

변형해석 및 공리적 설계에 의한 와이어 방전가공기의 설계평가

이형일[†] · 이상우^{*} · 김주원^{**} · 김충연^{**}
(2001년 6월 30일 접수, 2002년 2월 18일 심사완료)

Design Evaluation of WEDM Based on Deformation Analyses and Axiomatic Design

Hyungyil Lee, Sangwoo Woo, Joowon Kim and Choongyeon Kim

Key Words: Wire Cut EDM (와이어 방전가공기), Design Evaluation (설계평가), Finite Element Method (유한요소법), η -factor (이터인자), Performance Accuracy (가공정밀도), Axiomatic Design (공리적 설계)

Abstract

Recent industrial requirements for highly precise shape processing have brought the electric discharge machining (EDM) in great need. High precision in EDM is primarily achieved by high performance controllers. However there exists inherent precision loss due to structural micro-deformation. On this background, we study structural deformation characteristics of wire cut EDM via finite element (FE) analysis and axiomatic design. Two different wire cut EDMs are selected as analysis models. 3D CAD package I-Deas is first used to construct FE models of wire cut EDMs, and then ABAQUS FE code is used for following structural analysis. Pertinency of FE mesh refinement is discussed in terms of η -factor. It is shown that performance accuracy of EDM depends strongly on the structural characteristics. Some design enhancements are suggested in an axiomatic design point of view. Finally we provide weight and temperature induced displacement discrepancies between wire end points as position functions of each subframe.

1. 서 론

산업의 급속한 발달과 더불어 복잡한 형상의 초정밀 가공에 대한 요구가 증가하고 있다. 또한 기능적 요구로 인해 금속재료의 특성도 다양화되어 가고 있다. 이러한 연유로 기계적 절삭가공만으로는 모든 기능요구를 충족시키기 매우 어렵다. 특히 제품의 정밀화, 고기능화로 인한 부품들의 소형화, 정밀화가 크게 대두되고 있기 때문에 가공 정밀도가 뛰어난 방전가공의 필요성이 높아지고 있다. 최근 초소형이면서도 고기능을 지닌 제품들이 늘어나면서 미세방전 가공에 대한 관심도 커지고 있다. 방전가공은 다른 가공법보다 가공력이 작은 이점이 있어, 기존 방법으로는 어려웠던

미소가공에도 적용이 가능하다.⁽¹⁻²⁾ 방전가공기의 정밀도는 주로 고성능 제어기에 의해서 일차적으로 얻어진다. 그러나 모든 공작기계에서와 마찬가지로 방전가공기에도 자중과 온도변화에 의해 야기되는 태생적 미소 구조변형오차가 존재한다. 따라서 고정밀 방전가공기의 개발을 위해서는 이러한 구조변형오차를 분석하여 이를 구조설계개선 또는 기본구조설계 자체에 반영해야 한다.

이를 배경으로 본 연구에서는 유한요소해석을 통하여 와이어 방전가공기의 구조변형특성을 조사한다. 이를 위해 현재 (주)진영정기에서 양산중인 JW-시리즈 가운데 모델명 JW-35A와 JW-60A 두 종류의 기존 와이어 방전가공기들을 해석모델로 선정하였다. 상대변위의 개념을 도입하여 변형 및 상응하는 와이어 양단에서의 상대변위오차를 유한요소해석을 통하여 구한다. 이를 위해 먼저 각 모델의 설계도면을 기초로 3D CAD 패키지 I-DEAS⁽³⁾에서 만든 유한요소망을 ABAQUS⁽⁴⁾의 입력자료로 전환한 (exporting) 후, 유한요소해석을

[†] 책임저자, 회원, 서강대학교 기계공학과

E-mail : hylee@ccs.sogang.ac.kr

TEL : (02) 705-8636 FAX : (02) 712-0799

^{*} 서강대학교 대학원 기계공학과

^{**} (주) 진영정기

수행한다. 방전가공기는 대형 구조부들이 대개 주물로 이루어져 있고, 대형 공작물 가공을 위해 기계의 부피가 커서, 방전가공기의 자중이 구조변형에 미치는 영향이 적지 않다.⁽⁵⁾ 또한 주위 온도변화에 의한 변형오차가 자중영향 이상이다. 따라서 하중조건으로 자중과 온도변화를 고려한다. 이때 유한요소망의 세분화 척도인 이터인자 (η -factor)⁽⁶⁾를 사용하여 유한요소 변위해의 타당성을 살펴본다. 이어 방전가공기의 구조특성이 구조정밀도에 주는 영향을 분석하고 최종적으로는 공리적 설계⁽⁷⁻⁹⁾ 관점에서 와이어구동부 상하부의 상대변위오차 보정식을 제시한다.

2. 와이어 방전가공기의 유한요소해석

2.1 와이어 방전가공기의 유한요소 모델링

와이어 방전가공기는 크게 테이블베드 (table bed), 새들베드 (saddle bed), 새들 (saddle), 컬럼베이스 (column base), 컬럼 (column), 헤드 (head) 등으로 구성된다. (Fig. 1) 이들 기본구조들이 기계자중의 대부분을 차지한다. 테이블베드 상부에는 작업탱크 (work tank)와 피가공물이 놓이고, 하부는 새들베드와 연결되어 지면에 고정된다. 새들베드상부에는 새들이 연결되고, 새들 상부에는 컬럼하부에 해당하는 컬럼베이스가 연결된다. 컬럼 상부정면에는 헤드가 부착되고, 헤드에는 와이어구동부가 부착되어 와이어가 하부압과 연결되는 기본구조가 이루어진다. Fig. 1에서 볼 수 있듯이 새들이 x 축 방향 이송을 담당하고, 컬럼 베이스가 y 축 방향, 그리고 헤드는 z 축 방향 이송을 담당하게 된다. 여기서 x, y, z 는 각 방향을 따라 단위화된 좌표값들로 각각 -1과 1사이의 값을 갖는다. JW-35A와 JW-60A의 표준규격 및 기계사양이 Table 1에 정리되어 있다. 각 모델의 설계도면을 기초로 3D CAD 패키지 I-DEAS에서 만든 유한요소망을 ABAQUS의 입력자료로 전환한 (exporting) 후, 유한요소해석을 수행한다. 효율적 모델링을 위해 각 구조형상의 단순화 작업이 필요하다. 이에 따라 응력지지부가 아닌 소형부품의 부착을 위한 형상등은 무시하였다. 유한요소해석에 사용된 요소는 C3D20⁽⁴⁾ 20절점 3차원 요소이다. 각 부품의 연결부위 즉 나사체결부 등에는 각 특성에 따라 변위와 회전을 모두 구속하는 TIE⁽⁴⁾를 사용하였다.

Table 1 Specifications of JW wire cut EDM models

Specification ($x \times y \times z$)	JW-35A	JW-60A
Max. size of work piece	800 × 580 × 200 (unit : mm)	1000 × 700 × 300 (unit : mm)
Max. weight of work piece	750	2000
Working stroke	350 × 250 × 200	600 × 400 × 300
Machine size	1300 × 1800 × 2000	2100 × 2260 × 2550
Machine weight	2500 (unit : kgf)	5000 (unit : kgf)

Table 2 Specifications of finite element models

Part	JW-35A		JW-60A	
	No. of element	Weight (kgf)	No. of element	Weight (kgf)
Head	1330	54	103	104
Column	1787	302	054	700
Column base	954	96	474	309
Saddle	2196	359	2878	824
Saddle-bed	1206	604	3145	2740
Table-bed	1500	570		
Other parts	287	-	429	-
Total	9260	1985	10083	4677
Full model	No. of node		No. of node	
	61936		69634	

Table 3 Boundary conditions for FE analysis

	x	y	z	Loading position
Table	-	-	850 kgf (35A) 2,250 kgf (60A)	Weight of work piece & work tank (B)
Wire feeder load	-	-	20 × 3 kgf	Joint of wire-feeder & head (C, D)
Weight of body	-	-	g : 9.81 m/s ²	Distributed load (whole body)
Temperature of body	20 °C	20 °C	20 °C	Whole body
Constraint	clamp	clamp	clamp	Bottom face of table bed & saddle bed (A)

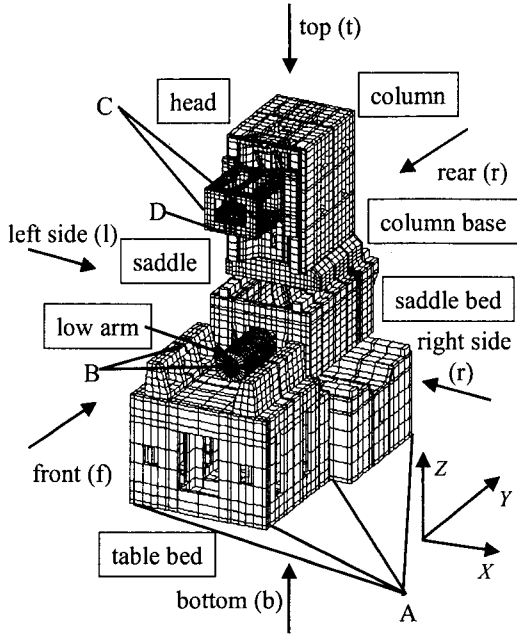


Fig. 1 Finite element model of JW-35A wire cut EDM

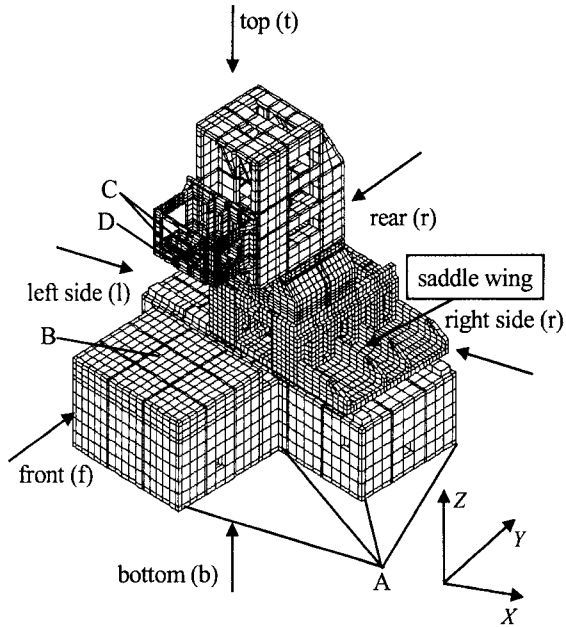


Fig. 2 Finite element model of JW-60A wire cut EDM

JW-35A의 총 요소 및 절점수는 각각 약 9,300, 62,000개이며 유한요소모델의 전체하중은 1985kgf이다. 또한 JW-60A의 총 요소 및 절점수는 각각 약 10,000, 70,000개이며, 유한요소모델의 총하중은 4,677kgf이다. 이상 각부구조의 유한요소 및 절점개수가 Table 2에 요약되어 있다. Table 1의 실제 기계하중보다 유한요소모델의 하중이 작은 이유는 모델링시 외부케이스 및 해석에 영향이 작은 부분들을 생략하였기 때문이다. Figures 1-2는 JW-35A와 JW-60A의 유한요소모델들이다. 지면에 고정되는 테이블베드와 새들베드의 바닥면 (A부분)의 모든 변위들을 구속한다. 하중조건으로는 먼저 와이어 방전가공기의 구조자중과 외부 온도변화에 의한 온도변형량을 고려한다. 또한 피가공물의 최대 허용하중과 워크탱크 하중을 테이블베드상단 B부분에 압력으로 가한다. 와이어 구동부와 연결되는 C와 D부분에는 와이어 장력 (20kgf)이 가해진다. Table 3에 이러한 경계 및 하중 조건이 정리되어 있다. 가공시 발생할 수 있는 실제 구조 변형량은 상당히 작기 때문에 탄성해석을 수행한다. 방전가공기 구조부들의 재료는 일반 주조강으로 탄성계수는 152.4GPa, 푸아송비는 0.29, 밀도는 8,200 kgf/m³이다.

2.2 가공위치모델에 따른 와이어 상하단부의 상대변위오차

방전가공기 작동시, Figs. 1-2의 각 부구조들은 공작물 가공을 위해 이동된다. 이 경우 각 이동 위치에 따른 와이어 상하단부의 상대변위차가 기계 가공정밀도를 저하시키는 가장 중요한 변수이다. 일반적으로 가공물이 놓여 헤드높이 (= z 축 좌표)가 결정된 상태에서 각 축의 이동 중립점에서 가공전 최종보정을 한다. 따라서 중립점에서의 최종보정후 절대변위와 이동후의 절대변위와의 차이를 구조변형에 기인한 가공오차로 볼 수 있다. 각 가공위치에서 유한요소해석에 의한 절대 변위해로부터 아래 정의식들에 의해 상대 변위를 계산한다. 우선 식 (1)-(2)로부터 각 방향 별로 상대변위를 구한 다음 식 (3)-(4)에 의해 상대 변위의 절대값을 계산한다.

$$u_{pi} = u_{pi}^t - u_{pi}^b ; u_{ni} = u_{ni}^t - u_{ni}^b \quad (1)$$

$$\delta_{pi} = u_i^p - u_i^n ; (i = x, y, z) \quad (2)$$

$$u^p = \sqrt{u_{px}^2 + u_{py}^2 + u_{pz}^2} \quad (3)$$

$$\delta^p = \sqrt{\delta_{px}^2 + \delta_{py}^2 + \delta_{pz}^2} ; \delta_{xy}^p = \sqrt{\delta_{px}^2 + \delta_{py}^2} \quad (4)$$

u_{pi}^t : 가공위치 p 에서 와이어 상단부(t)의
i 방향성분 절대변위

u_{pi}^b : 가공위치 p 에서 와이어 하단부(b)의
i 방향성분 절대변위

u_{ni}^t : 가공위치 중립점(n)에서 와이어
상단부(t)의 i 방향성분 절대변위

u_{ni}^b : 가공위치 중립점(n)에서 와이어
하단부(b)의 i 방향성분 절대변위

u_{pi} : 가공위치 p 에서 와이어 하단부(b)에
대한 상단부(t)의 i 방향성분 상대변위

u_{ni} : 가공위치 중립점(n)에서 i 방향성분
상대변위

δ_{pi} : 가공위치 p 에서 중립점(n)에 대한
i 방향성분 상대변위

u^p : 가공위치 p 에서 상대변위 크기

δ^p : 가공위치 p 에서 중립점(n)에 대한
상대변위 크기

δ_{xy}^p : 가공위치 p 에서 중립점(n)에 대한
xy 평면상에서의 상대변위 크기

이송위치에 따른 명칭이 Figs. 1-2에 정리되어 있다. 각 축의 중심에 있는 중립점은 n (neutral)으로 표기하며, 새들은 베드위를 l (left side)에서 r (right side)까지 x 축을 따라 이동한다. 컬럼베이스는 새들위 레일상에서 f (front)에서 r (rear)까지 y 축을 따라 이동하며, 헤드는 컬럼 앞면에서 b (bottom)에서 t (top)까지 이동하게 된다. x, y, z 세 방향의 조합으로 각각의 위치모델명이 정해진다. 예로서 r-f-t 위치모델은 +x 방향 (right), y 방향 (front), +z 방향 (top)으로 각각 끝까지 이송된 상태를 나타낸다 [(x, y, z) = (1, -1, 1)]. JW-35A 모델은 좌우 대칭 구조이다. 따라서 35A 모델은 +x 방향 이송 모델만을 고려하였으며, y와 z 방향의 이송상태가 같다면 -x 방향은 +x 방향의 해석결과와 동일한 것으로 가정한다.

2.3 위치 모델에 따른 상대변위 특성

JW-35A의 헤드 와이어구동부의 체결점의 절대변위와 하부암의 절대변위의 차로부터 Tables 4-5와 같은 상대변위를 계산하였다. 모든 위치모델중, 자중만 고려시 n-f-t 위치모델이 $\epsilon=24.3\mu\text{m}$ 로, 주위 온도변화만 고려시는 r-f-t 위치모델이 $\delta=28.3\mu\text{m}$ 로 가장 큰 상대변위를 주었다. 이는 헤드부 자중에 의한 (바닥 고정부에 대한) 모멘트가 다른 위치 모델에 비해 크기 때문이다. 상대오차가 가공정밀도에 직접적인 영향을 준다는 점에서 각 하중 조건시 n-f-t, r-f-t 위치에서의 가공정밀도가 가장 떨어진다고 볼 수 있다. 실제 가공시에는 와이어의 감김과 풀림작용을 통해 z 축 방향 상대변위가 보정된다. 즉 가공오차의 실제 요인은 x-y 평면상에서의 상대변위가 된다. 따라서 자중만을 고려한 경우와 주위 온도변화만을 고려한 경우, 각각 δ_{xy} 가 가장 큰 r-f-t, n-n-b 위치에서 실제 가공오차가 가장 크다고 볼 수 있다.

JW-60A의 헤드 와이어구동부의 체결점의 절대변위와 하부암의 절대변위의 차로부터 Tables 6-7과 같은 상대변위를 계산하였다. 모든 위치모델중, 자중만 고려시나 주위 온도변화만 고려시 모두 위치모델 l-r-b 이 각각 $\delta=19.6\mu\text{m}$ 와 $38.4\mu\text{m}$ 의 가장 큰 상대변위를 주었다. 그러나 실제 가공시 와이어의 감김과 풀림작용을 통해 z-방향 상대변위가 보정됨을 고려하여, δ_{xy} 를 보면 자중만 고려시는 r-f-t, 주위온도변화만 고려시는 l-r-t 가공위치에서 실제가공오차가 가장 크다고 할 수 있다. JW-35A와 JW-60A의 최대 상대변위 위치가 다른 것은 두 모델 각 부분의 크기와 구조 차이에서 생긴 것으로 판단된다. JW-60A도 JW-35A와 마찬가지로 x, y 축 보다는 상대적으로 z-방향 상대변위가 크다. 이는 바닥에 고정된 새들베드와 테이블베드에 헤드자중의 모멘트가 작용하여 회전변형을 증가시키기 때문이다. x, y 축의 상대변위 오차는 하단부에 대한 상단부의 와이어 기울기 정도를 나타낸다. 수치값은 z 축 오차보다 작지만 실제 가공시 오차의 직접적 요인이 되므로 가공정밀도 향상을 위해서는 우선적으로 보정되어야 할 오차이다.

Table 4 Displacement difference of JW-35A (unit : μm) : Weight only

Position	δ_{px}	δ_{py}	δ_{pz}	δ_{xy}	δ
1. n-n-n	0	0	0	0	0
2. r-n-n	-5.6	3.4	-15.4	6.6	16.7
3. n-r-n	-0.3	3.3	-12.7	3.3	13.1
4. n-f-n	-0.4	4.9	-14.7	4.9	15.5
5. n-n-t	-0.3	4.5	-16.9	4.5	17.5
6. n-n-b	-0.4	3.4	-17.1	3.4	17.4
7. n-r-t	-0.4	3.7	-11.7	3.7	12.3
8. n-f-t	-0.4	5.5	-23.7	5.5	24.3
9. r-r-t	-4.1	3.1	-10.1	5.1	11.3
10. r-f-t	-8.1	4.5	-19.9	9.3	21.9
11. r-f-b	-6.6	3.7	-19.9	7.6	21.3
12. r-r-b	-3.3	2.6	-10.1	4.2	10.9

Table 5 Displacement difference of JW-35A (unit : μm) : Temp (20°C) only

Position	δ_{px}	δ_{py}	δ_{pz}	δ_{xy}	δ
1. n-n-n	0	0	0	0	0
2. r-n-n	-4.8	6.5	16.2	8.1	18.1
3. n-r-n	-4.1	6.3	9.8	7.5	12.3
4. n-f-n	-4.2	7.3	14.5	8.4	16.8
5. n-n-t	-4.4	6.8	19.7	8.1	21.3
6. n-n-b	-4.3	9.3	20.2	10.2	22.6
7. n-r-t	-4.5	6.5	7.5	7.9	10.9
8. n-f-t	-4.3	7.3	25.6	8.5	26.9
9. r-r-t	-4.6	6.4	13.7	7.9	15.8
10. r-f-t	-6.3	7.0	26.7	9.4	28.3
11. r-f-b	-5.6	6.7	26.8	8.7	28.2
12. r-r-b	-4.3	6.2	21.5	7.5	22.7

Table 6 Displacement difference of JW-60A (unit : μm) : Weight only

Position	δ_{px}	δ_{py}	δ_{pz}	δ_{xy}	δ
1. n-n-n	0	0	0	0	0
2. l-n-n	0.5	1.3	6.3	1.4	6.5
3. r-n-n	0.2	1.9	6.3	1.9	6.6
4. n-f-n	0	0	-0.4	0	0.4
5. n-r-n	0	-7.3	-1.3	7.3	7.4
6. n-n-t	1.2	-1.7	16.0	2.1	16.1
7. n-n-b	1.2	-0.6	15.9	1.3	15.9
8. l-f-t	-0.3	4.8	9.4	4.8	10.6
9. l-f-b	1.2	-3.0	15.2	3.2	15.5
10. l-r-t	1.2	7.1	13.9	7.2	15.7
11. l-r-b	1.3	0.6	19.5	1.4	19.6
12. r-f-t	0.9	-9.4	16.6	9.4	19.1
13. r-f-b	1.0	-4.2	16.2	4.3	16.8
14. r-r-t	1.1	6.4	13.6	6.5	15.1
15. r-r-b	1.0	-6.4	4.7	6.5	16.1

Table 7 Displacement difference of JW-60A (unit : μm) : Temp (20°C) only

Position	δ_{px}	δ_{py}	δ_{pz}	δ_{xy}	δ
1. n-n-n	0	0	0	0	0
2. l-n-n	3.7	1.0	-12.0	3.8	12.6
3. r-n-n	1.7	0.4	-12.0	1.7	12.1
4. n-f-n	0	0	0.7	0	0.7
5. n-r-n	0.3	-5.9	1.4	5.9	6.1
6. n-n-t	9.9	-1.3	-20.2	10.0	22.5
7. n-n-b	9.6	-0.5	-30.0	9.6	31.5
8. l-f-t	-2.8	4.0	-17.8	4.9	18.5
9. l-f-b	9.7	-2.4	-28.8	9.9	30.5
10. l-r-t	10.3	4.7	-26.3	11.3	28.6
11. l-r-b	10.7	0.6	-36.9	10.7	38.4
12. r-f-t	7.1	-2.5	-31.4	7.5	32.3
13. r-f-b	7.8	-3.4	-30.6	8.5	31.8
14. r-r-t	8.7	5.2	-25.8	10.1	27.7
15. r-r-b	8.2	-5.1	-17.8	9.7	20.3

3. 모델들의 구조변형 특성 및 성능

3.1 η -factor에 의한 요소망 세분정도 평가

유한요소해는 자신의 오차를 측정할 수 있는 충분한 정보를 가지고 있다. 유한요소해석에서는 각 요소별로 응력계산이 이루어지기 때문에 요소 경계에는 응력장의 불연속이 존재한다. 그러나 흔히 보는 연속된 응력등고선은 각 요소내부에서 외삽된 절점에서의 서로 다른 값들을 평균하여 얻어지는 것이다. 연속된 응력장을 갖기 전의 요소 마다의 응력값과 연속된 응력장에서 갖게 되는 응력값의 차이를 이용한 오차척도를 이터인자 (η -factor)라 한다. 유한요소해의 오차척도 방법은 레지듀얼 형태⁽¹⁰⁾와 후처리 형태⁽¹¹⁾의 두 종류가 있다. 전자는 실제해와 근사해의 차이에 해당하는 레지듀얼 ($R \equiv A - F$)로 오차를 측정하는 방법이다. 여기서 R 은 각 자유도에 대한 레지듀얼 벡터, A 는 근사해, F 는 실제해를 나타내는 벡터들이다. 이터인자는 후처리 형태이다.⁽¹²⁾

본 연구에서 유한요소망의 세부척도로 사용하고자 하는 이터인자는 다음과 같은 여러 가지 응력벡터들의 정의에 기초하고 있다.

$$\begin{aligned}\sigma &\equiv \text{한 요소내부에서의 응력} \\ \sigma_a &\equiv \text{인접요소들간의 평균 응력} \\ \sigma_E &\equiv \sigma - \sigma_a = \text{오차응력}\end{aligned}$$

위의 응력값들을 이용하여 다음 식 (5)와 같이 변형에너지들을 구성할 수 있다.

$$U = U(\sigma); U_a = U(\sigma_a); U_E = U(\sigma_e) \quad (5)$$

즉, 각 유한요소로부터 구한 응력벡터 σ , σ_a , σ_E 값들을 (5) 식에 대입하여 각 유한요소들의 변형 에너지들을 구한 후, 이를 모든 유한요소들에 대해 합산한다. 이렇게 구한 변형에너지를 이용하여 식 (6)과 같이 이터인자를 계산한다.⁽¹²⁾

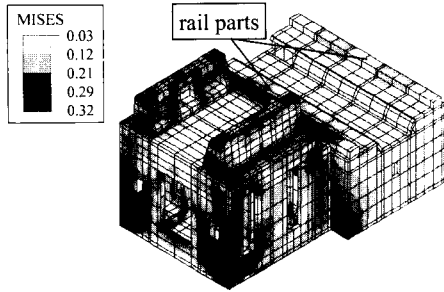
$$\eta = \left(\frac{U_E}{U + U_E} \right)^{1/2}; \quad 0 \leq \eta \leq 1 \quad (6)$$

여기서 제공근은 변형에너지가 응력들의 제공에 비례하기 때문에 이터인자를 응력기준으로 표현하기 위해서 부가된다.

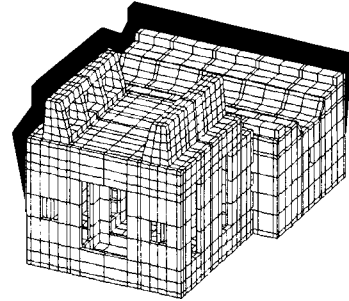
앞절의 이론을 바탕으로, 이터인자를 계산하는 후처리 프로그램을 작성하여, 유한요소해석을 수행한 방전가공기 모델의 이터인자를 살펴보았다. JW-35A와 JW-60A의 유한요소 응력해를 이용하여 구한 이터인자 값들은 각각 0.196, 0.208이다. 이러한 0.2 근처의 값들은 일견 유한요소망이 충분히 세분화 되어있지 않음을 나타낸다. 그러나 두 모델이 같은 크기의 η 값을 가지므로 유한요소해를 통한 구조 변형특성의 정성적인 비교는 가능하다. 그리고 이터인자의 절대적인 값이 다소 큰 것에 대한 데이터의 신뢰성을 살펴보고자 한쪽 면이 완전 구속된 외팔보로 해석을 수행하였다. 치수가 $100 \times 100 \times 1000$ (mm³)인 세장보를 사용하여 자중만 준 경우, 자중과 온도변화 (20°C)를 동시에 준 경우, 집중하중을 준 경우 대해, 최대변위와 최대응력 값을 분석하였다. 이터인자의 값이 양호한 0.005에 대해 다소 큰 편인 0.2의 경우를 비교하였는데, 최대변위의 경우 6.4, 0.7, 10 % 작은 그리고 최대 응력의 경우도 23, 6.4, 38 % 작은 값을 보였다. 즉 이터인자가 0.005인 요소망이 매우 잘 짜여진 경우에 비해, 이터인자가 0.2인 요소망은 응력값에 있어선 오차가 크지만 변위값은 오차가 충분히 작다. 이로부터 본 연구의 유한요소망과 이에 상응하는 유한요소변위해는 유효하다고 볼 수 있다.

3.2 구조에 따른 변형 특성

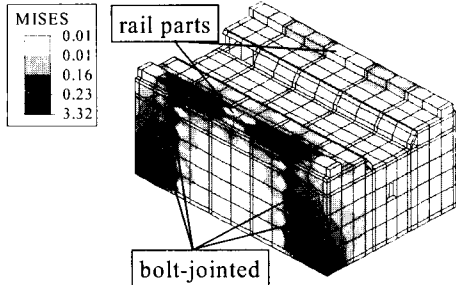
Table 1에 나타나 있듯이 60A는 35A 보다 거의 1.5배의 크기를 갖고 있지만 Tables 4-7에서 비교하면 두 모델의 δ_{xy} 값은 거의 같다. 이에 대해 두 가지 원인을 고찰해 보았다. 첫째, 제작공정상의 문제로 35A의 베드가 60A와는 달리 두개로 분리되어 있다. 둘째, 35A와 달리 60A 새들에는 우측 옆면에 날개형상의 부가구조물이 부착되어 있다 (Fig. 2). JW-35A (a-c)와 JW-60A (d) 베드에서의 등가응력분포 (단위: MPa)가 Fig. 3에 나타나 있다. 35A 새들베드와 테이블베드는 총 여덟 개의 볼트로 체결되어져 있다. Fig. 3(c)는 Fig. 3(a)의 35A 테이블베드를 90° 회전한 것인데, 여덟 개의 볼트 체결부에 응력이 집중되어 있는 것을 보여 준다. 또한 Fig. 3(b)의 새들베드에서는, Fig. 3(d)의 60A 베드와 달리, 테이블베드와의 체결부 이외에 새들이 이송되는 레일부에도 응력이 집중되는 것을 관찰된다.



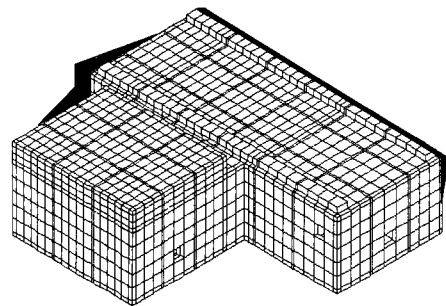
(a) JW-35A bed



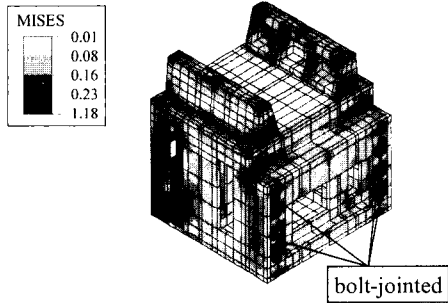
(a) JW-35A model (scale: 10^5)



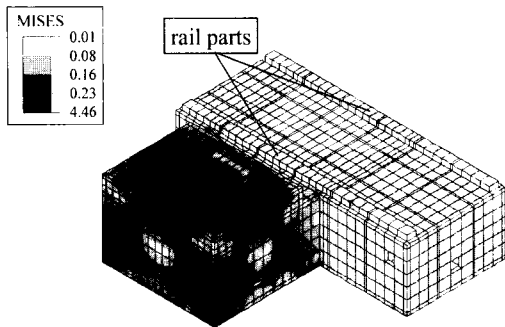
(b) JW-35A saddle bed



(b) JW-60A model (scale: 10^5)



(c) JW-35A table bed



(d) JW-60A bed

Fig. 3 Equivalent stress contours for bed

Fig. 4 Shape deformation of beds

Fig. 4(a)는 35A의 테이블베드와 레일부분이 크게 기울어진 것을 보여준다. 이로 인해 새들의 윗부분에 연결된 부품들에 회전변형이 발생하여 변위 오차가 증가하게 된다. 반면 60A의 새들베드는 레일부분의 기울어짐이 작아 상위부품의 회전 변형이 적다. 이는 35A의 베드가 분리되어 있어 응력전달이 효과적으로 이루어지지 못하기 때문이며, 이것이 35A가 60A보다 변형오차가 커지는 가장 주된 이유이다.

Fig. 5는 두 모델 새들에서의 등가응력 분포도이다. Fig. 5(a)의 35A 새들에서는 새들베드의 레일부와 연결되는 곳에 응력집중을 보이지만, Fig. 5(b)의 60A 새들에서는 응력집중부가 거의 없이 전체적으로 완만한 응력분포를 보인다. 이러한 변형은 60A 새들의 날개 구조물에서 기인하는 것으로 판단된다. 두 모델 모두 새들 자체의 변형량은 아주 미소 하지만 Fig. 5(a)의 35A는 60A에 비해 베드변형으로 인한 새들의 기울어짐이 상대적으로 매우 큼을 확인할 수 있다.

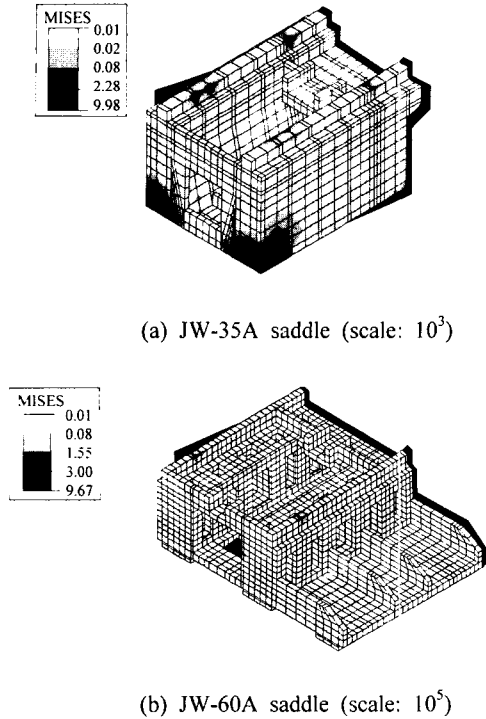
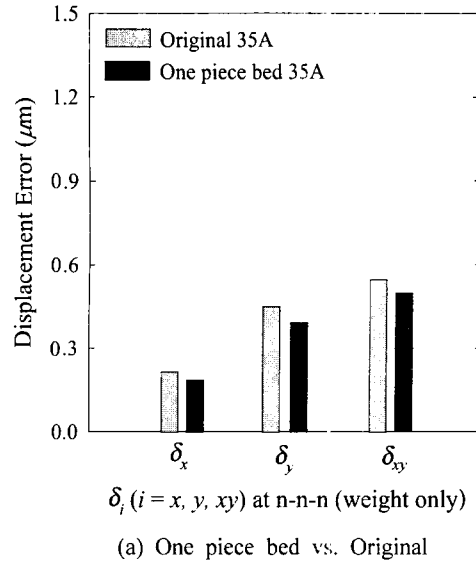


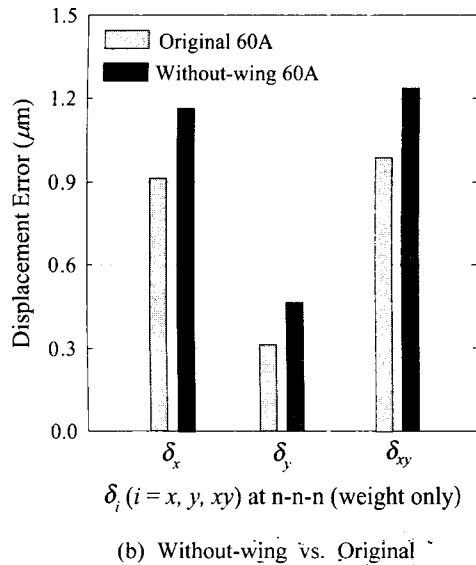
Fig. 5 Equivalent stress contours and shape deformation of saddles

베드와 새들 이외의 35A와 60A의 나머지 부품들에서 등가응력상태를 비교해 보면 큰 차이를 보이지 않는다. 변형양상에서도 두 모델의 자체 변형은 비슷하고, 다만 35A에서의 부품 회전과 비틀림 등이 60A보다 크다. 이러한 관찰을 바탕으로, 35A의 베드를 일체형으로 바꾼 35A 수정 모델과 60A에서 새들 날개구조물을 제거한 60A 수정모델을 추가 해석하였다. 여기서 35A에 날개 구조물을 부착하려면 복잡한 수정이 요구되어 60A의 날개구조물을 제거하는 방법으로 동일한 조건을 만들었다.

35A의 일체형 베드 모델은 기존모델에 비해, 가공정밀도와 직접관련이 있는 xy -평면상의 상대 변위오차가 10% 감소하였다. 분리형 베드의 나사 체결부 등에서 발생할 수 있는 변형집중에 의한 오차증가 요소 제거를 그 원인으로 볼 수 있다. Fig. 6(a)는 일체형 베드의 상대변위오차에 대한 영향을 보여준다. 새들 날개구조물을 제거한 60A 수정모델에서는 xy -평면상의 변위오차가 기존모델에 비해 22%의 큰 차이로 증가한다 [Fig. 6(b)]. 이는



(a) One piece bed vs. Original



(b) Without-wing vs. Original

Fig. 6 Comparison between original model and modified model

날개 구조물이 회전변위를 줄여 60A의 구조적 안정성에 크게 기여하는 것으로 이해할 수 있다. 요약하면 35A의 분리형 베드보다는 60A처럼 일체형 베드가 응력분포를 고르게 만들고 변형 집중에 막는 효과가 있어 변형오차 감소에 유리하다. 베드 위에는 와이어 방전공기를 구성하는 대부분의 부구조물이 놓이기 때문에 베드변형이

다른 구조물의 변형보다 가공정밀도에 가장 큰 영향을 미친다. 이런 연유로 가공정밀도 향상을 위한 고강성 구조물 설계시는 베드형상과 구조에 대한 세심한 고려가 요구된다. 또한 회전변형이 심한 구조물에 60A 새들 날개형태의 부가구조는 정밀도 향상에 상당히 효과적이다.

3.3 부가구조물에 의한 변위오차의 감소

앞절의 해석결과를 바탕으로 상대오차가 가장 큰 35A r-ft 모델에 대해서 날개과 리브를 추가함으로써 정밀도를 향상시켜 보았다. Tables 8-9 에서 자중만 고려한 경우, 날개 부가구조물은 x 축에 대한 상대변위 감소에, 리브는 자중과 온도 변화를 동시에 고려한 경우의 y 축의 상대변위 감소에 효과가 있음을 알 수 있다.

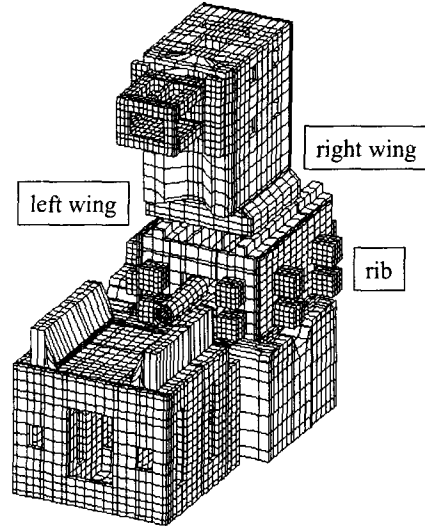


Fig. 7 WEDM 35A 수정모델

4. 공리적 접근에 의한 설계개선 기법

4.1 공리적 설계방법의 개요

공리적 설계의 전제는 설계 전과정을 지배하는 공리가 존재한다는 것이다.⁽⁷⁾ 제품 및 공정설계에 항상 존재하는 공통요소들의 검토를 통해 두개의 공리가 제안되었다. 첫째는 설계목표를 규정하는 최소 개수로 정의된 기능에 있어서의 요구사항들 (Functional Requirements, FRs) 사이에 독립성이 유지되어야 한다는 것이다. 둘째는 정보공리로서 독립공리를 만족하는 여러 설계안 중 제작에서의 필요정보가 최소인 설계가 최상의 설계라는 것이다. 여기서 필요한 정보가 최소라는 것은 제작 성공 확률이 가장 높은 것을 의미한다. 이러한 단 두 개의 공리들로부터 다수의 정리와 추론들이 도출되었다.⁽⁷⁻⁹⁾

공리적 설계는 Fig. 8과 같이 고객, 기능, 물리, 공정의 네 영역으로 이루어진다. 왼쪽은 오른쪽 영역의 목적이고, 오른쪽은 왼쪽영역의 방법이다. 기능 요구들 (FRs)은 고객요구를 위해 설계에서 만족해야 하는 독립적 요구들의 최소집합이며, 구속조건하에서 설계목표를 표현한다. 구속조건은 설계의 허용경계를 정의하며, 서로 독립일 필요가 없다는 점에서 FRs와 구별이 된다. 설계변수들 (Design Parameters, DPs)은 FRs를 물리영역에서 구체화시킨 집합으로 FRs를 만족시킬 수 있는 방법들이다.

Table 8 Wing and Rib at r-ft model : weight only (unit : μm)

	δ_x	δ_y	δ_{xy}
Original	-8.3	4.9	9.6
Wing right (%)	-7.9 (4.8)	4.3 (12.2)	9.0 (6.3)
Wing left (%)	-7.8 (6.0)	4.2 (14.2)	8.8 (8.3)
Rib 4 (%)	-7.7 (7.2)	4.2 (14.2)	8.8 (8.3)
Rib 8 (%)	-7.7 (7.2)	4.2 (14.2)	8.8 (8.3)

Table 9 Wing and Rib at r-ft model : weight + temp (20°C) (unit : μm)

	δ_x	δ_y	δ_{xy}
Original	-18.5	17.8	25.7
Wing right (%)	-16.5 (10.7)	15.9 (10.8)	22.9 (10.8)
Wing left (%)	-16.2 (12.4)	15.7 (11.8)	22.5 (12.4)
Rib 4 (%)	-16.1 (12.9)	15.6 (12.3)	22.4 (12.8)
Rib 8 (%)	-16.1 (12.9)	15.5 (12.9)	22.3 (13.2)

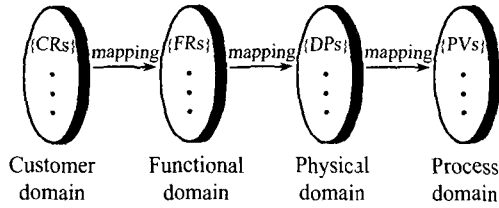


Fig. 8 Four domains of the design world

영역들 사이에는 상호사상이 되며, 이러한 사상 과정 중 독립공리를 만족해야만 한다. 사상과정은 설계목표와 구현방법으로 정의된 특성벡터를 이용하여 수학적으로 표현할 수 있다. 주어진 설계단계에서 특정 설계목표에 의해 정의된 기능적 요구들의 최소집합은 기능영역에서 {FR} 벡터의 구성 요소가 된다. 같은 방법으로 물리영역에서 구현 방법인 설계변수들의 집합은 {DP} 벡터의 구성 요소가 된다. 이 두 벡터의 관계는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\{FR\} = [DM]\{DP\} \leftrightarrow FR_i = \sum_j DM_{ij} DP_j \quad (7)$$

여기서 [DM]은 설계행렬이며, 식 (7)은 제품설계를 위한 설계방정식이다. 독립공리를 만족하기 위해서는 설계행렬이 대각행렬이거나 (역)삼각행렬이어야 한다. [DM]이 대각행렬일 경우 한 FR이 한 DP에 의해 독립적으로 만족되어진다. 이를 비연성 (uncoupled) 설계라고 한다. [DM]이 (역)삼각행렬일 경우는 DP의 적당한 순서로 결정하면 FRs를 독립적으로 만족성을 보장할 수 있으며, 이를 비연성화 (decoupled) 설계라고 한다. 같은 FRs 집합에 의해 정의되어지는 설계에서도, 설계자에 따라서 독립공리를 만족시키는 여러 개의 설계를 제안할 수 있다. 그러나 일반적으로 이러한 여러 개의 설계들 중 하나만이 가장 완전한 설계이다. 정보공리는 이를 위해 질적인 면에서 주어진 설계의 장점을 측정할 수 있도록 해준다. 즉 독립공리를 만족하는 설계들 가운데 최상의 설계를 선택할 수 있게 해준다. 정보공리는, 가장 간단한 형태로 주어진 FR을 만족시키는 확률과 관련된 정보내용으로 정의되어진다. 이러한 공리적 설계이론을 와이어 방전가공기의 구조해석 및 설계검증에 적용해 본다.

4.2 공리적 접근을 통한 구조변수 선정

와이어 방전가공기의 가공 정밀도 향상을 기능적 요구사항으로 정하면 이어 다음과 같이 부 FRs를 정의할 수 있다.

- FR₁ : WEDM의 구조정밀도 향상
- FR₁₁ : 자중변위 최소화
- FR₁₂ : 열변형 최소화
- FR₁₃ : 자중변위 오차보정
- FR₁₄ : 열변형 오차보정

공리적 설계의 다음단계로는 이러한 4개의 FRs를 구현시켜 줄 수 있는 상응 설계변수들 (DPs)을 정의하고 이런 값들을 결정하여야 한다. 와이어 방전가공기의 구조변형오차는 크게 자중에 의한 것과 열변형에 의한 것으로 나눌 수 있다. 따라서 각 요인에 의한 변위양상을 파악하고 이를 보정식 형태로 제시하면 정밀도의 향상이 가능하다. 이런 관점에서 FRs를 만족시키는 방법들로서 다음과 같은 DPs를 정의하였다.

- DP₁ : WEDM의 변형최소화 및 보정
- DP₁₁ : 치짐변형 최소화 구조
- DP₁₂ : 열변형 최소화 구조
- DP₁₃ : 자중변위 보정식
- DP₁₄ : 열변형 보정식

이를 이용하여 설계행렬 [DM]을 작성하면 다음과 같은 비연성화 (decoupled) 행렬을 얻을 수 있다. 여기서 X는 DP가 FR에 영향을 주는 것을 의미하며 0는 DP가 FR과 무관함을 나타낸다.

$$\begin{pmatrix} FR_{11} \\ FR_{12} \\ FR_{13} \\ FR_{14} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} X & 0 & X & 0 \\ 0 & X & 0 & X \\ 0 & 0 & X & 0 \\ 0 & 0 & 0 & X \end{bmatrix} \begin{pmatrix} DP_{11} \\ DP_{12} \\ DP_{13} \\ DP_{14} \end{pmatrix}$$

위의 행렬은 자중과 열에 의한 변형오차 감소는 WEDM의 기하학적 최적화를 통하여 이루어지는 것을 나타낸다. 또한 자중과 열에 의한 변위식을 이용하여 자중과 열 변형오차 감소에 기여함은 물론 자중과 열에 의한 변위를 사전에 보정하는 것을 나타낸다. 이러한 비연성화 설계에서는 각 FRs를 개선시킬 수 있는 DPs를 순차적으로 선정하면 최적의 개선안이 나올 수 있다.

Table 10 Regression constants for JW-35A
(Weight Only)

	δ_x	δ_y	δ_z
C_{it}^0	-0.3	4.5	-16.9
C_{it}^1	-6.1	3.8	-15.0
C_{it}^2	-0.1	0.8	-5.2
C_{it}^3	-1.6	-4.6	17.2
C_{in}^0	0	0	0
C_{in}^1	-5.6	3.4	-15.4
C_{in}^2	0.3	-3.3	12.7
C_{in}^3	12.7	4.0	2.7
C_{ib}^0	-0.4	3.4	-17.1
C_{ib}^1	-4.6	-0.3	2.1
C_{ib}^2	0	4.3	-25.7
C_{ib}^3	-1.6	-3.7	-3.3

Table 11 Regression constants for JW-60A
(Weight Only)

	δ_x	δ_y	δ_z
C_{it}^0	1.2	-1.7	16.0
C_{it}^1	1.7	-7.7	4.5
C_{it}^2	-1.8	-0.6	-3.1
C_{it}^3	-0.2	0.6	-0.8
C_{in}^0	0	0	0
C_{in}^1	-0.5	-1.3	-6.3
C_{in}^2	0	7.3	-0.4
C_{in}^3	-1.6	-8.6	-5.9
C_{ib}^0	1.2	-0.6	15.9
C_{ib}^1	-0.1	-0.6	-1.5
C_{ib}^2	-0.1	-3.0	-0.2
C_{ib}^3	-0.1	-1.2	1.9

4.3 설계행렬식 결정

자중 변형오차 감소를 위해, 자중에 인한 변형 양상 파악에 따른 처짐변형 최소화 구조를 1차적 설계변수 (DP₁₁)로 선택했다. 즉 기존모델의 자중 변위 양상을 파악한 후, 최적설계기법에 준해 주요 구조의 단면 2차 모멘트를 증가시키거나 보정구조 (counter weight)를 설치해 처짐변형을 줄이면 자중 변형오차를 감소시킬 수 있다. 동일 개념이 팽창 열변형에 대해서도 적용된다 (DP₁₂). 자중변위 보정은 세 방향 변위보정식 (DP₁₃)을 통해 가능하다. 즉 WEDM 가공시 각 부구조들이 주요 가공위치에 있을 때, 와이어 상하단부의 자중에 의한 상대 처짐을 유한요소해석으로 미리 구한다. 이어 각 주요위치에서의 (이산화된) 유한요소해들을 연속 함수형태로 수식화하여, 이를 위치 컨트롤러에 사전 입력하면 구조변형 오차의 보정이 가능하다. 동일한 개념이 열변형 오차보정에도 적용된다 (DP₁₄). 이러한 접근방법을 따라, 각 위치모델에 대한 (구조해석으로부터 얻은 와이어 상하단부의) 상대변위를 기준으로 변형량 예측회귀식을 유도 하였다. 아래식 (8)은 이렇게 구한 임의 가공위치에서의 변위오차 (보정식) 이다. 이때 각 x, y, z 축 (Figs. 1-2)을 따른 최대이송량을 +1로 단위화 시켰다. 여기서 δ_i ($i = x, y, z$)는 임의 가공위치에서 와이어 상하단부의 각 방향별 상대변위이다.

식 (9)의 δ_{ij} 는 주어진 z -값 ($z = -1, 0, 1 \leftrightarrow j = t, n, b$)에 대한 와이어 상하단부의 각 방향별 상대 변위이고, N_j 는 위치변수 z 에 대한 보간함수이다.

C_{ij}^k , ($k=0, 1, 2, 3$)는 각 위치모델의 유한요소해를 이용해 결정되는 미정계수들이다. 보정식의 형태는 응답표면방법 (Response Surface Methods)⁽¹³⁾에 기초하였다. 응답표면방법은 다변수 문제에서의 응답함수의 수식화에 사용되는 기법으로, 모델링 이나 데이터 분석에 모두 유용하다. 본 연구에서는 z -값이 $j = t, n, b$ 로 주어진 경우, 식 (9)와 같이 x, y 에 대한 양선형 (bilinear) 함수형태로 와이어 상하단부의 상대변위 오차보정식을 구성하였다. 이같이 고정된 z -값에 대해 x, y 값들을 변화시키는 함수형태는, 방전가공시 피가공물의 형태에 따라 헤드 높이 (z -값)가 먼저 결정된 상태에서 가공이 이루어지는 WEDM 작업순서에 근거하고 있다.

$$\delta_i = \delta_{ij} N_j \tag{8}$$

$$(i = x, y, z) ; (j = t, n, b)$$

$$\delta_{ij} = C_{ij}^0 + C_{ij}^1 x + C_{ij}^2 y + C_{ij}^3 xy \tag{9}$$

$$\begin{aligned} N_t &= z(z+1)/2 \\ N_n &= -(z+1)(z-1) \\ N_b &= z(z-1)/2 \end{aligned} \tag{10}$$

Table 12 Regression constants for JW-35A
(Temperature only, 20°C)

	δ_x	δ_y	δ_z
C_{it}^0	-1.1	1.8	39.7
C_{it}^1	-4.6	-3.9	-4.5
C_{it}^2	3.3	-0.3	-12.2
C_{it}^3	0.8	0.8	0.7
C_{in}^0	0	0	0
C_{in}^1	-1.8	1.5	36.2
C_{in}^2	-1.1	1.3	29.8
C_{in}^3	2.2	-1.6	-40.3
C_{ib}^0	-1.3	1.3	40.2
C_{ib}^1	-0.7	0.3	-6.1
C_{ib}^2	-3.1	-0.2	-8.1
C_{ib}^3	3.8	-0.1	-4.5

Table 13 Regression constants for JW-60A
(Temperature only, 20°C)

	δ_x	δ_y	δ_z
C_{it}^0	9.9	-1.3	-30.2
C_{it}^1	6.2	-5.6	-8.2
C_{it}^2	-7.7	2.0	5.6
C_{it}^3	-1.2	2.4	1.4
C_{in}^0	0	0	0
C_{in}^1	3.7	-1.0	12.0
C_{in}^2	0	0	0.7
C_{in}^3	-12.1	-1.1	33.2
C_{ib}^0	9.6	-0.5	-30.0
C_{ib}^1	-0.6	0.4	2.8
C_{ib}^2	-0.8	-2.4	0.4
C_{ib}^3	-0.4	-0.9	-3.8

이렇게 헤드위치가 고정된 상태에서 얻어진 δ_{ij} 식을 내삽함수 N_j 를 이용하여 임의의 헤드위치에 대해 일반화시킨 것이 최종적으로 식 (8)이다.

단위화된 보정식의 의미를 Figs. 1-2를 참조하여 살펴보자. n - f - t 위치모델에서 n 은 x 방향의 중립점을 나타내므로 $x=0$, f 는 $-y$ 방향의 끝점이므로 $y=-1$, t 는 $+z$ 방향의 끝점이므로 $z=+1$ 을 의미한다. 이를 와이어 방전가공기의 실제위치로 표현하면, 새들이 새들베드 위의 중립점 ($x=0$)에 있고, 컬럼베이스 위의 컬럼이 가장 앞쪽 ($y=-1$)에, 컬럼 앞의 헤드가 가장 위쪽 ($z=+1$)에 위치한 경우에 해당된다. 35A는 yz 평면에 대한 대칭구조이므로 $+x$ 방향으로 이송된 위치모델에 대해서만 회귀식을 구하였다. $-x$ 방향으로 이송된 위치모델의 상대변위는 $+x$ 방향 35A 위치모델의 x 방향 상대변위와 부호만 반대이고 나머지 y, z 방향의 상대변위는 동일한 값을 갖는다.

자중만 고려시의 계수 C_{ij}^k 값들이 Tables 10-11에, 온도변화만 고려시의 계수값들이 Tables 12-13에 정리되어 있다. 회귀식 (9)가 주는 상대변위는 자중만 고려시 모든 주요 가공위치에서 유한요소해와 비교하여 6% 미만의 차이를 갖는다. 온도변화만 고려시는, 회귀식으로부터 계산된 상대변위는 모든 주요 가공위치에서 유한요소해와 비교하여 최대 10%, 대개는 6% 미만의 차이를 갖는다 따라서

보정식을 이용하면 유한요소해석을 하지 않은 임의 가공위치에 대한 상대변위도 상당히 정확하게 유추된다고 볼 수 있다. 또한 본 연구와 같은 선형탄성 문제의 경우, 자중과 온도변화에 대한 상대변위 값들의 단순중첩으로 자중과 온도변화를 동시에 고려하는 보정식을 구성할 수 있다. 이러한 점들에서 식 (9)는 공학적으로 매우 유용하다.

5. 요약

본 연구에서는 양산 와이어 방전가공기의 기존 설계구조를 평가하고 변형오차를 감소시켜 구조정밀도를 향상시키는 방법을 제시하였다. 선정된 두 양산 모델에 대해 3D-CAD 패키지 I-DEAS로 유한요소 모델링한 후, 상용 유한요소해석 코드 ABAQUS로 주요 가공위치 모델에서의 변형특성을 해석하였다. 이 때, 이터인자를 계산하는 후처리 프로그램을 작성하여 35A와 60A의 유한요소망이 변형특성 비교는 물론, 변형해 자체도 유효하게 충분히 세분되어 있음을 확인했다. 보완적으로, 외관모 모델을 통해 이터인자 값의 의미 및 방전가공기 모델 변위해의 유효성을 검토하였다. 이어 공리적 설계 관점에서 와이어 방전기의 구조정밀도 향상을 위한 설계변수들을 선택하고, 변형오차 예측식을 도출하였다. 이 변형오차식이 적절한 비례상수로 증폭 (scaling up)되면 실제 구조변형

오차의 보정에 활용될 수 있으리라 기대된다.

와이어 상하단부의 상대변위는 가공오차의 직접 원인이 된다. JW- 35A 모델이 크기에 있어 작음에도 불구하고, 최대 상대변위가 JW-60A 모델보다 크다. 따라서 35A가 60A보다 큰 가공오차를 갖는다고 볼 수 있다.

모델 35A가 전체 크기에 있어 60A의 대표길이 대비로 반 밖에 안되면서도 가공 정밀도가 떨어지는 이유는 두 모델의 구조적 차이로 설명된다. 첫째, 60A와는 달리 35A의 베드는 제작공정상의 이유로 분리형이어서, 두 베드의 결합부에 변형이 집중되어 여기서 오는 변형증가가 있다. 둘째, 60A 새들 우측 옆면의 날개구조 부착물이 회전 변위를 줄여 60A의 구조안정성에 크게 기여한다. 즉 분리형 베드보다는 60A처럼 일체형 베드가 응력분포를 고르게 만들고 변형집중을 막아 변형 오차 감소에 유리하다. 또한 회전변형 구조물에 60A 새들 날개형태의 부가구조는 정밀도 향상에 상당히 효과적이다. 본 연구를 통해 유도된 변형 예측식 (8)-(9) 형태의 접근방법은 비단 방진가공기 뿐만 아니라 이와 유사한 형태의 공작기계에도 적용할 수 있을 것으로 보인다.

후 기

본 연구는 1999년도 산업자원부의 산업기반기술 개발사업 (A00-991-2201-02-1-2) 지원에 의해 이루어 졌으며, 이에 감사드립니다. 또한 방진가공기의 상대오차 개념에 관해 토론을 나눈 서강대 기계 공학과와 이태수교수에게도 감사드립니다.

참고문헌

(1) 김규만, 김보현, 인치현, 최덕기, 주종남, 1998, "미세방진을 이용한 미소구멍가공에서 가공율 특성의 고찰," 대한기계학회 생산 및 설계공학 부문 학술강연회 강연집, pp. 14~17.

(2) 김규만, 김보현, 주종남, 1997, "미소 축, 구멍 가공용 미세 방진가공기의 개발," 한국정밀공학 회 추계학술대회 논문집, pp. 1075~1079.

(3) I-DEAS Master Series 6.0, 1999, *Student Guide* (P-30002), Structural Dynamics Research Corporation, Milford, OH.

(4) ABAQUS *User's Manual*, 1998, Version 5.8, Hibbit, Karlsson and Sorensen, Inc., Pawtucket, RI.

(5) 신정호, 광병만, 1998, "수평형 머시닝센터에 대한 구조해석 및 최적설계," 대한기계학회 추 계학술대회 논문집 (A), pp. 396~401.

(6) Wiberg, N. E. and Abdulwahab, F., 1997, "Error Estimation with Postprocessed Finite Element Solutions," *Computers and Structures*, Vol. 64, No. 1, pp. 113~137.

(7) Suh, N. P., 1990, *The Principles of Design*, Chapters 2~3, Oxford University Press, NY.

(8) Suh, N. P., 1995, "Axiomatic Design of Mechanical Systems," *Journal of Biomechanical Engineering, Transactions of ASME*, Vol. 117, (B), pp. 2~10.

(9) 이형일, 서현, 2000, "차량 복합판형부품의 설 계개선 기법들," 대한기계학회논문집 (A), 제24 권 제5호, pp. 1103~1114.

(10) Babuska, I. and Rheinboldt, W. C., 1978, "A Posterior Error Estimates of the Finite Element Method," *International Journal of Numerical Method Engineering*, Vol. 12, pp. 1597~1615.

(11) Zienkiewicz, O. C. and Zhu, J. Z., 1973, "A Simple Error Estimator and Adaptive Procedure for Practical Engineering Analysis," *International Journal of Numerical Method Engineering*, Vol. 6, pp. 55~61.

(12) Cook, R. D., 1995, *Finite Element Modeling for Stress Analysis*, John Wiley & Sons, Inc., Chapter 5, pp. 141~144.

(13) Montgomery, D. C., 1996, *Design and Analysis of Experiments*, John Wiley & Sons, Inc., Chapter 14, pp. 575~578.