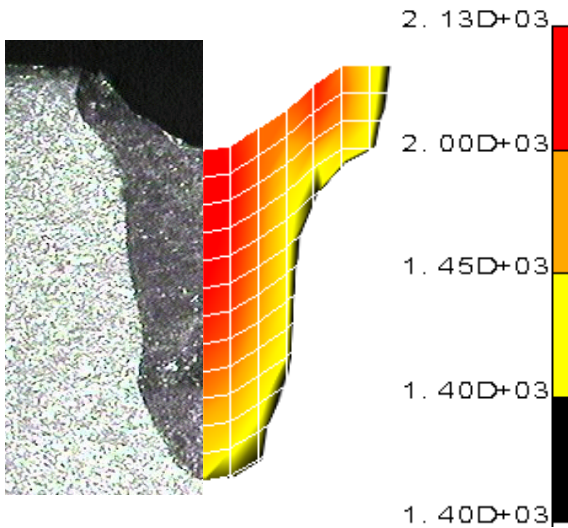
용접시편에서 얻은 용융부 형상과 열전달해석으로부터 얻은 용융부 형상을 각 틸새 시편에 대해 그림 17에 나타내었다. 해석에서 얻은 용융부의 등온곡선의 경계는 AISI304와 AISI630 소재에 대해 1400℃를 적용하였다. 그 결과 시험에서 얻은 결과와 잘 일치함을 알 수 있었다.



[그림 15] Comparison of temperature between experiments and analyses



[그림 16] Comparison of temperature between experiments and analyses



[그림 17] Comparison of weld pool cross section for experiment and analysis

다. 결론

틈새가 존재하는 이중강 용접부에 대한 열유동해석을 수행하였다. 열유동해석을 위해 가우시안 형상의 열입력 모델을 새롭게 도출하여 적용하였다. 또한 본 연구를 검증하기 위해 틈새가 존재하는 이중강 용접 시편을 제작하여 온도분포와 용융부 형상을 도출하였고, 그 결과를 해석결과와 비교하였으며, 두 결과가 잘 일치함을 알 수 있었다. 따라서 본 연구 결과를 이용하여 추후 유사 구조물의 기계적성질에 관한 연구에 활용가능하다고 판단된다.

참 고 문 헌

[1] Zhu X. K. and Chao Y. J., "Effect of temperature-dependent material properties on welding simulation", *Computers and structures*, Vol. 80, No. 11, pp. 967~976, 2002.
 [2] Rosenthal D., "Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting", *Welding journal*, Vol. 20, No. 5, pp. 220~234, 1941.
 [3] Westbym O., "Temperature distribution in the

workpiece by welding", Dept. of metallurgy and Metals Workin, The Technical Univ. of Norway, Ph.D Dissertation, 1968.

[4] Friedman E., "Thermo-mechanical analysis of the welding process using the finite element method", *Trans. ASME, Journal vessel technology*, pp. 206~213, 1975.
 [5] Mazumder J. and Steen W. M., "Heat Transfer model for CW laser material processing", *Journal applied physics*, Vol. 51, No. 2, pp. 941~947, 1980.
 [6] Ducharme R., Williams K., Kapadia P., Dowden J., Steen B. and Glowacki M., "The laser welding of thin metal sheets : an integrated keyhole and weld pool model with supporting experiments", *Journal of physics D, applied physics*, Vol. 27, No. 8, pp. 1619~1627, 1994.
 [7] Lampa C., Powell J., Invarson A., Runnemalm H. and Magnusson C., "The influence of gap with on laser welding", *ICALEO 1995*, pp. 504~512, 1995.
 [8] Sudnik V. A. and Erofeev V. A., "Computer simulation of weld formation in laser-beam welding with a gap", *Welding international*, Vol. 14, No. 2, pp. 142~146, 2000.
 [9] Cho H. Y., Kim K. W., Hong J. U., Lee J. H. and Suh J., "Finite element analysis for prediction of weld bead shape of Nd:YAG pulse laser welding for AISI304 stainless steel plate", *Korean Society of Laser Processing*, Vol. 8, No. 1, pp. 19~26, 2005.
 [10] Goldak J. A., Oddy A., Medil M., Chakravarti A., Bibby M. J. and House R., "Progress in computing residual stress and strain in weld", *Advances in welding science and technology*, pp. 523~527, 1986.
 [11] Goldak J. A., Chakravarti A. and Bibby M. J., "A new finite element model for welding heat source", *Trans AIME*, Vol. 15B, No. 6, pp. 299~305, 1984.

- [12] Mahin K. W., Winter W. and Holden T. M., "Prediction and measurement of residual elastic strain distribution in gas tungsten arc welds", *AWS*, pp. 245~260, September, 1991.
- [13] Ravigururajan T. S. and Fang W., "Thermal modeling of CW laser materials processing using finite element method", *Laser materials processing*, pp. 126~135, 1996.
- [14] Argyris J. H., Szmmat J. and Willam K. J., "Computational aspects of welding stress analysis", *Computer methods in applied mechanics and engineering*, Vol. 33, No. 1/3, pp. 635~665, 1982.
- [15] Brickstad B. and Josefson B. L., "A parametric study of residual stresses in multi-pass butt-welded stainless steel pipes", *International Journal of pressure vessels and piping*, Vol. 75, No. 1, pp. 11~25, 1998.
- [16] Sun Z. and Moio T., "Effect of processing parameters on Laser welded dissimilar steel joints", *Welding journal*, Vol. 73, No. 4, pp. 63~70, 1994.
- [17] Park K. J., Jang K. C. and Kim C. J., "Numerical study on the two-dimensional heat flow in high-power density welding process", *KSME International Journal*, Vol. 24, No. 9, 2000.
- [18] *ABAQUS/Standard User's manual* Ver. 6.5, Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc.
- [19] Carmignani C., Mares R., Toselli G., "Transient finite element analysis of deep penetration laser welding process in a single-pass butt-welded thick steel plate", *Computation methods in applied mechanics and engineering*, Vol. 179, No. 3/4, pp. 197~214, 1999.
- [20] Dong Y., Hong J. K., Tsai C. L. and Dong P., "Finite element modeling of residual stresses in austenitic stainless steel pipe girth welds", *Welding journal*, Vol. 76, No. 10, pp. 442s~449s, 1997.
- [21] Cho S. K., Chang S. G., Suh J. and Kim J. O., "Effect of welding direction and residual stress on the laser welds", *Korean Society of Laser Processing*, Vol. 5, No. 3, pp. 1~8, 2002.
- [22] Wei P. S., Ho C. Y., Shian M. D. and Hu C. L., "Three-dimensional analytical temperature field and its application to solidification characteristics in high-or low-power-density-beam welding", *International journal of heat and mass transfer*, Vol. 40, No. 10, pp. 2283~2292, 1997.
- [23] Mueller R. A., "Model for predicting keyhole and fusion zone depths in blind keyhole welding", *Proc./CALEO '94* : 509~518, 1994.
- [24] Powell J., CO₂ laser cutting, Chapter 10.6, "Notes on the focusing characteristics of CO₂ laser", Springer-verlag, London, 1993.
- [25] Tekriwal P. and Mazumder I., "Finite Element Analysis of Three-Dimensional Transient Heat Transfer in GMA Welding", *Welding research supplement*, pp. 150s~156s, 1988.
- [26] Pammer Z., "Mesh refinement method for transient heat conduction problems solved by finite elements", *International journal for numerical methods in engineering*, Vol. 15, No. 4, pp. 495~505, 1980.
- [27] Hibbitt, Karlsson and Sorensen, *ABAQUS Theory and Users's Manuals*, Hibbitt, Karlsson and Sorensen, Inc. Providence, R. I., 1983.
- [28] Frewin M. R. and Scott D. A., "Finite element model of pulsed laser welding", *Welding research supplement*, pp. 15s~22s, 1999.
- [29] Argyris J. H., Szimmat J. and Willam K., "Finite element analysis of arc-welding process. Numerical methods in thermal problems", *Proceedings of the third international conference*, Seattle WA, USA, Pineridge Press, Swansea UK., pp. 249~258, 1983.