

한국정밀공학회지

JOURNAL OF THE KOREAN SOCIETY FOR
PRECISION ENGINEERING

VOLUME 42, NUMBER 2

FEBRUARY 2025

ISSN 1225-9071 (Print)

ISSN 2287-8769 (Online)

목차

일 반

- 99 안전한 유모차를 위한 탈부착식 브레이크 시스템의 구조설계
권승호, 김성관
- 105 다양한 속도의 리칭동작에서의 상지 근육간 동적 및 정적 협응
김민재, 김주희, 신현수, 이승민, 김나연, 엄광문
- 121 지그재그 레이저방법을 이용한 적층 HDPE 제조 및 평가
김시습, 김지관
- 129 예비성형 금형설계를 통한 낙하산 하네스 부품의 단조공정에서 접힘 결함 개선
김정곤, 이성윤, 하진수, 한수빈, 권성욱, 고대철, 장진석
- 139 딥러닝 기반 실리콘 캐소드 미세 구멍 가공 치수의 대면적 검사 방법
채종혁, 이동규, 오승훈, 노유정
- 147 구멍-핀 패턴 조립의 부동 개선과 과잉제약 해소를 위한 설계 방안 수치 연구
이정훈, 임현준
- 157 순차 이송형 유리 성형 공정의 다단 냉각 조건에서 렌즈 내부 온도 및 응력 분포 연구
홍지현, 홍정택, 정동연, 김영복, 박근, 박창용
- 169 시정수 변경 기능을 가지는 블록 오버랩 기반 CNC 보간기
이찬영, 김창주, 백승국, 허세곤
- 175 휴대용 광학 장비의 시선 안정화 제어기 설계 시뮬레이션 연구
정재우, 정상원, 김재현, 임선빈, 박영진, 김원목, 임재현, 진재호, 박노철, 윤준영
- 185 딥러닝 기반 제직준비 공정 실시간 고장 진단 기법 검증
김민재, 안우현, 주백석

CONTENTS

REGULAR

- 99 Structural Design of Detachable Brake System for Safe Stroller
Seung Ho Kwon and Sung Gaun Kim
- 105 Phasic and Tonic Coordination among Upper-limb Muscles in Different Speeds of Reaching Movement
Min-Jae Kim, Ju-Hee Kim, Hyeon-Soo Shin, Sean-Min Lee, Na-Yeon Kim, and Gwang-Moon Eom
- 121 Fabrication and Evaluation of HDPE Additive Manufacturing with Zig-zag Layer Method
Si Seup Kim and Ji Kwan Kim
- 129 Prevention of Folding Defects in the Forging Process of Parachute Harness Parts Through Preform Die Design
Jeong Gon Kim, Sung Yun Lee, Jin Su Ha, Soo Bin Han, Seong Uk Kwon, Dae Cheol Ko, and Jin Seok Jang
- 139 Large-area Inspection Method for Machined Micro Hole Dimension Measurement Using Deep Learning in Silicon Cathodes
Jonghyeok Chae, Dongkyu Lee, Seunghun Oh, and Yoojeong Noh
- 147 Numerical Study on Design Approaches for Reduction of Float and Elimination of Over-constraints in Hole-pin Pattern Assembly
Jung Hun Lee and Hyunjune Yim
- 157 A Study on Temperature and Stress Distribution in a Lens under Multi-Stage Cooling Conditions in Progressive Glass Molding Processes
Ji Hyun Hong, Jeong Taek Hong, Dong Yean Jung, Young Bok Kim, Keun Park, and Chang Yong Park
- 169 Block Overlap Based CNC Interpolator with Variable Time Constant
Chan-Young Lee, Chang-Ju Kim, Seung Guk Baek, and Segon Heo
- 175 Simulation Study on Line-of-sight Stabilization Controller Design for Portable Optical Systems
Jae Woo Jung, Sang Won Jung, Jae Hyun Kim, Seonbin Lim, Youngjin Park, Onemook Kim, Jaehyun Lim, Jae Ho Jin, No-Cheol Park, and Jun Young Yoon
- 185 Verification of Real-time Fault Diagnosis Techniques for Weaving Preparation Process Based on Deep Learning
Minjae Kim, Woohyun Ahn, and Baeksuk Chu

안전한 유모차를 위한 탈부착식 브레이크 시스템의 구조설계

Structural Design of Detachable Brake System for Safe Stroller

권승호¹, 김성관^{1,#}
Seung Ho Kwon¹ and Sung Gaun Kim^{1,#}

¹ 공주대학교 기계자동차공학부 기계공학전공 (Department of Mechanical & Automotive Engineering, Kongju National University)
Corresponding Author / E-mail: kimsg@kongju.ac.kr, TEL: +82-41-521-9253
ORCID: 0009-0008-1934-773X

KEYWORDS: Stroller brake system (유모차 브레이크 시스템), Structural design (구조설계)

Safety accidents related to falls and collisions involving strollers occur every year. To address this issue, an automatic brake system has been developed and tested for strollers. Previous systems were only functionally verified and did not confirm structural safety until the brakes were activated and came to a stop. Given that this system is a safety-critical device, a prototype was manufactured and tested to ensure the device's safety during brake operation. Additionally, structural analysis was conducted using the collected data to identify potential vulnerabilities.

Manuscript received: June 12, 2024 / Revised: November 27, 2024 / Accepted: December 26, 2024

NOMENCLATURE

P	=	Braking Force
F	=	Friction Force
σ	=	Equivalent Stress
Δ	=	Total Deformation
F	=	Axial Force
EA	=	Axial Rigidity

1. 서론

유모차 안전사고가 매년 발생하고 있고, 유아에게 발생하는 전체 안전사고 비율 중 8%로 높은 비율을 차지하고 있다[1-4]. 한국소비자원 위해감시시스템에서 조사한 결과에 따르면 대역용 유모차 안전사고 비율 중 추락 및 낙상이 50%를 차지하고 있고, 2019-2023년까지 발생한 유모차 안전사고는 총 1,206건으로

2023년에는 전년 대비 18.6%가 증가하였다[2,4]. 내리막길에서 유모차에 풋 브레이크가 장착이 되어 있음에도 기능이 원활하게 작동하지 않거나 수동으로 잡아야 하기 때문에 사고가 발생한 것으로 추정된다[2]. 유모차 충돌 및 낙상사고를 예방하기 위해서 유모차에 추가로 장착하는 브레이크 시스템이 연구 및 개발되었다[5-12]. 하지만 위 시스템들은 브레이크의 기능적인 부분만 연구되었고 브레이크가 작동하고 멈출 때까지 시스템의 구조적인 안전성은 확인하지 않았다. 그리고 현재 판매 중인 자동 브레이크 시스템이 탑재된 유모차는 일체형이고 높은 가격대를 형성하고 있어, 아이가 성장해 감에 따라 유모차를 변경하여야 하는데 매년 비싼 유모차를 구매하기에는 경제적인 어려움이 있을 수 있다. 따라서 본 논문에서는 어느 유모차에나 설치를 위해 탈부착식 및 길이 조절이 가능하도록 프레임을 설계하였고, 브레이크가 작동하고 유모차가 멈출 때까지 프레임의 구조적인 안전성을 확인하기 위해 구조해석을 진행하였다. Ansys 구조해석을 통해 Equivalent Stress와 Total Deformation을 계산하고 시스템의 취약 부위와 안전성을 확인하였다.

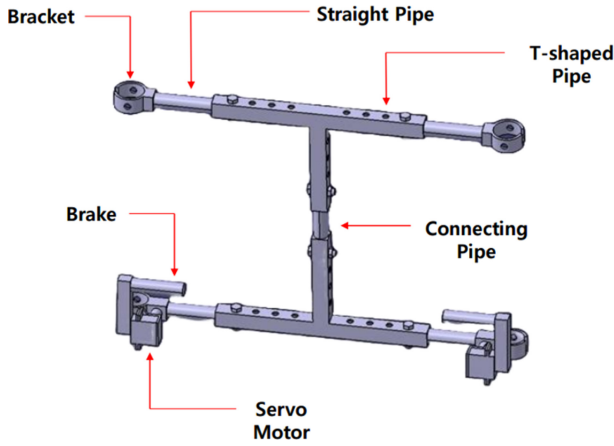


Fig. 1 Structure of detachable brake system

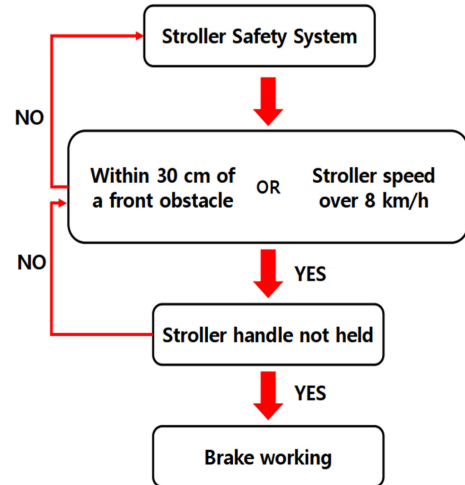


Fig. 3 Flow chart of brake system

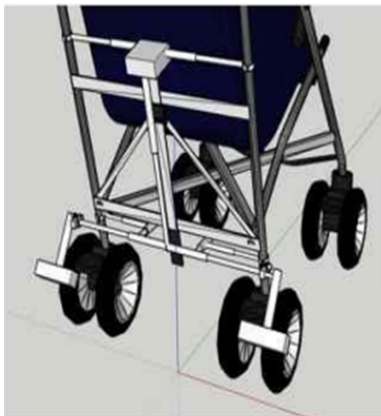


Fig. 2 A stroller equipped with a braking system



Fig. 4 Prototype development

2. 본론

2.1 탈부착식 브레이크 시스템 모델링

Fig. 1은 탈부착이 가능하도록 설계된 유모차 브레이크 프레임의 상세설계를 나타낸다. 네 군데에서 브라켓을 통해 유모차와 결합하고, T자형 파이프, 연결 파이프, 일자형 파이프를 나사와 볼트로 체결하여 길이 조절이 가능하도록 설계하였다. 하단부에 서보모터와 브레이크 패드를 장착하여 브레이크가 작동하도록 하였다. Fig. 2의 개괄도와 같이 네 군데의 브라켓으로 고정하여 브레이크가 작동하여도 하중을 분산하고 안정적으로 체결되도록 설계하였다.

Fig. 3은 유모차 브레이크 시스템의 작동 과정을 나타낸다. 유모차의 속도가 8 km/h 이상이거나, 전방 30 cm 이내에 장애물이 인식될 때 유모차 손잡이를 잡고 있지 않다면 브레이크가 작동한다. 성인의 평균 보행 속도가 4.5 km/h이기 때문에 브레이크가 작동하는 속도를 8 km/h로 설정되었다.

2.2 탈부착식 브레이크 시스템 제작

Fig. 4는 프로토타입의 탈부착식 브레이크 시스템이 장착된

유모차의 모습이다. Fig. 2의 장착도처럼 브라켓을 통해 네 군데에서 유모차를 고정하고 T자형 파이프, 일자형 파이프, 연결 파이프를 나사와 볼트를 사용하여 길이조절이 가능하도록 제작되었다.

프로토타입을 통해 30°의 경사각을 갖는 내리막길과 10°의 경사각에서 전방에 장애물을 배치하여 기능적인 부분을 테스트 하였다. 2세 아기의 평균 몸무게인 11 kg의 무게를 추가 보정하여 내리막길에서 유모차를 놓치는 상황을 재현하였고 브레이크 시스템이 정상적으로 작동하는 것이 확인되었다.

ISO31110 기준에 따르면 9, 12° 경사각에서 주차 브레이크가 작동하였을 때 5분간 정지되어야 한다고 나타나 있다[13]. 위 기준은 유모차가 멈춰있는 정적인 상태의 기준이고, 움직이는 동적인 상태에서의 브레이크 기준은 명시되어 있지 않아, 30° 경사각에서 8 km/h가 넘는 극한상황에서 Roll Over 되는 현상을 예방하기 위해 유모차 평균 축간 거리의 절반인 30 cm의 제동 거리와 0.5 s 이내에 멈추도록 설계되었다.

Fig. 4는 30°의 경사각과 전방에 장애물이 놓여있는 10°의 경사각에서 유모차를 놓치는 극한상황에서 브레이크가 작동하고

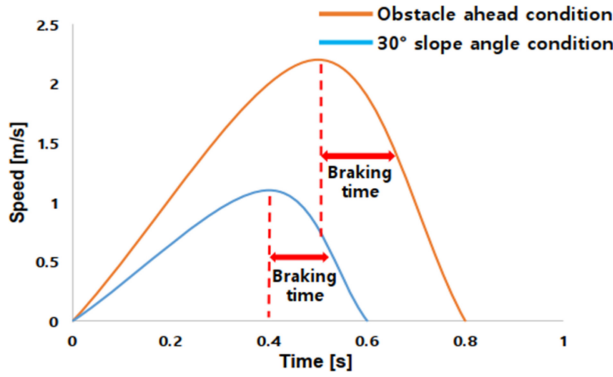


Fig. 5 Speed of stroller

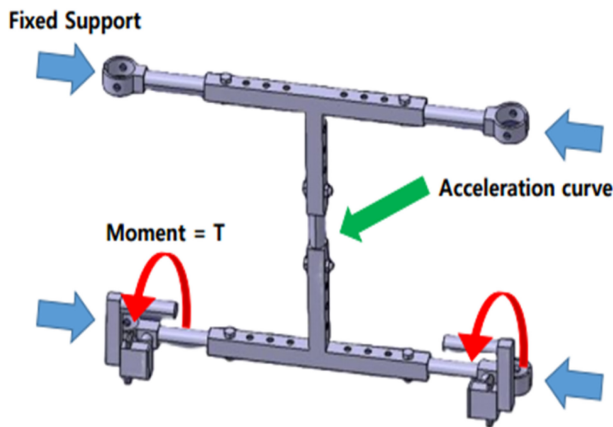


Fig. 6 Boundary condition

멈추는 과정에서 유모차의 속도를 보여준다. 목표로 한 0.5 s, 30 cm 이내에 유모차가 멈추는 것을 확인하였고, 극한 상황을 위해 설계되었으므로 브레이크의 기능 여부를 우선으로 하였다.

2.3 구조해석 경계조건

Fig. 6은 구조해석을 위해 유모차 브레이크 프레임에 적용된 경계조건을 나타낸다. 유모차에 장착되어 있는 구조와 모터로 인해 브레이크가 작동하므로 모터의 힘인 토크와, 브레이크가 작동하고 멈추는 과정에서 걸리는 가속도 커브가 고려되었다.

유모차와 프레임의 고정 부위인 네 군데의 브라켓은 볼트체결로 인하여 완전히 고정된 상태이므로 Fixed Support가 적용되었다. 파이프 간의 접촉은 0.45의 마찰계수를, 파이프와 나사의 결합부는 0.5의 마찰계수가 적용되었다. 모터가 회전하는 힘인 토크로 브레이크가 제동되므로 프로토타입에서 사용된 모터의 토크인 $T = 2 \text{ N}\cdot\text{m}$ 가 하단 양옆에 있는 모터와 브레이크 패드에 적용되었다.

식(1)을 통해 유모차의 초기 속도 $v_0^2 = 8 \text{ km/h}$ 에서 제동거리 30 cm로 정지하기 위한 가속도 $a_x = -8.214 \text{ m/s}^2$ 이 도출되었다.

$$2as = v^2 - v_0^2 \tag{1}$$

식(2)와 식(3)을 통해 -8.214 m/s^2 의 가속도로 멈추기 위해

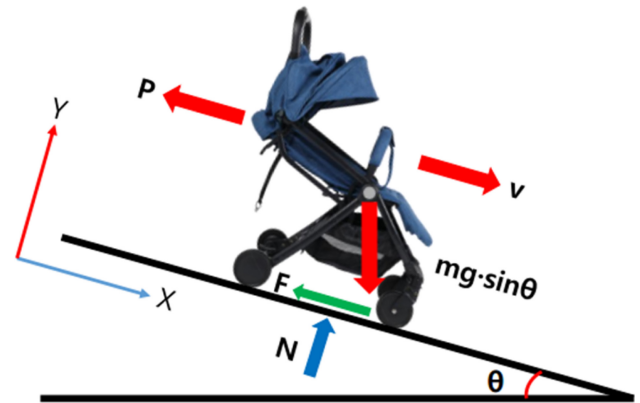


Fig. 7 Force action on the stroller

Table 1 Properties of materials

Physical properties	PVC	Steel
Density (g/cm^3)	1.51	7.85
Friction coefficient	0.45	0.5
Poisson's ratio	0.37	0.3
Young's modulus (MPa)	2726	200×10^3
Tensile strength (MPa)	55	460

요구되는 브레이크의 힘 P가 도출되었다. 유아가 탑승한 유모차의 무게 m 을 20 kg, 건조한 지면과 타이어의 마찰계수를 0.75로 고려되었다. y 방향 힘의 평형방정식인 식(2)를 통해 유모차와 지면과의 수직방향 반력 N이 169.6 N으로 계산되었다.

$$N - mg \cdot \cos \theta = 0 \tag{2}$$

식(3)에서 $F = \mu N$ 이고, 식(1)과 식(2)를 통해 계산된 a_x 와 N을 x 방향의 힘의 평형방정식인 식(3)에 적용하여 유모차가 제동하기 위한 브레이크의 힘 P가 143.4 N으로 도출되었다.

$$mg \cdot \sin \theta - P - F = ma_x \tag{3}$$

식(2)와 식(3)을 통해 -8.214 m/s^2 의 가속도로 멈추기 위해 요구되는 브레이크의 힘 P가 도출되었다. 브레이크 팔길이는 0.03 m로 설계되었고, 따라서 $4 \text{ N}\cdot\text{m}$ 의 토크가 요구된다. 두 개의 모터를 사용하여 브레이크를 제어하므로 각각의 모터는 $2 \text{ N}\cdot\text{m}$ 로 설정되었다.

파이프와 브레이크 파트는 PVC를 나사와 볼트는 Steel이 사용되었다. 사용된 재료의 물성은 Table 1과 같이 나타난다.

3. 구조해석

3.1 Total Deformation

Fig. 7은 구조해석을 통해 계산된 Total Deformation의 결과이고, 변형량의 값은 Table 2에 나타난다.

Table 2 Total deformation

Maximum (mm)	0.62834
Average (mm)	0.62341

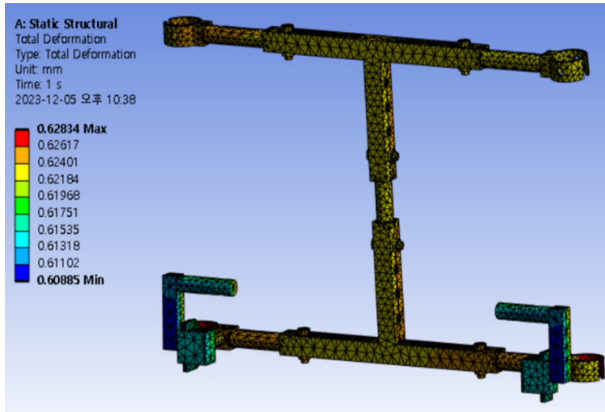


Fig. 8 Total deformation

$$\Delta = \int_0^L \frac{F}{EA} dx \tag{4}$$

Total Deformation은 식(4)처럼 Force와 Axial Rigidity의 비를 통해 구해진다. 구조해석을 통해 변형률의 최댓값은 0.62834 mm 이고, 하단부 T자형 파이프와 브레이크가 연결된 프레임의 체결 부위에서 최대로 측정되었다. 해당 체결 부의 직경은 20 mm이고 3%의 변형이 일어난 것으로 확인되었다. ISO 286 기준에 따라 기계 부품에서의 공차는 최대 5%까지 허용되고, 위 기준에 부합하므로 구조적으로 안정하다는 것이 확인되었다[14].

3.2 Equivalent Stress

Fig. 9는 Equivalent Stress의 결과를 보여주고, Table 3은 Equivalent Stress의 결과값을 나타낸다. Equivalent Stress는 식(5)와 같이 외력에 의한 내력을 3축 성분으로 계산하고, 1축 성분으로 변환하여 도출된다.

$$\sigma = \sqrt{\frac{(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + 6(\sigma_{xy} + \sigma_{yz} + \sigma_{zx})^2}{2}} \tag{5}$$

최대 Equivalent Stress 값이 0.512 MPa로 계산되었고, 이는 PVC의 인장강도인 55 MPa보다 93% 낮은 수치임이 확인되었다. 설계에서의 안전율인 1.5를 고려하여도 최대 0.768 MPa가 시스템에 작용되므로 브레이크 시스템이 작동하고 제동하는 과정에서 구조적으로 안전하다고 판단된다.

Fig. 10은 Equivalent Stress가 최대로 계산된 부분이다. 탈부착식 브레이크 프레임 아랫부분 쪽 T형 파이프와 일자 파이프를 체결해주는 볼트와 너트와 해당 연결구멍에 Equivalent Stress가 최댓값으로 계산되었다.

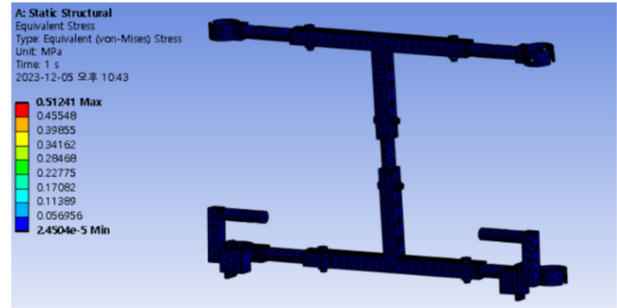


Fig. 9 Equivalent stress

Table 3 Equivalent stress

Maximum (MPa)	0.512
Average (MPa)	1.122×10^{-2}

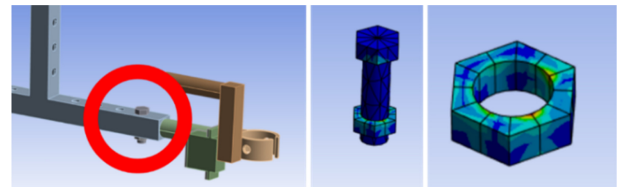


Fig. 10 Part of max equivalent stress

4. 결론

본 논문에서는 안전한 유모차를 위한 탈부착식 브레이크 시스템의 구조설계, 개발 및 연구를 진행하였다. 프로토타입 제작과 브레이크의 기능 실험을 통해 브레이크 시스템의 구동과정과 안전성을 테스트하였다. 30°의 경사각에서 25 cm의 제동거리 내에 멈추는 것을 확인하여 기능적으로 잘 작동한다는 것을 검증하였다. 이뿐만 아니라 이처럼 안전성을 요구하는 시스템을 검증하기 위해 Ansys 를 통해 구조해석을 진행하였다. 브레이크 시스템이 작동하고 유모차가 멈추는 과정에서 프레임에 가해지는 외력과 그로 인해 발생하는 내력을 Equivalent Stress로 계산하였고, 사용된 재료의 항복강도와 비교를 통해 구조적으로 안전하다는 것을 확인하였다. 위 시스템은 구조적으로 안전하지만 브레이크가 장착된 프레임과 T자형 프레임 간의 볼트, 너트 체결부가 가장 취약하다는 것을 확인하였다. 높은 수준의 안전성을 요구하는 장치이므로 체결 부위에 작용하는 응력집중 개선을 위한 후속 연구가 필요하다.

ACKNOWLEDGEMENT

본 과제(결과물)는 2024년도 교육부의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 지자체-대학협력기반 지역혁신 사업의 결과입니다(No. 2021RIS-004).

REFERENCES

1. Consumer Injury Surveillance System (CISS), (2009), Survey on safety accidents of stroller, (Report No.201000223-3). <https://www.isafe.go.kr/children/selectBbsNttView.do?key=506&bbsNo=101&nttNo=8431&searchCtgry=&searchCnd=SJ&searchKrwd=%EC%9C%A0%EB%AA%A8%EC%B0%A8&pageIndex=1&pageUnit=10&integrDeptCode=>
2. Consumer Injury Surveillance System (CISS), (2006), Safety Survey on rental stroller. <https://www.isafe.go.kr/children/selectBbsNttView.do?key=506&bbsNo=101&nttNo=8407&searchCtgry=&searchCnd=SJ&searchKrwd=%EC%9C%A0%EB%AA%A8%EC%B0%A8&pageIndex=1&pageUnit=10&integrDeptCode=>
3. Consumer Injury Surveillance System (CISS), (2022), Analysis of trends in child safety accidents in 2021. <https://www.kca.go.kr/smartconsumer/board/download.do?menukey=7301&fno=10034133&bid=00000146&did=1003319632>
4. Korea Agency for Technology and Standards, Korea Consumer Agency, (2024), Be careful of safety accidents in strollers during spring outings. <https://www.kats.go.kr/content.do?cmsid=240&cid=24435&mode=view>
5. Hong, Y.-J., Hwang, Y.-S., Hong, J.-H., Sin, D., (2022), The automatic brake system for strollers to prevent falls and rolling accidents, Journal of Korean Institute of Intelligent System, 32(5), 408-415.
6. Min, B.-G., Park, G.-W., Park, J.-B., Kim, H.-A., Ko, Y.-S., (2017), Automatic brake system for stroller using gyro sensor, The Journal of The Korea Institute of Electronic Communication Sciences, 12(4), 599-606.
7. Kim, J. Y., Jung, B.-K., (2015), An automatic sensor brake system for a multiple moving apparatus to help prevent slipping accidents on sloping roads: A usability test and its results, Journal of Integrated Design Research, 14(3), 107-116.
8. Jeong, Y. I., Song, W. G., Shin, J. S., Lee, S. H., (2023), A study on automatic brake system of stroller using gyro sensor and encoder, Proceedings of the Korean Society of Precision Engineering, 163.
9. Bae, S. W., Kim, J. Y., Yun, S. H., Jang, H. Y., (2022), Design and manufacture of brake release type stroller system using worm gear motor, Proceedings of the Korean Society of Manufacturing Process Engineers Spring Conference, 358-359.
10. Kim, M. H., Kim, J. W., Kim, S. Y., Park, J. Y., Park, M. S., Kim, J. R., Jo, S. W., Kim, H. J., Kim, N. K., (2010), Development of an automatic brake system for stroller, Proceedings of the Korean Society of Manufacturing Process Engineers Autumn Conference, 123-124.
11. Kim, H. M., Chae, M. G., Lee, J. W., Jeong, J. W., Lee, H. D., Jeong, H. T., (2021), Automatic speed control smart stroller, Proceedings of the Korean Society of Manufacturing Process Engineers Spring Conference, 330.
12. Lee, J. Y., Kim, S. Y., Lee, J. H., Kim, H. M., Beak, J. H., Lyu, S. K., (2019), Smart stroller with arduino, Proceedings of the Korean Society of Manufacturing Process Engineers Autumn Conference, 280.
13. ISO31110, (2020), Wheeled child conveyances - Pushchairs and prams - Requirements and test methods.
14. ISO286, (2010), Geometrical product specifications – ISO code system for tolerances on linear sizes.

**Seung Ho Kwon**

M.Sc. candidate in the Department of Mechanical & Automotive Engineering, Kongju National University. His research interest is Mechanical Engineering.
E-mail: rnjstmdgh158@naver.com

**Sung Gaun Kim**

Professor in the Department of Mechanical & Automotive Engineering, Kongju National University. His interest are Robotics, AI based Control, Optimal Design for Mechatronics System.
E-mail: kimsg@kongju.ac.kr

다양한 속도의 리칭동작에서의 상지 근육간 동적 및 정적 협응

Phasic and Tonic Coordination among Upper-limb Muscles in Different Speeds of Reaching Movement

김민재¹, 김주희¹, 신현수¹, 이승민¹, 김나연¹, 엄광문^{1,#}
Min-Jae Kim¹, Ju-Hee Kim¹, Hyeon-Soo Shin¹, Sean-Min Lee¹, Na-Yeon Kim¹, and Gwang-Moon Eom^{1,#}

¹ 건국대학교 대학원 의학공학과 (Department of Biomedical Engineering, Graduate School, Konkuk University)
Corresponding Author / E-mail: gmeom@kku.ac.kr, TEL: +82-43-840-3764
ORCID: 0000-0002-7934-3772

KEYWORDS: Reaching (팔 뻗기), Speed (속도), Upper-limb rehabilitation (상지재활), Muscle coordination (근육협응), Electromyography (근전도)

In the rehabilitation of upper limb function impaired by stroke, facilitating the coordinated activation of multiple muscles is desirable. This study aims to analyze the coordination patterns of the tonic and phasic components of EMG during a reaching task and to investigate how the phasic component changes in relation to reaching speed. The analysis focused on the shoulder and elbow joints. EMG was recorded at five different speeds, with the slowest speed selected to represent the tonic component. The tonic component was then removed from the total EMG at the other four speeds to extract the phasic component. Correlation coefficients were calculated between the tonic component and joint angles, as well as between the phasic component and joint angular accelerations. For the tonic component, as joint angle increased during reaching, muscle activation also increased to counteract gravitational moments and enhance joint stiffness. For the phasic component, as reaching speed increased, the correlation between acceleration-deceleration patterns and muscle activation also increased. This suggests a greater synergistic contraction for enhanced acceleration and deceleration, as well as increased antagonistic contraction to ensure dynamic stability during faster movements.

Manuscript received: September 12, 2024 / Revised: November 9, 2024 / Accepted: November 16, 2024
This paper was presented at KSPE Spring Conference in 2024

NOMENCLATURE

UPM = Upper Pectoralis Major
LPM = Lower Pectoralis Major
LD = Lattisimus Dorsi
IF = Infraspinatus
LT = Lower Trapezius
MT = Middle Trapezius
UT = Upper Trapezius
AD = Anterior Deltoid
MD = Middle Deltoid
PD = Posterior Deltoid

BL = Biceps Longhead
TL = Triceps Longhead

1. 서론

뇌졸중은 뇌경색이나 뇌출혈로 인해 뇌가 손상되는 뇌혈관질환으로[1,2] 전 세계적으로 주요한 사망 원인이며, 생존자에게는 장기적인 장애를 남긴다. 뇌졸중으로 인해 발생하는 대표적인 후유증은 손상된 뇌의 반대편 상하지에 운동 및 감각기능의 마비가 발생하는 편마비 증상이다[3,4]. 이는 개인의 삶의 질과 사회경제적 비용도 크게 증가시키므로, 효과적인 재활을 통한 신속한

기능회복이 필요하다. 환자의 효과적인 기능 회복을 위해서는 뇌 가소성을 촉진하는 것이 중요하다. 뇌의 가소성으로 인해 뇌에서 손상된 부분의 기능을 대신하며, 새로운 연결을 형성하거나 기존 연결을 재조정함으로써 뇌가 기능적으로 회복하게 된다[5].

이때, 하지에 비해 상지의 완전한 기능회복이 어렵고 회복속도도 느리다는 것이 보고되었으며[1], 일반적으로 상지의 운동 기능 회복은 근위부에서 원위부 순으로 회복되므로[6], 상지의 근위부인 어깨의 효과적인 재활이 중요하다. 한편, 물건 집어 옮기기, 식사하기, 옷 입기 등을 수행하는데 동반되는 리칭동작[7,8]은 일상생활에서 매우 중요한 동작이며, 어깨 관절의 재활에 있어 필수적인 동작이다. 리칭동작은 많은 근육들의 협응(Coordination)으로 발생하므로, 근육간 협응에 대한 이해는 효과적인 재활에 큰 도움이 될 수 있다.

어깨관절의 운동방향은 굴곡(Flexion)/신전(Extension), 외전(Abduction)내전(Adduction), 외회전(External Rotation)/내회전(Internal Rotation)으로 구성되어 있으며[9], 일상생활 활동을 수행하기 위해서는 어깨관절의 3축 운동이 동시에 이루어져야 하며, 여러 근육이 서로 협응(Coordination)하여 목표하는 운동을 수행한다. 이러한 근육간의 협응은 순간적으로 큰 힘이 발생할 수 있게 하며, 또한 저크(Jerk)를 최소화하여 부드러운 동작을 가능하게 하고, 관절의 안정성(Stability)을 확보하기 위해서도 필수적이다[10,11].

근육간의 협응을 파악하기 위해서는 여러 근육의 근전도 패턴을 분석하고, 이를 운동학(Kinematic) 데이터와 연관지어 해석하는 것이 바람직하다. 선행연구로서, 어깨의 굽힘동작과 신전동작에서의 EMG분석[12], 올림 동작에서 어깨의 피로에 따른 EMG 분석[13], 팔뻗기 동작에서 속도와 정확성에 따른 EMG 패턴의 변화 분석[14]이 있었다. 그러나, 이 연구들에서는 근전도 패턴만을 분석했을 뿐 운동학 데이터와의 관련성을 해석하지 못했다.

또한, 근육의 활성화도를, 동작의 가속과 감속을 수행하기 위한 동적(Phasic) 성분과, 중력에 대항하거나 대항작용을 수행하기 위한 정적(Tonic) 성분으로 나누면 [15-18], 근육간의 협응을 보다 심층적으로 분석할 수 있다. 빠른 동작에서는 관절의 가감속이 크게 되므로, 이러한 가감속을 달성하기 위해 근육간의 동적 협응이 동작속도에 따라 변화할 가능성이 있다. 또한, 정적 성분은 관절각도가 증가하여 중력모멘트가 증가하면 이에 저항하기 위한 증가와 더불어 관절의 강성도를 높이는 방향으로 변화할 가능성이 있다.

따라서 본 연구에서는 리칭동작을 대상으로 어깨관절 근육의 동적 및 정적 성분의 협응패턴을 운동학 데이터와의 관계를 통해 조사하는 것을 목적으로 한다. 정적 성분에 대해서는, 근전도와 관절각도의 상관관계를 조사하고 동적 성분에 대해서는, 근전도와 각가속도와의 상관관계가 리칭속도에 따라 변화하는 양상을 조사하고자 한다.

Table 1 Subject characteristics

Characteristics	Subjects (n = 8)
Age	25.73±1.73
Height [cm]	174.17±4.98
Sitting height [cm]	140.26±6.24
Arm length [cm]	76.71±4.32
Gender	male

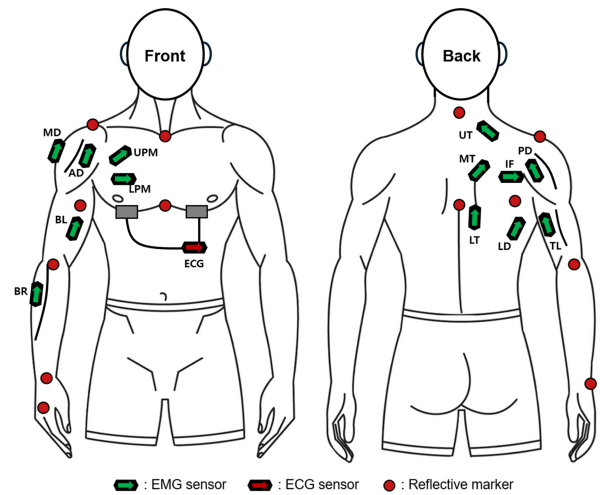


Fig. 1 EMG and ECG sensors and reflective marker attachment locations front: UPM = Upper Pectoralis Major, LPM = Lower Pectoralis major, AD = Anterior Deltoid, MD = Middle Deltoid, BL = Biceps Longhead; Back: LT = Lower Trapezius, MT = Middle Trapezius, UT = Upper Trapezius, LD = Latissimus Dorsi, IF = Infraspinatus, PD = Posterior Deltoid, TL = Triceps Longhead

2. 방법

2.1 피험자

피험자로는 건강한 20대 성인 남성 8명을 대상으로 하였고 (Table 1), 어깨관절에 대한 정형외과적/신경외과적 병력을 보유하고 있는 자, 3개월 이내에 상지 수술의 이력이 있는 자는 제외하였다. 모든 피험자는 일상생활활동에 필요한 운동범위[19]를 정상적으로 수행할 수 있었다. 피험자는 실험을 시작하기 전 연구 내용에 대해 충분한 설명을 들은 후 동의서에 서명을 하였으며, 이 연구는 건국대학교 기관생명윤리위원회의 승인(7001355-202110-HR-475)을 받았다.

2.2 실험 방법

속도에 따른 상지의 리칭동작을 측정하기 위해, 운동학 데이터는 9대의 카메라(Kestrel 300 and Eagle, Motion Analysis, CA)를 사용하여 120 Hz로 측정되었다. 반사마커는 Modified Upper-limb Helen-Hayes 마커셋을 사용하여 Fig. 1과 같이 부착하였으며, 13개의 무선근전도 및 심전도 측정 센서(Avanti/Trigno, Delsys, MA)를

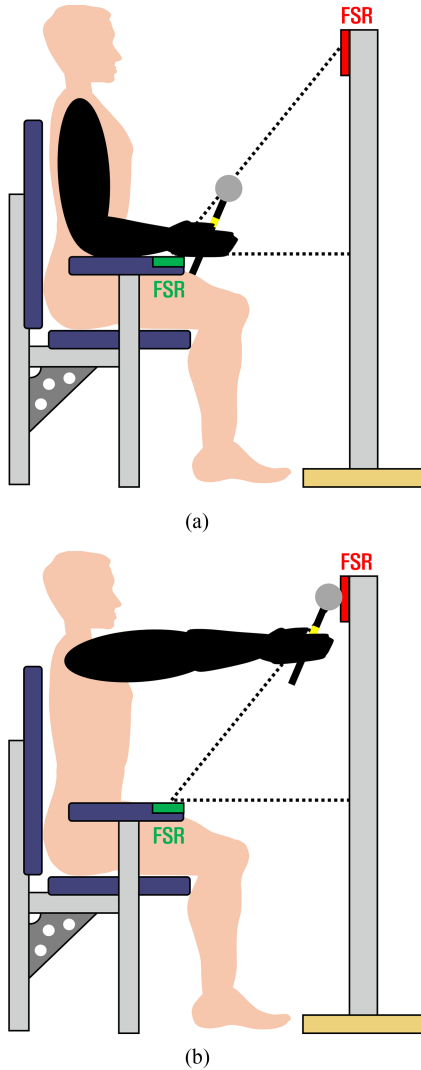


Fig. 2 Experimental postures of reaching task. Initial (a) and final (b) postures

사용하여 Fig. 1과 같이 피험자의 상지부분에 12개의 무선근전도 센서와 1개의 무선심전도 센서를 부착하였다. 무선근전도 센서는 전면에는 대흉근(UPM, LPM), 전면 및 중간삼각근(AD, MD), 이두근(BL, 후면에는 승모근(LT, MT, UT), 광배근(LD), 극하근(IF), 후면삼각근(PD), 삼두근(TL)에 부착하였다. 모든 무선근전도 센서는 명확한 근육활동을 감지할 수 있는 운동점(Motor Point)에 부착하였다. 이 때, 피부 임피던스를 최소화하기 위해 피험자의 피부를 소독용 알코올로 닦은 후 근전도/심전도 센서를 부착하였다.

동작의 시작 자세는 Fig. 2(a)와 같이 팔꿈치 각도가 90°가 되도록 한 후 끝부분에 동근 반사마커가 부착된 스타일러스(Stylus) [15]를 쥐고 의자의 팔걸이 부분에 있는 압력센서(FSR)에 팔을 올려놓았다. 피험자는 자연스럽게 팔을 들어올려 Fig. 2(b)와 같이 전방에 있는 기둥의 압력센서에 스타일러스의 반사마커를 터치하는 리칭동작을 수행하였다. 팔걸이와 기둥의 압력센서로부터 추출된 리칭(Reaching)구간을 0-100%로 하고, 동작시간은 USB-6001 DAQ(782604-01, NI, TX)를 사용하여 100 Hz에서

Table 2 The speed of the experimental movements instructed to the subject.

Speed		Tonic	Speed 1
Reaching time (s)	Target	4	2
	Actual	4.13±0.20	2.16±0.14
Speed		Speed 2	Speed 3
Reaching time (s)	Target	1	0.5
	Actual	1.10±0.08	0.53±0.03
Speed		Speed 4	
Reaching time (s)	Target	The fastest	
	Actual	0.34 ±0.03	

수집되었다. 또한, 동일한 시간을 리칭구간의 전후로 설정하여 각각 준비(Preparation)구간(-100 - 0%)과 완료(Completion)구간(100-200%)라고 명명하였다.

Table 2와 같이 리칭속도는 5가지 리칭구간의 소요시간(4, 2, 1, 0.5초, 가장빠르게)으로 지정하였다. 이중, 가장 느린 속도의 동작은 정적이라고 간주하여 Tonic이라고 명명하고, 나머지 속도는 Speed 1-4로 명명하였다. 리칭시간은 동작직후 피험자에게 즉각적으로 피드백 되었다. 준비구간과 완료구간의 데이터를 얻기 위해 리칭전후로 Fig. 2의 시작자세와 종료자세를 10초간 유지하도록 하였다. 리칭속도별로 충분한 연습 후에 3번씩 동작을 수행하였으며, 매 동작 후 동작시간만큼의 휴식시간이 주어졌다.

2.3 분석 및 통계

모션캡처 카메라를 통해 측정된 데이터로부터 Cortex Software (Motion Analysis, CA)를 사용하여 각 구간별 어깨관절과 팔꿈치관절의 각도, 각가속도를 계산하였다.

EMG 데이터에서는 혼입된 ECG를 제거하기 위해 LabView (National Instruments, TX)가 제공하는 적응필터를 사용하였다 [20]. 실험시작 후 적응필터의 적응 시간 1분을 기다렸으며, 심전도 센서를 통해 얻은 ECG로부터 근전도에 혼입된 ECG 잡음을 생성하고, 이를 근전도로부터 제거하였다. 이후 근전도의 고주파잡음을 제거하기 위해 Butterworth 4차 저역통과필터(차단 주파수 30 Hz)로 필터링하고 Offset 보정 후 전파정류를 통해 EMG포락선을 추출하였다.

모든 속도의 근전도의 시간적 해상도를 일치시키고 데이터 손실을 최소화하기 위해, EMG 포락선을 가장 빠른 속도의 데이터 사이즈에 맞추는 선형보간을 수행하였다.

EMG 정규화(Normalization)는 다양한 근육, 시간 변화, 피험자 간의 활동을 비교하기 위해 필수적이다[21-25].

EMG 정규화에 일반적으로 사용되는 방법은 MVC (Maximum Voluntary Contraction) EMG를 기준으로 한 정규화이며[26-29], 이 방법은 각 참여자의 최대 근육 활성 수준을 기준으로 상대적인 근육 활성도를 비교하기 용이하다는 장점이 있다. 그러나 피험자 간의 MVC EMG 변동성이 크고[30,31], 근육의 최대 활성화

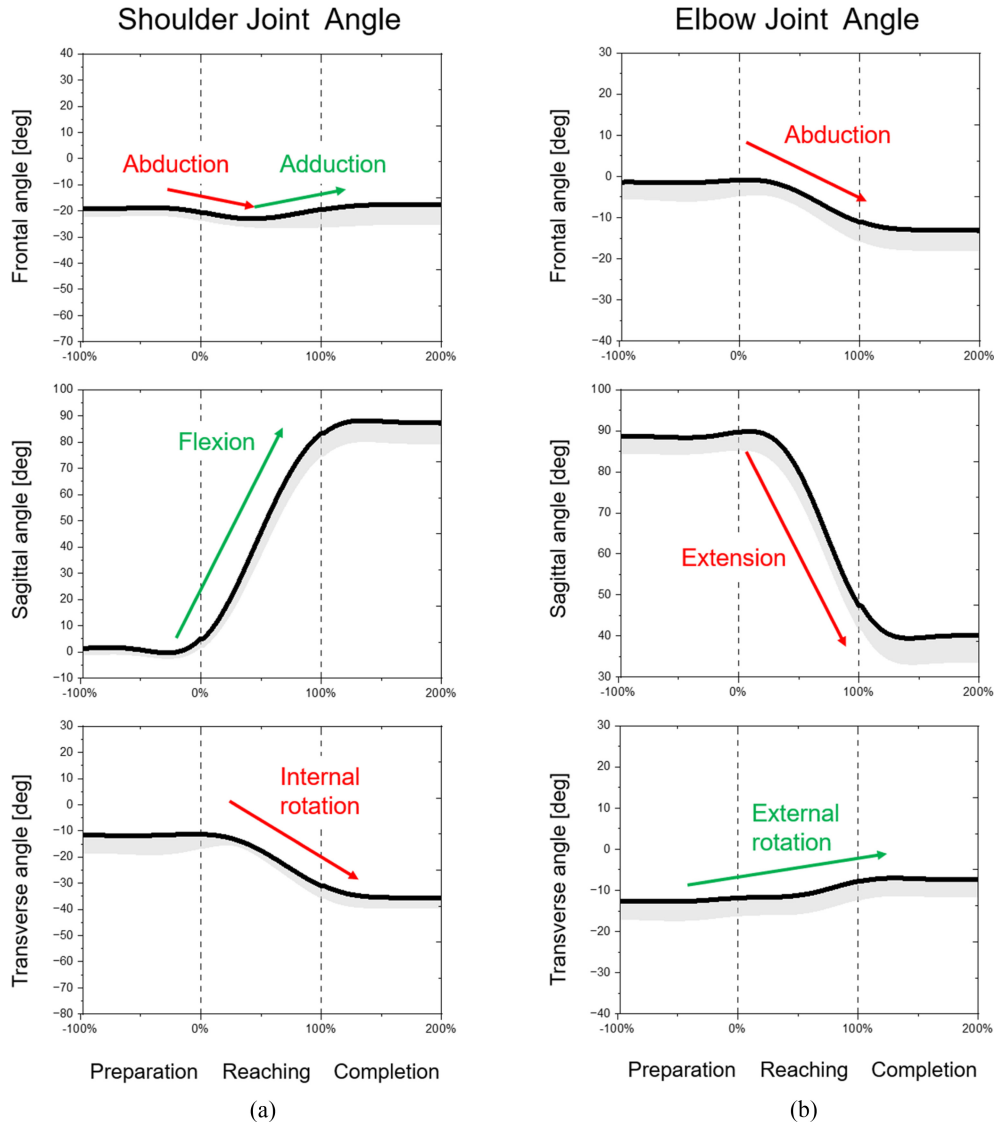


Fig. 3 Shoulder and elbow joint angles. Solid line and gray area represent the average and SD of all subjects' trials, respectively

능력을 충분히 반영하지 못한다는 한계가 있다[32].

연구[23,33]에 따르면, 운동 중에 발생하는 최대 EMG 값을 기준으로 데이터를 정규화 하는[23,33,34] Dynamic Peak Method 는 피험자 간 변동성을 줄이고 다양한 속도와 근육 길이 변화가 포함된 동적 운동에서 MVC 정규화의 한계를 극복할 수 있다 [23,33]. 또한 이 방법은 신경학적 장애를 가진 환자의 EMG를 정규화하는 데 유일하게 사용되는 방법으로 알려져 있다[25].

따라서 본 연구에서의 EMG 정규화는 선형보간된 EMG 포락선을 각 근육의 동작 중 최대 측정값으로 정규화하는 Dynamic Peak Method를 사용하였다.

가장 느린 속도에서의 동작은 거의 정적이므로 팔을 중력에 대항해 자세를 유지하는 데 필요한 정적 구성요소로 생각하고, 이 속도에서의 EMG를 정적(Tonic)성분으로 설정하였다[15]. 이를 서로 다른 속도에서의 전체 EMG에서 제거하여 식(1)과 같이 동적(Phasic)성분을 추출하였다[15,17,18].

$$EMG_{Phasic} = EMG_{Total} - EMG_{Tonic} \quad (1)$$

정적 근전도에 대해 어깨굴곡각도 및 팔꿈치신전각도와의 상관관계분석을 진행하였다. 동적근전도에 대해서는 다음의 분석을 수행하였다. 먼저, 동적근전도를 동작분석 데이터의 각가속도를 기준으로 어깨굴곡 및 팔꿈치신전의 가속구간과 감속구간으로 분리하였다. 각 구간별로 각가속도와 동적근전도와의 상관계수를 산출하고, 리칭속도에 따른 변화를 분석하였다.

모든 통계처리에는 SPSS26 (IBM, New York)를 사용하였다.

3. 결과

3.1 운동학데이터

Fig. 3은 리칭동작중의 어깨관절 각도(a)와 팔꿈치관절 각도

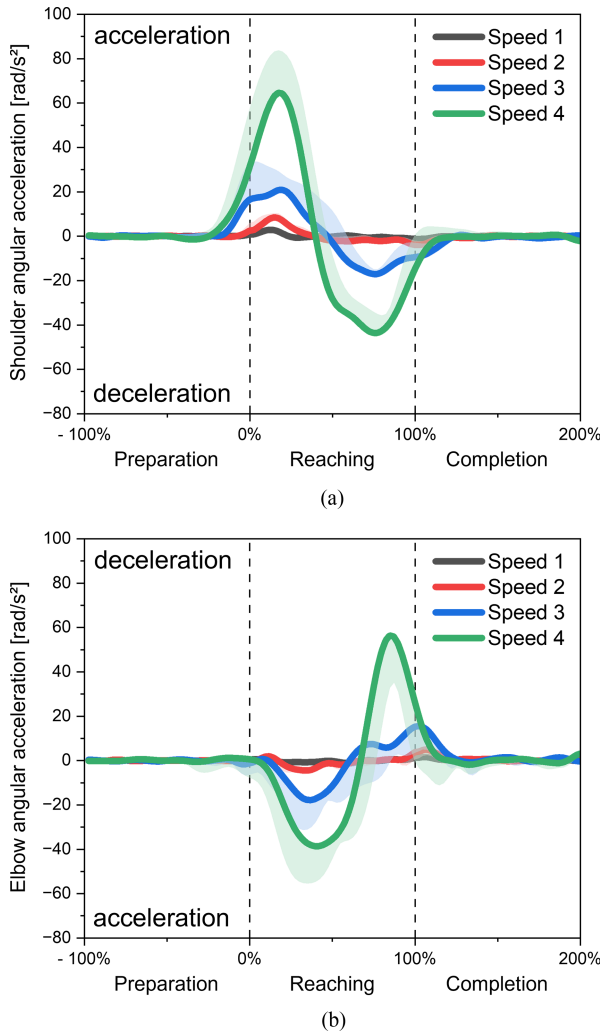


Fig. 4 Angular acceleration on the sagittal plane of shoulder joint(a) and elbow joint(b) in different reaching speeds

(b)를 나타낸다. 어깨관절의 경우, 관상면에서는 약 5°의 외전이 발생한 후 다시 복귀되었고, 시상면에서는 동작전반에 걸쳐 약 90°의 굴곡이 진행되었으며, 횡단면에서는 약 30°의 내회전이 동작 중후반에 걸쳐 발생하였다. 따라서, 주된 동작은 시상면에서의 굴곡이었다.

팔꿈치관절의 경우, 동작 전반에 걸쳐 관상면에서 약 15°의 외전이 발생하였으며, 시상면에서는 약 50°의 신전이 발생하였다. 또한, 횡단면에서는 약 5°의 외회전이 발생하였다. 따라서, 주된 동작은 시상면에서의 신전이었다.

Fig. 4는 각도변화가 가장 크게 일어난 시상면에서의 어깨관절(a)과 팔꿈치관절(b)의 각가속도를 나타낸다. 두 관절 모두 리칭속도가 증가함에 따라 가속과 감속이 커지는 것이 확인된다. 어깨관절의 경우, 리칭구간 직전에 굴곡을 위한 가속이 먼저 발현되고, 동작의 중간(50%) 부분에서 신전을 통한 감속 성분이 발현된다. 팔꿈치관절의 경우, 리칭구간의 시작시점 직후에 신전을 위한 가속이 먼저 발현되고, 동작의 후반(약70%) 부분에서 감속 성분이 발현된다.

3.2 정적근전도

Fig. 5는 근전도의 정적 성분이다. 리칭구간에서 대부분의 근육의 근전도가 증가하였으며, 이러한 경향은 특히 후면근육인 LD, IF, 3개 승모근(UT, MT, LT)와, 전면과 측면근육인 AD, MD, BL에서 두드러졌다.

Fig. 6은 어깨관절 및 팔꿈치관절의 시상면 각도와 근전도의 정적 성분과의 상관계수를 나타낸다.

어깨관절(a)의 경우, 대부분 근육의 정적근전도가 어깨굴곡각도와 중도 및 강한 상관을 보였으며, 특히, LD, IF, UT, MD에서 강한 상관을 보였다($r > 0.8$). 또한, PD를 제외한 나머지 모든 근육, 즉, UPM, LPM, LT, MT, AD, BL, TL에서는 중도의 상관을 나타냈다($0.7 < r < 0.8$).

팔꿈치관절(b)의 경우, TL에서 강한 상관을 보였으며($r > 0.8$), BL에서도 중도의 상관을 보였다($0.7 < r < 0.8$).

3.3 동적근전도

Fig. 7은 모든 피험자의 평균적인 동적근전도의 속도별 패턴을 나타낸다. 모든 근육에서 속도가 증가함에 따라 동적근전도가 커지는 경향을 보인다. 또한, PD와 TL을 제외한 대부분의 근육에서 두개의 피크(동작시작0% 직후와 동작완료 100% 직전)를 보인다. PD와 TL은 동작의 중간(50%) 부근에서 한 개의 피크를 보인다.

Fig. 8은 어깨관절의 굴곡 각가속도와 동적근전도의 상관관계이다. 동작속도증가에 따른 상관계수의 변화량(Δr)에 따라 세가지 그룹으로 분리하였다. $0.5 < |\Delta r|$ 인 근육은 UPM, LPM, LD, IF, AD, MD, BL이었다(Fig. 8(a)). $0.2 < |\Delta r| < 0.5$ 인 근육은 승모근(LT, MT, UT)이었다(Fig. 8(b)). $|\Delta r| < 0.2$ 이면서 상관계수 자체가 유의하지 않았던($p > 0.05$) 근육은 PD, TL이었다(Fig. 8(c)).

Fig. 9는 어깨관절굴곡의 감속도(음의 각가속도)와 동적근전도의 상관관계이다. 동작속도증가에 따른 상관계수의 변화량(Δr)에 따라 세가지 그룹으로 분리하였다. $0.5 < |\Delta r|$ 인 근육은 PD, TL이었고(Fig. 9(a)), $0.2 < |\Delta r| < 0.5$ 인 근육은 IF, UT, AD, MD, BL이었다(Fig. 9(b)). 나머지 근육에서는 상관계수 자체가 유의하지 않았다($p > 0.05$, Fig. 9(c)).

Fig. 10은 팔꿈치관절의 신전 각가속도와 동적근전도의 동작속도 증가에 따른 상관관계이다. 팔꿈치 관절에 직접적인 영향을 미치는 근육그룹(a)과 직접적인 영향을 미치지 않는 근육그룹(b)으로 분리하였다. 팔꿈치 신전근인 TL은 동작속도가 증가함에 따라 상관계수 또한 증가($\Delta r = 0.57$)하였으나, BL은 변화가 없었다(Fig. 10(a)). 직접적인 영향을 미치지 않는 근육그룹(b)의 평균적인 상관계수의 변화량(Δr)의 평균은 0.07이었다(Fig. 10(b)).

Fig. 11은 팔꿈치관절의 신전 감속도(음의 각가속도)와 동적근전도의 동작속도 증가에 따른 상관관계이다. 팔꿈치 관절 굴곡근인 BL은 동작속도가 증가함에 따라 상관계수가 증가($\Delta r = 0.46$)하였으며, TL은 동작속도가 증가함에 따라 상관계수가 감소($\Delta r = -0.21$)하였다(Fig. 11(a)). 직접적인 영향을 미치지 않는 근육그룹(b)의 평균적인 상관계수의 변화량(Δr)의 평균은 0.00이었다(Fig. 11(b)).

Tonic EMG

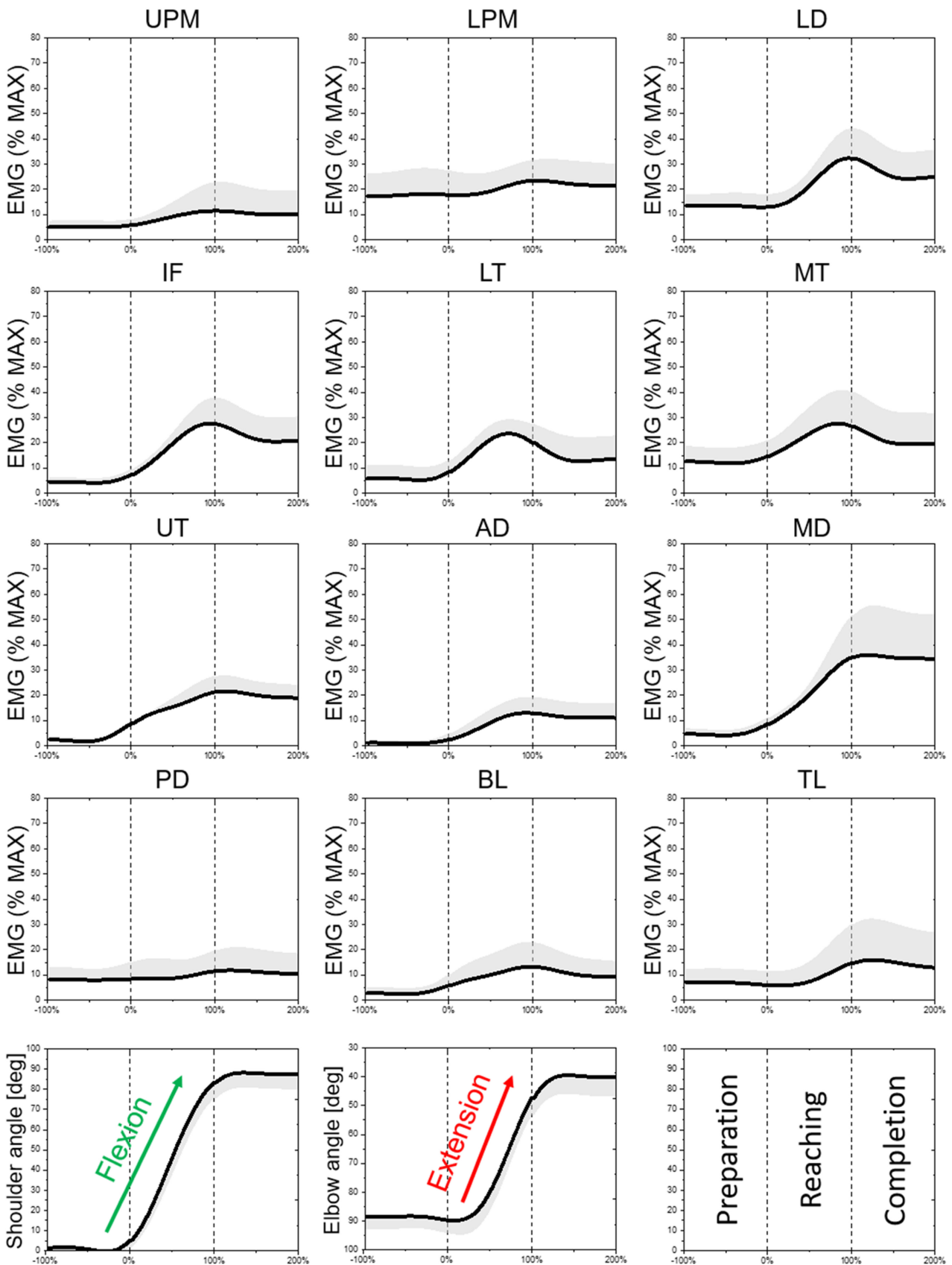


Fig. 5 Tonic component of EMG

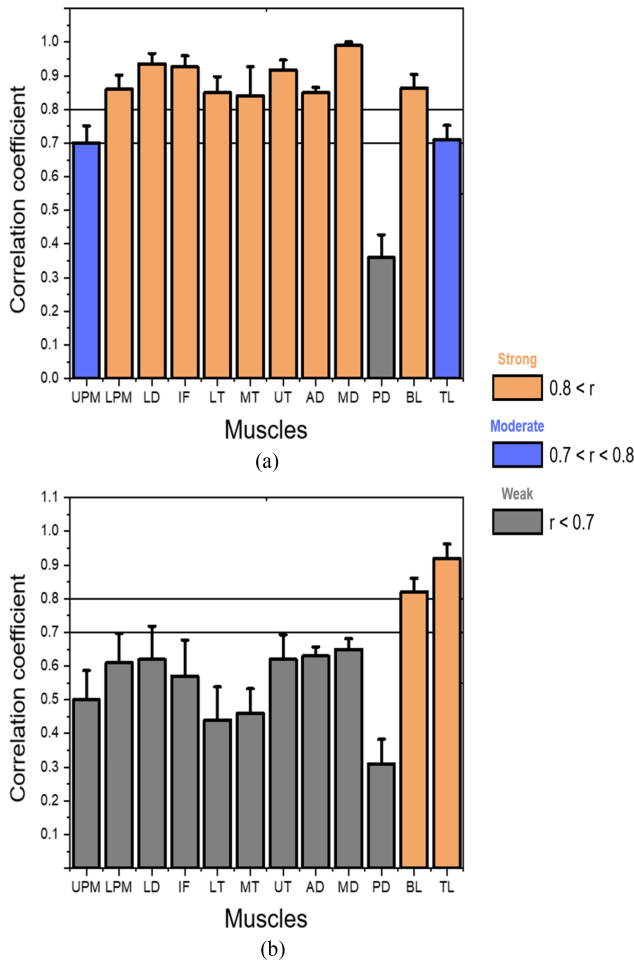


Fig. 6 Correlation between shoulder flexion angle and tonic EMG(a), elbow extension angle and tonic EMG(b)

4. 고찰

4.1 정적 근전도와 어깨굴곡각도

리칭동작중의 어깨관절의 ROM은 시상면에서의 굴곡이 가장 컸다. 어깨의 굴곡각도가 커지면 상지의 하중에 의한 중력모멘트의 증가하고 이것이 어깨관절의 신전모멘트로서 작용하므로, 이를 상쇄하기 위한 굴곡근의 활성화가 필요하다. 또한, 굴곡근의 수축으로 인한 관절의 불안정성을 줄이기 위한 길항수축도 필요하다. 따라서, 정적 성분에서는 어깨관절에 작용하는 모든 근육들의 공동수축이 필요할 것으로 예상되며, 실제로 각도의 증가에 따라 대부분 근육의 근전도가 증가하는 패턴을 보였다 (Fig. 5).

즉, 신전모멘트를 발생시키는 PD를 제외한 모든 근육의 정적 근전도와 굴곡각도와의 평균 상관관계수가 0.7 이상이었으며, 특히 12개 중 9개의 근육에서(LPM, LD, IF, LT, MT, UT, AD, MD, BL)에서 굴곡각도와의 강한 상관성을 보였다($r > 0.8$, Fig. 6).

이러한 결과는 우선, 시상면에서의 어깨굴곡각도의 증가에 따라 증가하는 중력모멘트를 상쇄하기 위해 어깨굴곡의 작용을 가지는 AD, UPM, BL의 활성화를 통해 굴곡모멘트를 유발하는 것으로 해석된다.

또한 리칭동작에는 관상면에서의 어깨관절의 안정성을 유지하는 것이 중요한데, 어깨굴곡각도가 증가함에 따라 외전근(Abductor)인 MD, 이에 길항작용을 하는 내전근(Adductor)인 LPM과 신전, 내전, 외전(External Rotator)의 작용을 동시에 수행하는 LD의 동시적인 수축이 증가하는 것으로 판단된다.

또한, 리칭을 위해서는 견갑골의 안정성을 유지하는 것도 중요한데[35,36], 견갑골의 거상 및 상방회전을 위한 UT, 견갑골 Retraction과 하강을 유도하는 MT 및 LT[37]의 동시적 수축이 굴곡각도의 증가에 따라 증가하는 것으로 보아, 굴곡각도가 커지면 견갑골 안정의 필요가 커지는 것으로 보인다. 이러한 결과는 굴곡각도 증가에 따른 견갑골의 상방회전에 따라 UT, MT, LT에서 79-101% MVIC범위의 EMG가 관찰되었다는 연구결과[38], UT에 의해 발생하는 견갑골 거상(Scapular Elevation)을 안정화하기 위한 견갑골Retraction 및 Depression이 동시에 발생하는 것에 의해서, UT, MT, LT의 EMG가 비슷하게 증가한다는 연구결과[39], UT와 LT의 근력 불균형이 있을 경우 비정상적인 견갑골 움직임을 초래한다는 연구결과[40], 손에 잡은 부하의 무게증가에 따라 UT 및 AD의 활성이 증가하고, 이에 대항하는 LT의 수축이 정상적인 견갑골 운동학을 가능하게 한다는 연구결과[41]들에 의해 지지된다.

또한, 회전근개 근육은 어깨관절에서 상원골과 견갑골 사이의 안정성을 제공하는데[42], 특히 상원골두를 내측으로 당겨서 어깨관절을 안정화하는 IF의 필요성도 어깨굴곡각도의 증가에 따라 증가하는 것으로 보인다. 이러한 IF 활성화도의 증가는 다음의 연구들에 의해 지지된다. 즉, 어깨 굴곡시 후방 회전근개(Rotator Cuff)인 IF의 활성화가 어깨 관절의 전후방향[43]과 회전(Rotation)방향[44] 안정화에 중요한 역할을 한다는 연구결과, 어깨굴곡각도가 증가하면 IF의 활성화도 따라서 증가하는 연구[45,46]들이 그것이다.

4.2 정적 근전도와 팔꿈치 신전각도

팔꿈치신전각도와 강한 상관을 나타내는 정적근전도는 BL과 TL이었다.

TL은 팔꿈치 관절의 신전모멘트, 어깨관절에서 작은 신전 및 내전모멘트를 유발하며[47], BL은 어깨관절의 굴곡과 동시에 팔꿈치 관절의 굴곡모멘트를 유발한다. 리칭과정에서 팔꿈치신전의 증가와 더불어 전완(Forearm)의 중력에 의한 팔꿈치신전 모멘트가 증가하므로, 이에 저항하기 위해서 팔꿈치 굴곡작용을 하는 BL의 활성화도가 증가하여 팔꿈치 신전각도와와의 상관성이 크게 나타난 것으로 보인다. 또한, 팔꿈치신전 과정에서 팔꿈치 관절의 안정성이 낮아지므로 [48,49], TL과 BL의 길항수축으로 팔꿈치 관절의 강성도를 높이는 것으로 보인다. 실제로 BL과 TL 모두 팔꿈치관절 신전각도와 강한 상관성을 보였다($r > 0.8$, Fig. 6(b)).

Fig. 6(b)의 TL 근전도와 어깨관절 각도의 0.7의 moderate상관은, TL과 팔꿈치신전각도와와의 큰 상관($r > 0.9$)이, 팔꿈치신전각도와 어깨굴곡각도의 높은 상관관계($r = 0.95 \pm 0.008$)에 의해 투영되어 부수적으로 나타나는 것으로 해석된다.

Phasic EMG

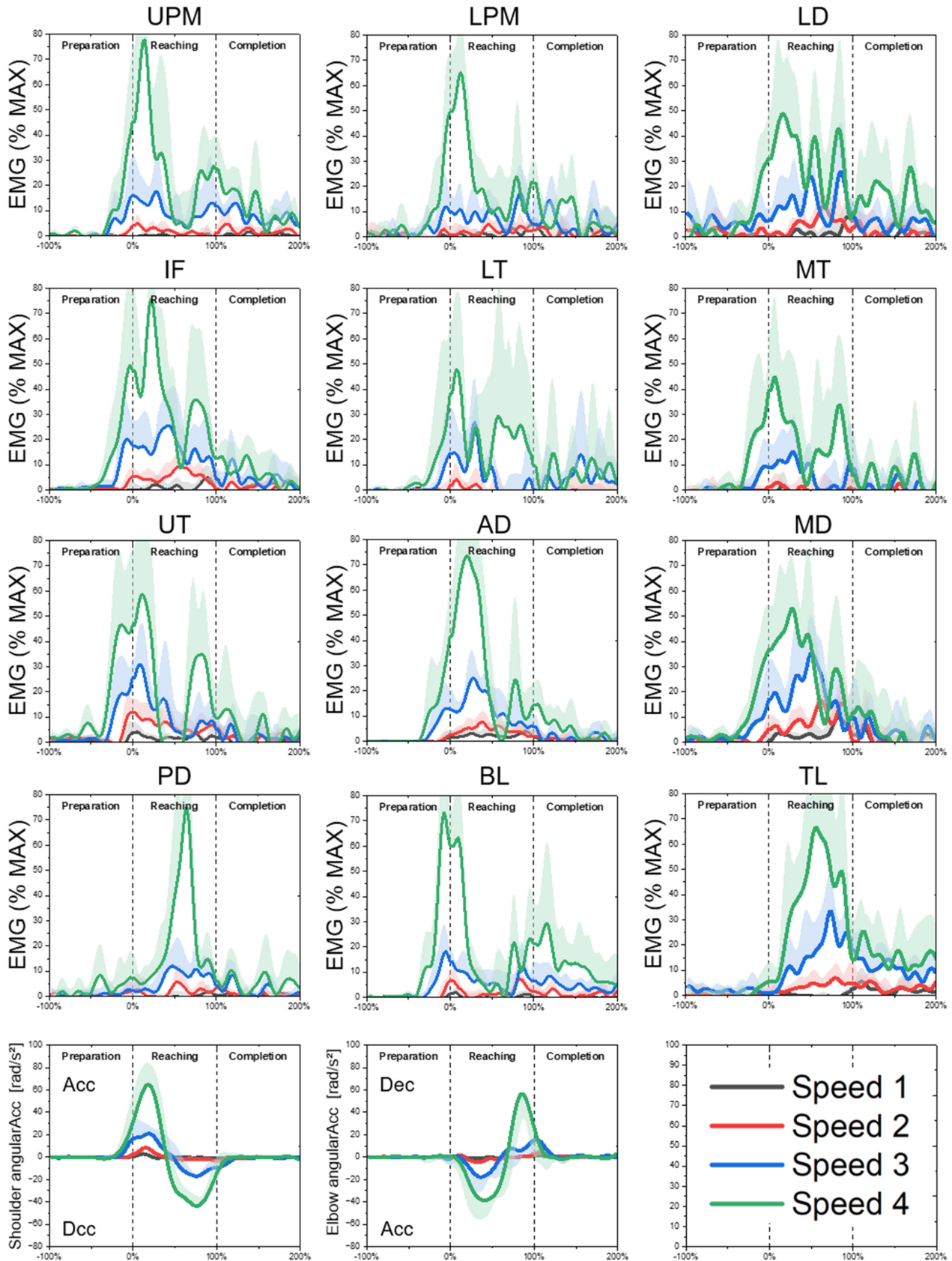


Fig. 7 Phasic component of EMG

Shoulder acceleration phase

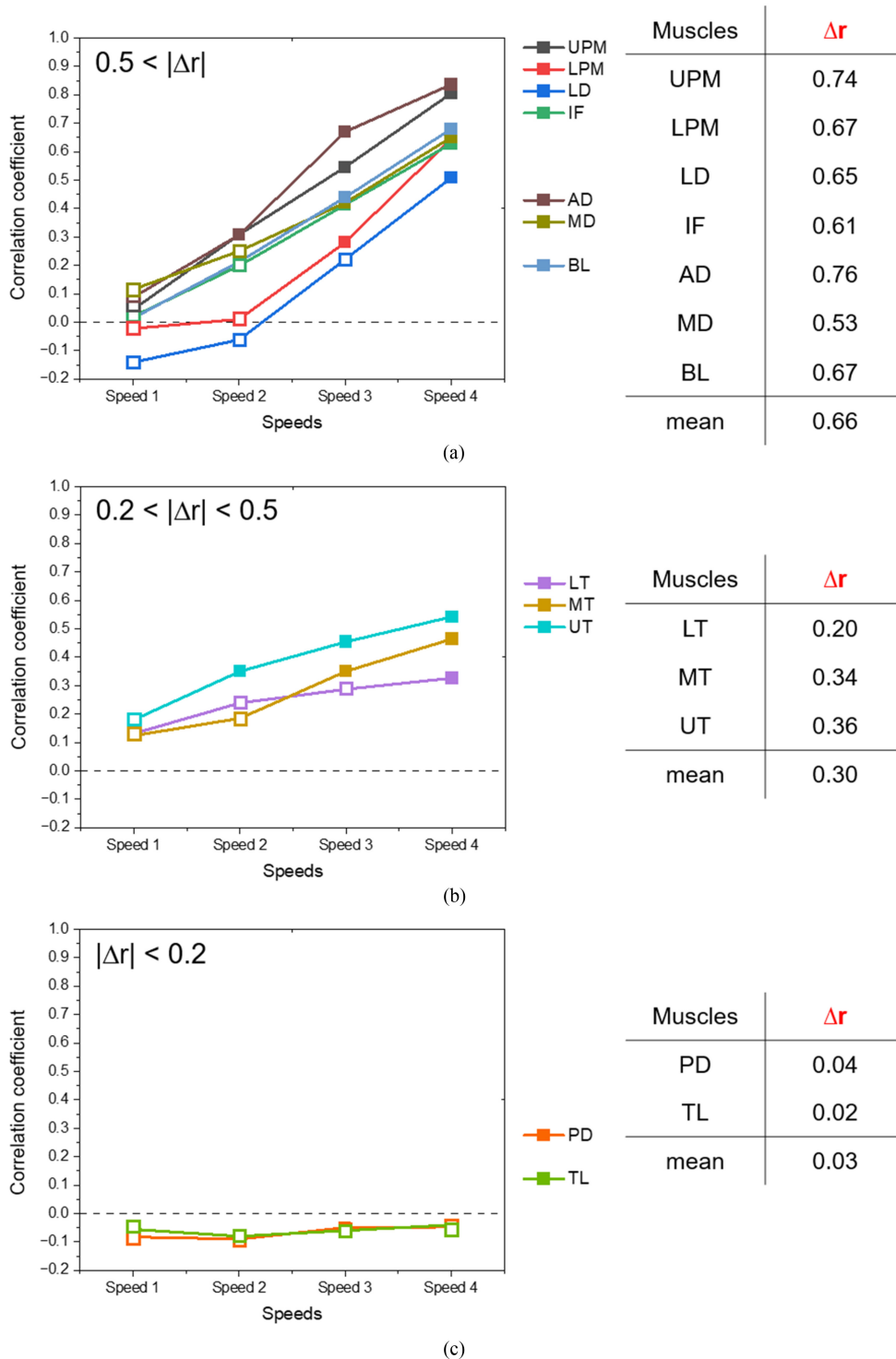


Fig. 8 Correlation between shoulder acceleration and phasic EMG

4.3 동적근전도와 어깨관절 가감속

어깨관절 굴곡가속과 동적근전도와의 상관성이 리칭속도에 따라 크게 증가하는(0.5 < |Δr|) 근육은 7개 (UPM, LPM, LD, IF, AD, MD, BL)였다 (Fig. 8(a)). 이중, UPM, AD는 리칭속도에 따라 굴곡가속과의 상관성이 가장 크게 증가하였는데(0.7 < |Δr|),

이 근육들은 어깨굴곡의 주동근[50-54]이므로 동작속도의 증가에 따른 급가속을 위해 굴곡가속도와의 상관성이 크게 증가한 것으로 판단된다. 이 두 근육은 내회전(Internal Rotation)의 기능도 가지며, AD는 외전동작에도 관여하는 것으로 보고되었다 [12,55,56]. BL도 어깨굴곡가속을 유발하므로, AD, UPM과 함께

Shoulder deceleration phase

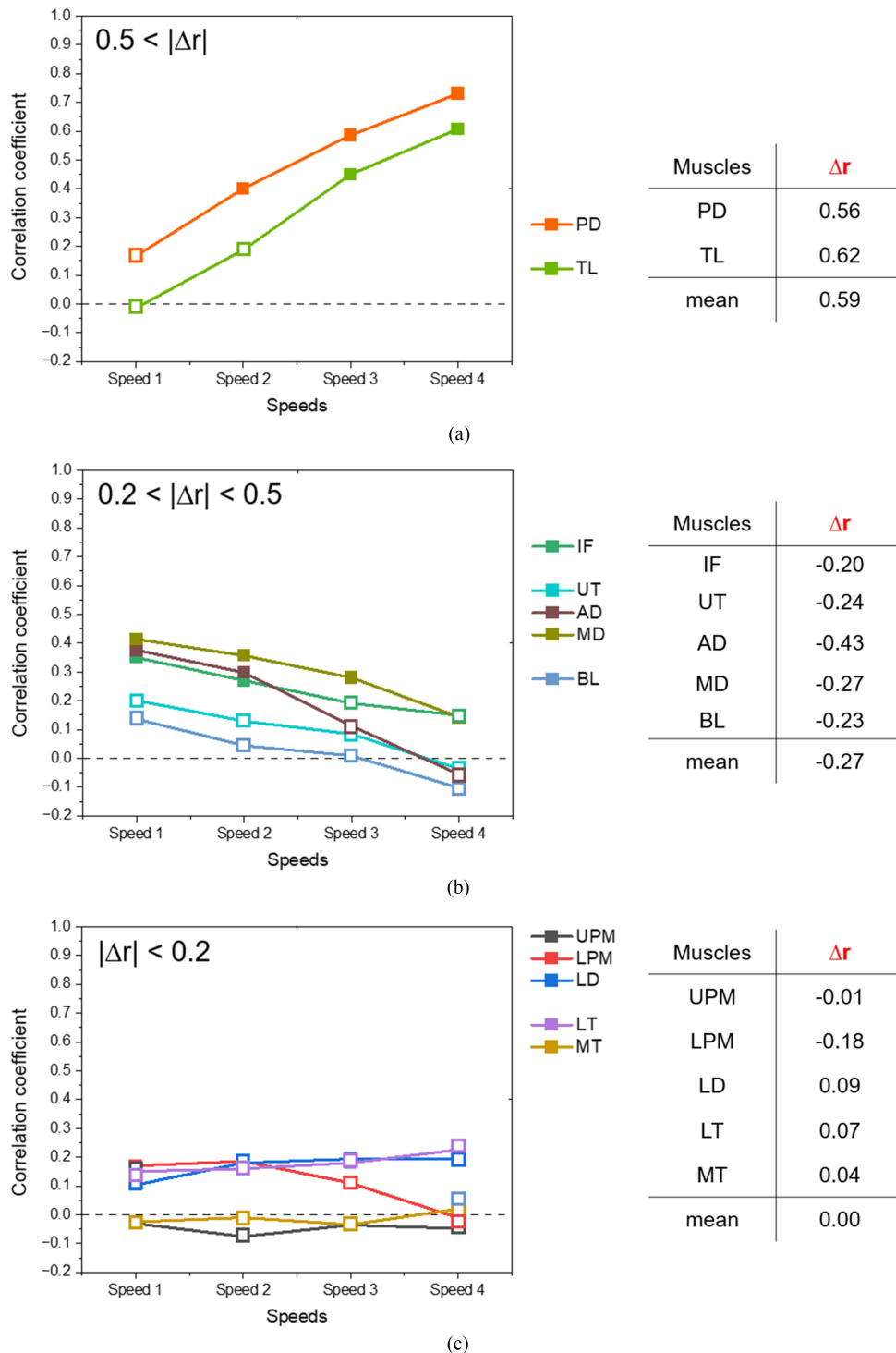


Fig. 9 Correlation between shoulder deceleration and phasic EMG

높은 리칭속도에서 가속도와와의 커플링이 증가하는 것으로 이해할 수 있다.

AD, UPM, BL 세 근육의 동심성협력수축에 의한 급가속에 따르는 상완골두의 이동[60,61]과 같은 어깨관절의 불안정성을 해소하기 위한 길항근의 동시수축이 요구되는데, 신전과 외회전

(External Rotation), 그리고 내전, 외전 모멘트가 길항적으로 작용할 수 있다. 따라서, 신전과 외회전 모멘트를 발생[12]하는 LD, 내전모멘트와 신전모멘트를 발생[12]하는 LPM, 외전모멘트를 발생하는 MD, 상완골두가 과도하게 이동하는 것을 방지[12]하고 관절에 밀착시키며 외회전 작용을 하는 IF들이 가속구간에서

Elbow acceleration phase

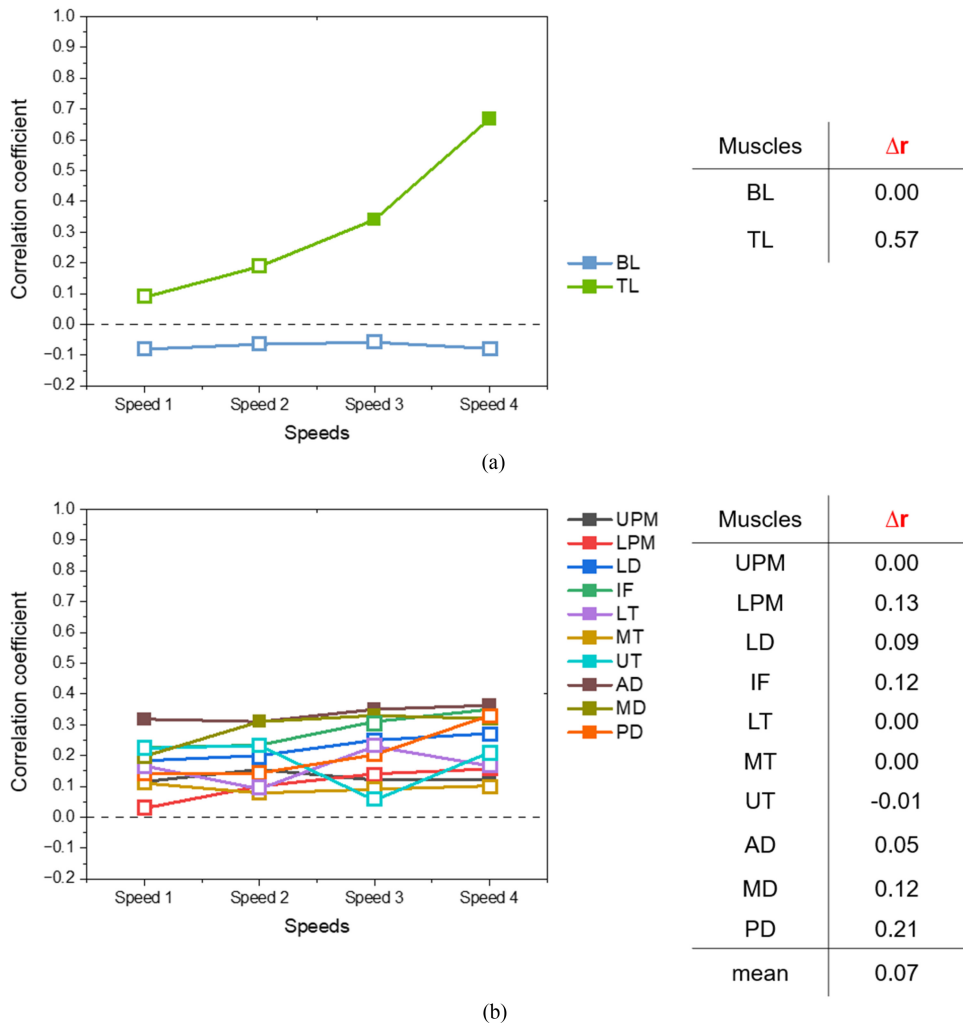


Fig. 10 Correlation between elbow acceleration and phasic EMG

활성화되어 가속도와의 상관성이 증가한 것으로 판단된다.

또한, BL은 어깨관절의 동적안정성을 유지하기 위해서도 작용하는데[57-59], 리칭속도의 증가에 따라 동적안정성의 필요성도 증가하는 것으로 해석할 수 있다. BL의 동적안정성 유지 기능에 대해서는, BL이 회전근개 병변이 있을 때, 상완골두를 관절외에 고정하여 동적 안정화에 중요한 역할을 한다는 연구결과[57,58], BL이 손상되었을 때 상완골 두부가 위쪽으로 이동한다는 연구결과[59]에 의해 지지된다.

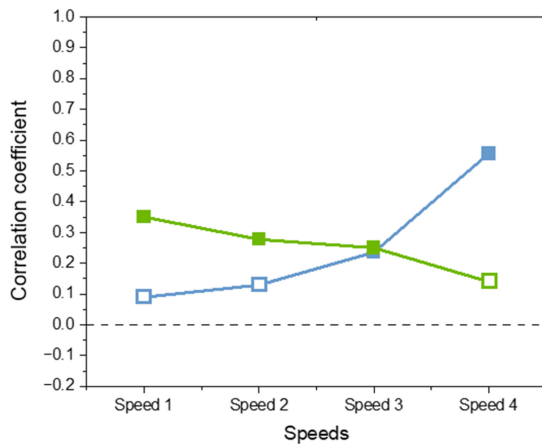
승모근(LT, MT, UT)의 동적근전도는 리칭속도가 증가함에 따라 굴곡가속도와의 상관성이 소폭 증가하였다. 어깨굴곡 동작에는 견갑골의 상방 회전(Upward Rotation)이 수반되는데[12,37], 이때 견갑골의 안정성을 위해서, 상방회전을 유발하는 UT, LT와 하방회전(Downward Rotation)을 유발하는 MT의 동시적 수축이 발생한다[62]. 따라서 리칭속도의 증가에 따른 견갑골 안정성의 필요가 증가해서, 세 근육의 각각속도와의 상관성이 소폭 증가한 것으로 해석된다($0.2 < |\Delta r| < 0.5$, Fig. 8(b)).

상관계수의 동작속도에 따른 변화가 미미했던 ($|\Delta r| < 0.2$) 근육은 PD와 TL로서, 이들은 어깨관절의 신전모멘트를 발생하므로[47] 가속구간에서의 역할이 없는 것으로 해석된다.

어깨굴곡의 감속도와 동적근전도와의 상관성이 리칭속도에 따라 크게 증가하는($0.5 < |\Delta r|$) 근육은 어깨관절 신전모멘트를 발생하는 PD와 TL[47]이었다 (Fig. 9(a)). 이 근육들은 신전모멘트를 발생하는 이심성수축을 통해 어깨 감속에 기여한 것으로 보인다.

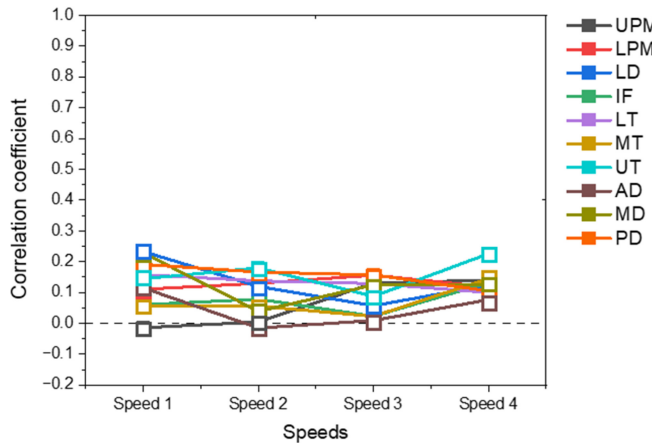
어깨감속과 근전도의 상관성이 리칭속도에 따라 감소하는 근육이 있었고 (Fig. 9(b)), 어깨굴곡근인 AD에서 가장 큰 감소를 보였다. 느린 리칭속도에서는 굴곡방향의 관성모멘트가 작으므로 굴곡근의 활성도를 낮추어서 감속이 가능하고, 관절안정성을 위하여 길항근들의 협력수축이 필요할 수 있다. 반면, 리칭속도가 빠를때는 신전근의 활성화가 필요하고, 굴곡방향의 관성모멘트가 신전근에 대한 길항작용을 수행하므로 어깨굴곡근에 의한 길항수축의 필요성이 저하될 것으로 예상된다. 이는 Fig. 9(b)를 통해 확인할 수 있는데, 특히, 동작속도가 커지면서 AD ($\Delta r = -0.43$),

Elbow deceleration phase



(a)

Muscles	Δr
BL	0.46
TL	-0.21



(b)

Muscles	Δr
UPM	0.15
LPM	0.00
LD	-0.11
IF	0.07
LT	-0.06
MT	0.09
UT	0.08
AD	-0.04
MD	-0.10
PD	-0.09
mean	0.00

Fig. 11 Correlation between elbow deceleration and phasic EMG

BL ($\Delta r = -0.23$)의 상관성이 크게 감소한 것은, 속도가 증가함에 따라 감속을 위한 신전근(PD, TL) 수축에 대한 길항작용을 관성 모멘트가 대신하였기 때문으로 판단된다.

4.4 동적근전도와 팔꿈치관절 가감속

어깨관절의 굴곡가속에 연이어서 팔꿈치관절의 신전가속이 발현된다(Fig. 4(b)). 어깨관절 굴곡가속과 TL의 동적 성분의 상관성이 유의하지 않았던 것(Fig. 8)과 달리, 팔꿈치관절 신전가속구간에서는 리칭속도가 증가함에 따라 TL의 상관성이 크게 증가하였으며, BL의 상관은 작고 변화가 없었다 (Fig. 10(a)). 이러한 결과는 팔꿈치의 신전모멘트를 유발하는 주동근인 TL의 역할이 리칭속도의 증가에 더불어 증가하며, 길항근인 BL은 가속을 방해하므로 신전가속과의 관계성이 억제된 것으로 해석된다.

어깨관절 굴곡감속과 동시에 동작의 후반(70%) 부분에서 굴곡을 통한 팔꿈치 관절 신전의 감속이 발생되는데(Fig. 4(b)), 이 구간에서는 속도가 증가함에 따라 BL의 상관성이 크게

증가하였으며, TL의 상관성은 감소하는 형태를 보였다(Fig. 11). 이 결과는, 리칭속도가 증가하면, 팔꿈치 신전의 감속을 위한 팔꿈치 굴곡모멘트 증가를 위해 BL의 이심성 수축이 증가하고, 팔꿈치 신전모멘트를 발생시키는 TL이 억제되는 것으로 해석된다.

팔꿈치관절의 가속구간과 감속구간에서의 BL과 TL을 제외한 나머지 근육들의 평균적 상관계수 변화량은 가속구간에서 0.07 (Fig. 10(b)), 감속구간에서 0.00 (Fig. 11(b))로 팔꿈치관절의 가감속에 큰 영향을 미치지 못하는 것으로 해석된다.

4.5 Further Study

본 연구에서는 근전도(EMG)신호를 동적(Phasic) 성분과 정적(Tonic) 성분으로 분리하여, 동적 성분은 각가속도와, 정적 성분은 각도와의 상관관계를 분석하였다. 이러한 접근방식은 근육의 활동 패턴을 보다 세부적으로 이해하는데 중요한 기초 데이터를 제공하였으나, 몇 가지 한계점과 향후 연구에서 고려해야

할 사항들이 존재한다.

첫째, 본 연구에서 EMG신호를 동작 중 최대 근전도(Dynamic Peak)로 정규화 하여 [%Max] 단위로 표현하였으나, 이러한 방법은 각 근육이 생성하는 모멘트의 상대적인 크기를 나타내지는 못한다. 만약 EMG 신호로부터 근골격계 시뮬레이션을 통해 각 근육이 발생하는 힘과 토크를 산출하면 근육의 상대적인 역할에 대해서도 분석할 수 있다. 예를 들어, 근육의 생리학적 단면적이거나 근육 길이, 그리고 힘-근전도 관계를 고려한 근골격계 모델링 기법(OpenSim, AnyBody)을 적용하여 근육이 생성하는 힘과 모멘트 등을 추출하여 더욱 심층적인 분석이 가능할 것이다.

둘째, 본 연구에서는 상관관계 분석에 집중하였으나, 동적 및 정적EMG성분들 간의 관계를 보다 깊이 있게 이해하기 위해 동시수축지수(Co-contraction Index)와 같은 지표를 활용한 추가 분석이 필요하다. 동시수축지수는 여러 근육이 동시에 수축하는 정도를 평가함으로써, 관절 안정성이나 운동 제어 전략을 보다 명확하게 이해하는데 기여할 수 있다. 이를 통해 근육활동의 조절 메커니즘에 대한 종합적인 해석이 가능할 것으로 보인다.

마지막으로, 본 연구는 목표를 향한 단순 리칭 동작만을 분석하였다. 추후 연구에서는 리칭 후의 복귀 동작과 부하가 있는 상태에서의 리칭 동작에 대한 분석을 수행할 필요가 있다. 이러한 연구를 실시간 피드백 시스템으로 확장한다면, 스포츠 퍼포먼스 최적화와 재활훈련 등에 활용이 가능할 것이다. 즉, 실시간으로 근육 활동을 모니터링하고 적절한 피드백을 제공함으로써 운동 수행 능력을 향상시키고, 환자 및 노약자의 부상 예방에 기여하여 실제 임상 및 운동 분야에서의 실용적 가치를 높일 수 있을 것으로 기대된다.

ACKNOWLEDGEMENT

이 논문은 2024년도 정부(교육부)의 재원으로 한국연구재단의 지원(No. NRF-2021R111A3050968) 및 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 지자체-대학 협력기반 지역혁신 사업(2021RIS-001(1345370811))의 결과이며, 2024학년도 건국대학교의 연구년교원 지원에 의하여 연구되었음.

REFERENCES

1. Feys, H. M., De Weerd, W. J., Selz, B. E., Cox Steck, G. A., Spichiger, R., Vereeck, L. E., Putman, K. D., Van Hoydonck, G. A., (1998), Effect of a therapeutic intervention for the hemiplegic upper limb in the acute phase after stroke: A single-blind, randomized, controlled multicenter trial, *Stroke*, 29(4), 785-792.
2. Brackenridge, J., V. Bradnam, L., Lennon, S., J. Costi, J., A. Hobbs, D., (2016), A review of rehabilitation devices to promote upper limb function following stroke, *Neuroscience and Biomedical Engineering*, 4(1), 25-42.

3. Kaminski, E., Hoff, M., Rjosk, V., Steele, C. J., Gundlach, C., Sehm, B., Villringer, A., Ragert, P., (2017), Anodal transcranial direct current stimulation does not facilitate dynamic balance task learning in healthy old adults, *Frontiers in human neuroscience*, 11,16.
4. Förster, A., Szabo, K., Hennerici, M. G., (2008), Mechanisms of disease: Pathophysiological concepts of stroke in hemodynamic risk zones—do hypoperfusion and embolism interact?, *Nature Clinical Practice Neurology*, 4(4), 216-225.
5. Kolb, B., Whishaw, I. Q., (1998), Brain plasticity and behavior, *Annual review of psychology*, 49(1), 43-64.
6. Twitchell, T. E., (1951), The restoration of motor function following hemiplegia in man, *Brain*, 74(4), 443-480.
7. Yoshizaki, K., Hamada, J., Tamai, K., Sahara, R., Fujiwara, T., Fujimoto, T., (2009), Analysis of the scapulohumeral rhythm and electromyography of the shoulder muscles during elevation and lowering: comparison of dominant and nondominant shoulders, *Journal of Shoulder and Elbow Surgery*, 18(5), 756-763.
8. Wickham, J., Pizzari, T., Stansfeld, K., Burnside, A., Watson, L., (2010), Quantifying ‘normal’ shoulder muscle activity during abduction, *Journal of Electromyography and Kinesiology*, 20(2), 212-222.
9. Culham, E., Peat, M., (1993), Functional anatomy of the shoulder complex, *Journal of Orthopaedic & Sports Physical Therapy*, 18(1), 342-350.
10. Scholz, J. P., (1993), Organizational principles for the coordination of lifting, *Human Movement Science*, 12(5), 537-576.
11. Parnianpour, M., Lafferriere, G., (1990), Minimum jerk and near energy optimal trajectories of sagittal trunk movement, *Adv Bioeng*, 17, 159-162.
12. Wattanaprakornkul, D., Halaki, M., Boettcher, C., Cathers, I., Ginn, K. A., (2011), A comprehensive analysis of muscle recruitment patterns during shoulder flexion: an electromyographic study, *Clinical Anatomy*, 24(5), 619-626.
13. Minning, S., Eliot, C. A., Uhl, T. L., Malone, T. R., (2007), EMG analysis of shoulder muscle fatigue during resisted isometric shoulder elevation, *Journal of Electromyography and Kinesiology*, 17(2), 153-159.
14. Laursen, B., Jensen, B. R., Sjøgaard, G., (1998), Effect of speed and precision demands on human shoulder muscle electromyography during a repetitive task, *European Journal of Applied Physiology and Occupational Physiology*, 78, 544-548.
15. Buneo, C. A., Soechting, J. F., Flanders, M., (1994), Muscle activation patterns for reaching: the representation of distance and time, *Journal of Neurophysiology*, 71(4), 1546-1558.
16. d'Avella, A., Fernandez, L., Portone, A., Lacquaniti, F., (2008), Modulation of phasic and tonic muscle synergies with reaching direction and speed, *Journal of Neurophysiology*, 100(3), 1433-1454.

17. Scano, A., Brambilla, C., Russo, M., d'Avella, A., (2023), Upper limb phasic muscle synergies with negative weightings: applications for rehabilitation, *Proceedings of the 2023 IEEE International Conference on Metrology for eXtended Reality, Artificial Intelligence and Neural Engineering (MetroXRINE)*, 834-839.
18. Mira, R. M., Tosatti, L. M., Sacco, M., Scano, A., (2021), Detailed characterization of physiological EMG activations and directional tuning of upper-limb and trunk muscles in point-to-point reaching movements, *Current Research in Physiology*, 4, 60-72.
19. Gates, D. H., Walters, L. S., Cowley, J., Wilken, J. M., Resnik, L., (2016), Range of motion requirements for upper-limb activities of daily living, *The American Journal of Occupational Therapy*, 70(1), 7001350010p1-7001350010p10.
20. Lu, G., Brittain, J.-S., Holland, P., Yianni, J., Green, A. L., Stein, J. F., Aziz, T. Z., Wang, S., (2009), Removing ecg noise from surface emg signals using adaptive filtering, *Neuroscience Letters*, 462(1), 14-19.
21. De Luca, C. J., (1997), The use of surface electromyography in biomechanics, *Journal of Applied Biomechanics*, 13(2), 135-163.
22. Mathiassen, S. E., Winkel, J., Hägg, G. M., (1995), Normalization of surface EMG amplitude from the upper trapezius muscle in ergonomic studies—a review, *Journal of Electromyography and Kinesiology*, 5(4), 197-226.
23. Knutson, L. M., Soderberg, G. L., Ballantyne, B. T., Clarke, W. R., (1994), A study of various normalization procedures for within day electromyographic data, *Journal of Electromyography and Kinesiology*, 4(1), 47-59.
24. Mirka, G. A., (1991), The quantification of EMG normalization error, *Ergonomics*, 34(3), 343-352.
25. Yang, J. F., Winter, D. A., (1984), Electromyographic amplitude normalization methods: improving their sensitivity as diagnostic tools in gait analysis, *Archives of Physical Medicine and Rehabilitation*, 65(9), 517-521.
26. Vera-Garcia, F. J., Moreside, J. M., McGill, S. M., (2010), MVC techniques to normalize trunk muscle EMG in healthy women, *Journal of Electromyography and Kinesiology*, 20(1), 10-16.
27. Hunter, A. M., Gibson, A. S. C., Lambert, M., Noakes, T. D., (2002), Electromyographic (EMG) normalization method for cycle fatigue protocols, *Medicine & Science in Sports & Exercise*, 34(5), 857-861.
28. Rouffet, D. M., Hautier, C. A., (2008), EMG normalization to study muscle activation in cycling, *Journal of Electromyography and Kinesiology*, 18(5), 866-878.
29. Burden, A., (2010), How should we normalize electromyograms obtained from healthy participants? What we have learned from over 25 years of research, *Journal of Electromyography and Kinesiology*, 20(6), 1023-1035.
30. Burden, A. M., Trew, M., Baltzopoulos, V., (2003), Normalisation of gait EMGs: a re-examination, *Journal of Electromyography and Kinesiology*, 13(6), 519-532.
31. Burden, A., Bartlett, R., (1999), Normalisation of EMG amplitude: an evaluation and comparison of old and new methods, *Medical Engineering & Physics*, 21(4), 247-257.
32. Enoka, R. M., Fuglevand, A. J., (1993), Neuromuscular basis of the maximum voluntary force capacity of muscle, *Current Issues in Biomechanics*, 215-235.
33. Allison, G. T., Marshall, R. N., Singer, K. P., (1993), EMG signal amplitude normalization technique in stretch-shortening cycle movements, *Journal of Electromyography and Kinesiology*, 3(4), 236-244.
34. Alexander, N., Schwameder, H., (2016), Comparison of estimated and measured muscle activity during inclined walking, *Journal of Applied Biomechanics*, 32(2), 150-159.
35. Mottram, S. L., (1997), Dynamic stability of the scapula, *Man Ther*, 2(3), 123-131.
36. Kibler, W. B., Sciascia, A., (2009), Current concepts: scapular dyskinesis, *British Journal of Sports Medicine*, 44(5), 300-305.
37. Paine, R., Voight, M. L., (2013), The role of the scapula, *International Journal of Sports Physical Therapy*, 8(5), 617.
38. Ekstrom, R. A., Donatelli, R. A., Soderberg, G. L., (2003), Surface electromyographic analysis of exercises for the trapezius and serratus anterior muscles, *Journal of Orthopaedic & Sports Physical Therapy*, 33(5), 247-258.
39. McCabe, R. A., Orishimo, K. F., McHugh, M. P., Nicholas, S. J., (2007), Surface electromyographic analysis of the lower trapezius muscle during exercises performed below ninety degrees of shoulder elevation in healthy subjects, *North American Journal of Sports Physical Therapy: NAJSPT*, 2(1), 34.
40. Ko, M. J., Oh, J. S., (2023), Comparison of electromyographic activity of the lower and upper trapezius during different strengthening exercises, *Journal of Musculoskeletal Science and Technology*, 7(1), 40-47.
41. Nakamura, Y., Tsuruike, M., Ellenbecker, T. S., (2016), Electromyographic activity of scapular muscle control in free-motion exercise, *Journal of Athletic Training*, 51(3), 195-204.
42. Lee, S. B., Kim, K. J., O'Driscoll, S. W., Morrey, B. F., An, K. N., (2000), Dynamic glenohumeral stability provided by the rotator cuff muscles in the mid-range and end-range of motion: a study in cadavera, *Journal of Bone & Joint Surgery*, 82(6), 849.
43. Wattanaprakornkul, D., Halaki, M., Boettcher, C., Cathers, I., Ginn, K. A., (2011), A comprehensive analysis of muscle recruitment patterns during shoulder flexion: an electromyographic study, *Clinical Anatomy*, 24(5), 619-626.
44. Kim, J. W., Yoon, J. Y., Kang, M. H., Oh, J. S., (2012), Selective activation of the infraspinatus during various shoulder external rotation exercises, *Journal of Physical Therapy Science*, 24(7), 581-584.

45. Alenabi, T., Whittaker, R. L., Kim, S. Y., Dickerson, C. R., (2019), Arm posture influences on regional supraspinatus and infraspinatus activation in isometric arm elevation efforts, *Journal of Electromyography and Kinesiology*, 44, 108-116.
46. Jang, J. H., Oh, J. S., (2014), Changes in shoulder external rotator muscle activity during shoulder external rotation in various arm positions in the sagittal plane, *Journal of Physical Therapy Science*, 26(1), 135-137.
47. Tiwana, M. S., Sinkler, M. A., Bordoni, B., (2023), Anatomy, shoulder and upper limb, triceps muscle, StatPearls Publishing.
48. Kholinne, E., Zulkarnain, R. F., Sun, Y. C., Lim, S., Chun, J. M., Jeon, I. H., (2018), The different role of each head of the triceps brachii muscle in elbow extension, *Acta Orthopaedica Et Traumatologica Turcica*, 52(3), 201-205.
49. Madsen, M., Marx, R. G., Millett, P. J., Rodeo, S. A., Sperling, J. W., Warren, R. F., (2006), Surgical anatomy of the triceps brachii tendon: anatomical study and clinical correlation, *The American Journal of Sports Medicine*, 34(11), 1839-1843.
50. Palastanga, N., Field, D., Soames, R., (2006), Anatomy and human movement: structure and function, *Physical Therapy*, 86(10), 1450-1451.
51. Kronberg, M., Németh, G, Broström, L. A., (1990), Muscle activity and coordination in the normal shoulder: An electromyographic study, *Clinical Orthopaedics and Related Research (1976-2007)*, 257, 76-85.
52. Townsend, H., Jobe, F. W., Pink, M., Perry, J., (1991), Electromyographic analysis of the glenohumeral muscles during a baseball rehabilitation program, *The American journal of sports medicine*, 19(3), 264-272.
53. McCann, P. D., Wootten, M. E., Kadaba, M. P., Bigliani, L. U., (1993), A kinematic and electromyographic study of shoulder rehabilitation exercises, *Clinical Orthopaedics and Related Research (1976-2007)*, 288, 179-188.
54. Myers, J. B., Pasquale, M. R., Laudner, K. G., Sell, T. C., Bradley, J. P., Lephart, S. M., (2005), On-the-field resistance-tubing exercises for throwers: an electromyographic analysis, *Journal of athletic training*, 40(1), 15.
55. Wickham, J., Pizzari, T., Stansfeld, K., Burnside, A., Watson, L., (2010), Quantifying 'normal' shoulder muscle activity during abduction, *Journal of Electromyography and Kinesiology*, 20(2), 212-222.
56. Boettcher, C. E., Ginn, K. A., Cathers, I., (2008), Standard maximum isometric voluntary contraction tests for normalizing shoulder muscle EMG, *Journal of orthopaedic research*, 26(12), 1591-1597.
57. Kido, T., Itoi, E., Konno, N., Sano, A., Urayama, M., Sato, K., (1998), Electromyographic activities of the biceps during arm elevation in shoulders with rotator cuff tears, *Acta Orthopaedica Scandinavica*, 69(6), 575-579.
58. Kido, T., Itoi, E., Konno, N., Sano, A., Urayama, M., Sato, K., (2000), The depressor function of biceps on the head of the humerus in shoulders with tears of the rotator cuff, *The Journal of Bone & Joint Surgery British Volume*, 82(3), 416-419.
59. Warner, J. J., McMahon, P. J., (1995), The role of the long head of the biceps brachii in superior stability of the glenohumeral joint, *Journal of Bone & Joint Surgery*, 77(3), 366-372.
60. Sinha, A., Higginson, D. W., Vickers, A., (1999), Use of botulinum A toxin in irreducible shoulder dislocation caused by spasm of pectoralis major, *Journal of Shoulder and Elbow Surgery*, 8(1), 75-76.
61. McMahon, P. J., Eberly, V. C., Yang, B. Y., Lee, T. Q., (2014), Effects of anteroinferior capsulolabral incision and resection on glenohumeral joint reaction force, *Journal of Rehabilitation Research and Development*, 39(4), 535-542.
62. Bagg, S. D., Forrest, W. J., (1988), A biomechanical analysis of scapular rotation during arm abduction in the scapular plane, *American Journal of Physical Medicine & Rehabilitation*, 67(6), 238-245.

**Min-Jae Kim**

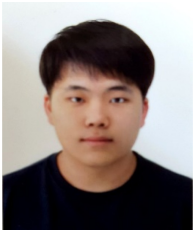
M.Sc. candidate in the Department of Biomedical Engineering, Konkuk University. His research interests are biomechanics in rehabilitation engineering and bio-signal processing.

E-mail: piedrotlino@gmail.com

**Ju-Hee Kim**

M.Sc. candidate in the Department of Biomedical Engineering, Konkuk University. Her research interests are biomechanics in rehabilitation engineering and bio-signal processing.

E-mail: kimjhgod159@naver.com

**Hyeon-Soo Shin**

M.Sc. candidate in the Department of Biomedical Engineering, Konkuk University. His research interests are biomechanics in rehabilitation engineering and bio-signal processing.

E-mail: gustntls98@naver.com

**Sean-Min Lee**

M.Sc. candidate in the Department of Biomedical Engineering, Konkuk University. His research interests are biomechanics in rehabilitation engineering and bio-signal processing.

E-mail: finalsm@naver.com

**Na-Yeon Kim**

B.Sc. in the Department of Biomedical Engineering, Konkuk University. Her research interests are biomechanics in rehabilitation engineering and bio-signal processing.

E-mail: gimnayeon791@gamil.com

**Gwang-Moon Eom**

Professor in the Department of Biomedical Engineering, Konkuk University. His research interests include rehabilitation of elderly and biomechanics.

E-mail: gmeom@kku.ac.kr

지그재그 레이어방법을 이용한 적층 HDPE 제조 및 평가

Fabrication and Evaluation of HDPE Additive Manufacturing with Zig-zag Layer Method

김시습¹, 김지관^{2, #}
Si Seup Kim¹ and Ji Kwan Kim^{2, #}

¹ 주식회사 테바엑스 (Tebahx Co., Ltd.)
² 광주대학교 기계자동차공학부 (School of Mechanical and Automotive Engineering, Gwangju University)
Corresponding Author / E-mail: jkkm79@gwangju.ac.kr, TEL: +82-62-670-2225
ORCID: 0009-0007-6542-7856

KEYWORDS: HDPE (고밀도 폴리에틸렌), 3D printing (3차원 프린팅), Additive manufacturing (적층 제조), Extrusion module (압출 모듈), Process design (공정 설계)

This study aims to optimize the process conditions for high-density polyethylene (HDPE) additive manufacturing through a systematic analysis of key variables, including material selection, layer height, feed rate, melting temperature, and bed temperature. By exercising precise control over these variables, optimal conditions were established, which included a melting temperature of 240°C, a welding speed of 150 cm/min, and a material throughput of 5.66 kg/h. Furthermore, the process was refined by implementing a zig-zag layering method, which significantly improved the stability, bonding strength, and overall mechanical properties of the final HDPE products. The effects of these optimized process conditions were assessed through a series of mechanical tests, such as tensile tests, impact tests, and heat deflection temperature (HDT) tests. As a result, the defined process conditions yielded excellent mechanical performance, achieving a tensile strength of 21.15 MPa, an impact strength of 320 J/m, and an HDT of 93°C. Overall, this study illustrates the enhancement of HDPE additive manufacturing quality through the optimization of process conditions. The strategic implementation of these optimized variables, along with advanced extrusion module design, demonstrates the potential for producing high-quality and cost-effective HDPE products, thereby underscoring their enhanced marketability and performance potential.

Manuscript received: September 13, 2024 / Revised: November 19, 2024 / Accepted: December 6, 2024

1. Introduction

Three-dimensional printing (3D printing), a representative technology of additive manufacturing, has gained recognition as an innovative manufacturing process in recent years. Its importance has significantly increased across various industrial sectors [1].

In the aerospace industry, 3D printing allows the production of lightweight, high-strength components that enhance fuel efficiency and optimize system performance. This technology maximizes the durability and performance of parts compared to traditional components, thereby significantly improving the overall efficiency of systems.

Additive manufacturing technology is also widely applied in the medical field, where it is used to develop and manufacture customized implants and artificial organs. Additionally, research is underway to develop and apply wearable sensors using 3D printing technology.

Recently, 3D printing has been applied to the production of large structures, including the construction of houses and buildings using cement or composite materials. This technology is also utilized in shipbuilding and the development of automotive parts, including electric vehicles, using metal and polymer materials [2].

The process of 3D printing typically involves the use of thermoplastic materials, which are melted and layered through a high-temperature nozzle. In this process, polymer filaments are

extruded through a heated nozzle, moved and compressed using a screw, and then layered into the desired shape. To produce high-quality 3D printed products, it is crucial to precisely control the temperature in the melting zone and apply adequate pressure to the extruded material.

However, additive manufacturing using thermoplastics like high-density polyethylene (HDPE) presents challenges such as shrinkage, warping, and insufficient adhesion, making it difficult to achieve high-quality results. HDPE does not adhere well to other surfaces and only bonds effectively to heated HDPE, leading to reduced interlayer adhesion and potentially diminished mechanical performance of the printed product. Additionally, the shrinkage of HDPE during cooling can cause warping of the printed object, negatively impacting the overall quality [3-5].

This study proposes an extrusion module that monitors and maintains a consistent temperature and pressure in the 3D printing nozzle. Specifically, the extrusion module is equipped with a hot air heater that evenly heats the material, improving interlayer adhesion and applying appropriate pressure to the extruded material. This approach has been shown to enhance the performance of HDPE printed products.

2. Development of Process Conditions for HDPE Extrusion Module

2.1 HDPE Extrusion Module

The HDPE extrusion process involves heating HDPE wires or pellets of the same material with a diameter of $\varnothing 3$ to 6 to a melting temperature of 210-220°C for extrusion. The process also utilizes hot air at temperatures above 300°C and a pressure applicator (Shoe) at the end of the extrusion nozzle to facilitate bonding between the extruded material and the substrate.

As shown in Fig. 1, the HDPE extrusion nozzle was designed based on HDPE extrusion welding methods and was developed to be mounted on a manipulator. The bonding strength between the extruded bead and the substrate determines the quality of 3D printing. Therefore, the nozzle was designed to have a shape that allows for the applied pressure on the extruded bead to enhance bonding strength. To minimize thermal deformation that occurs during the 3D printing process, the nozzle was designed to deliver heated air in all directions using a heater. HDPE is supplied in uniformly shaped pellets to ensure consistent melting, and the pellet supply section was designed considering the flow of the pellets. The extrusion capacity of the nozzle was set to discharge more than 4 kg/h to accommodate the speed requirements of the 3D printing process. Temperature and pressure sensors are attached

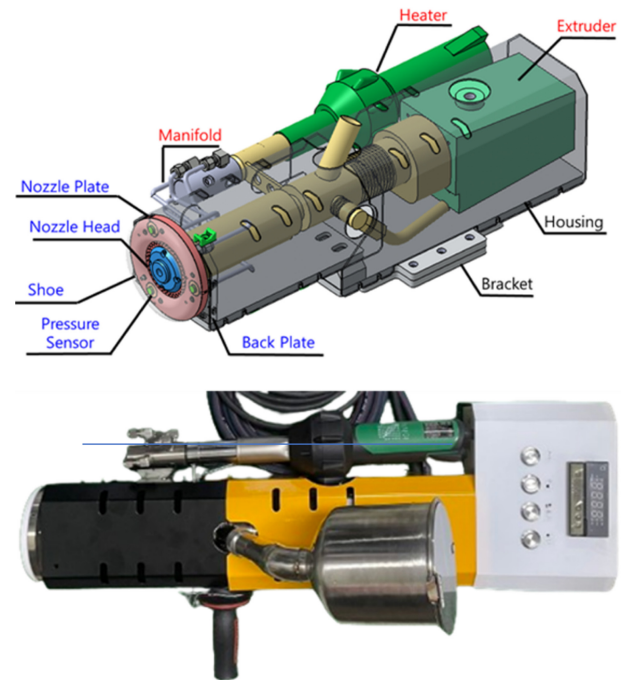


Fig. 1 3D design and picture of 3D printing extrusion module

to the extrusion nozzle to measure the HDPE melting temperature and applied pressure, enabling the monitoring and optimization of the 3D printing process.

2.2 Analysis of Process Variables for HDPE Additive Manufacturing

To develop the process conditions for the HDPE extrusion module, various process variables applicable to the additive manufacturing process using HDPE material were identified. The process variables for 3D printing are presented in Table 1. These process variables include material selection, layer height, feed rate, melting temperature, and bed temperature, each of which is closely related to the physical properties of HDPE. Since these variables directly affect the quality and mechanical properties of the product, it is crucial to select process conditions that are suitable for the HDPE additive manufacturing process [6].

Through this research, the process conditions for HDPE additive manufacturing were determined. The impact of each variable on the HDPE additive process was observed, and process optimization was performed to ensure high quality and performance of HDPE-printed products.

This will secure the stability and marketability of products manufactured using the HDPE extrusion module in the future, reduce costs incurred during production, shorten manufacturing times, and overall enhance the efficiency of HDPE additive manufacturing.

Table 1 Process variable for 3d printing

Process variable	Description
Material	Even when using the same HDPE pellets, the properties of HDPE vary by manufacturer, so it's important to select materials suitable for the HDPE additive manufacturing process, along with the appropriate melting temperature and feed rate for the selected material [8]. (Adapted from Ref. 8 on the basis of OA)
Layer height	Layer height is a factor that determines the surface quality and bonding quality of the product. It can be controlled in the additive manufacturing process by measuring the bead height and adjusting the Z-axis offset.
Feed rate	The feed rate affects production time and product quality. If the speed is too high, interlayer bonding may weaken, and if it's too low, productivity decreases. Therefore, it's essential to select a feed rate appropriate for the additive manufacturing conditions.
Melting temperature	The melting temperature determines whether the material can be melted and extruded. The optimal melting temperature varies by material; if the temperature is too low, the material does not flow properly, and if it's too high, the material becomes too fluid, causing the layers to collapse.
Bed temperature	The bed temperature ensures that the material adheres well to the bed during the additive manufacturing process. If the temperature is too low, delamination may occur between the bed and the printed product.

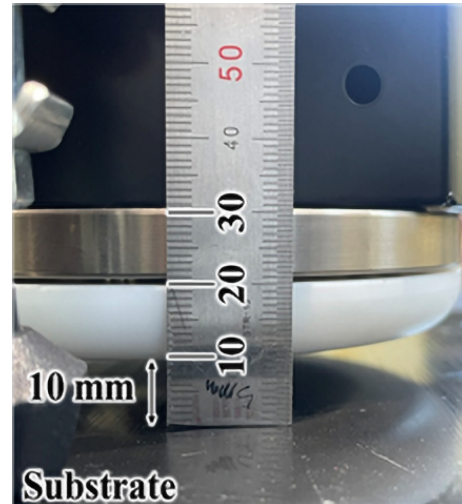


Fig. 2 Determination of layer height from substrate

Table 2 HDPE additive manufacturing process conditions

Melt temperature (°C)	240
Welding speed (cm/min)	150
Preheat (°C)	240
Material throughput (kg/h)	5.66

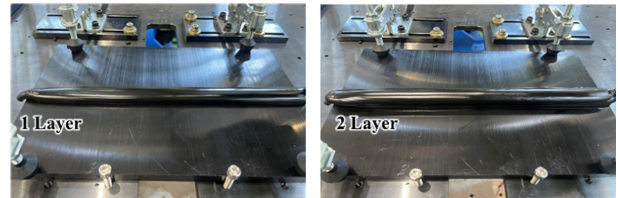


Fig. 3 Experiment of 1st and 2nd layer heights

2.3 Selection of Layer Height in HDPE Additive Manufacturing

In 3D printing, optimizing the layer height is crucial as it significantly influences the quality of the printed product, the process speed, and the consistency of the output. Consequently, it is a key variable that must be thoroughly studied to establish the process conditions for HDPE 3D printing.

Increasing the layer height allows for the creation of products with fewer layers, which can reduce production time and lower the material and costs involved in the process. However, if the layer height is set too high, it may result in decreased product density, leading to a reduction in mechanical properties.

The key factors for controlling layer height include the distance between the substrate and the nozzle, the extrusion rate, and the feed rate. In this study, the layer height was observed when the distance between the substrate and the nozzle was set to 10 mm, as shown in the setup of the substrate and the printing nozzle in Fig. 2.

Under the specified additive manufacturing conditions, the height of the first layer was measured at 10.79 mm, and the height of the second layer was measured at 20.55 mm, indicating that

each layer was deposited with a thickness of approximately 10 mm as shown in Fig. 3. This confirms that the layer height can be consistently maintained under the set process conditions as shown in Table 2.

By measuring the height of the bead, an analysis of the bead was conducted for the selected process conditions, and a layer height of 10 mm was chosen to facilitate the control of HDPE 3D printing. Additionally, experiments were conducted to confirm that the layer height remained consistent at 10 mm even during multi-layer printing.

Based on the previously determined layer heights, an experiment was conducted in which a single bead was repeatedly deposited across multiple layers until the shape of each layer was fully maintained.

The experiment showed that structural stability began to fail at the seventh layer, making it difficult to form the bead during the additive process. This phenomenon occurs when a single bead is continuously deposited, leading to a decrease in cooling time

between layers and an increase in heat accumulation. As the layer height increases, the HDPE remains in a plasticized state due to the heat, making it challenging to maintain the bead's shape, eventually hindering the additive process.

Therefore, based on the results of this experiment, it is determined that an appropriate cooling time is necessary for successful HDPE layering. Instead of continuously layering a single bead, a surface layering method is likely more suitable. Surface layering allows the bead to naturally cool as it forms the surface, effectively maintaining the bead's shape.

3. Design of HDPE Additive Manufacturing Process

In the previous 7-layer deposition experiment, it was observed that when a single bead was continuously layered as shown in Fig. 4, the layers collapsed, making it difficult to maintain a stable deposition process. To achieve more effective layering, the HDPE additive manufacturing process was redesigned using the zig-zag method [10].

The zig-zag layering method is an effective approach for covering large areas by alternating the layering direction in both horizontal and vertical axes, gradually increasing the height of the layers. This zig-zag method consists of Contour and Pocket layers as shown in Fig. 5. The Contour serves as a guide to prevent the molten resin within the Pocket from flowing outward, thereby enhancing stability during the layering process and allowing for the construction of taller structures with ease. Additionally, the zig-zag layering path ensures the density of the printed product, making it a suitable design path for the additive manufacturing of large-scale structures.

Overlap refers to the intersection between the first bead and the second bead. By controlling the overlap, the bonding strength between beads can be enhanced. Since the beads are circular, if the overlap distance is too large, gaps may form between beads, potentially compromising the mechanical properties of the printed product. Conversely, if the overlap distance is too small, the process time may increase, and excessive overlapping of beads may lead to warping, thereby reducing dimensional accuracy. Therefore, maintaining a consistent overlap distance is crucial. In this study, a 7 mm overlap distance was utilized, as illustrated in Fig. 6. The manufacturing of larger components inherently introduces greater complexity in terms of system configuration, automation, and control mechanisms. To address these challenges, various innovative machine concepts have been developed, including systems incorporating robotic arms. A robotic arm system exemplifies a solution that integrates flexible and cost-effective industrial robots.

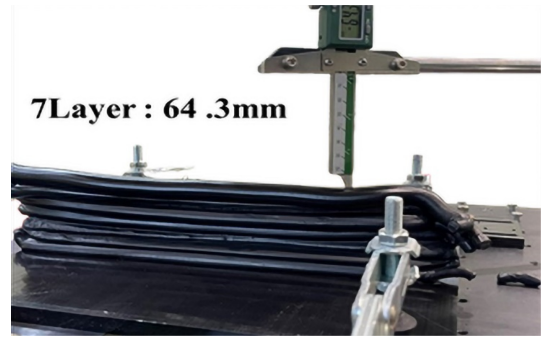


Fig. 4 7-Layer single bead deposition

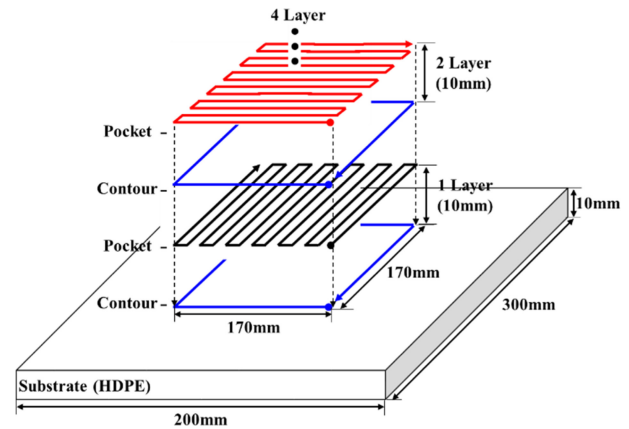


Fig. 5 Schematic diagram of layering path generation

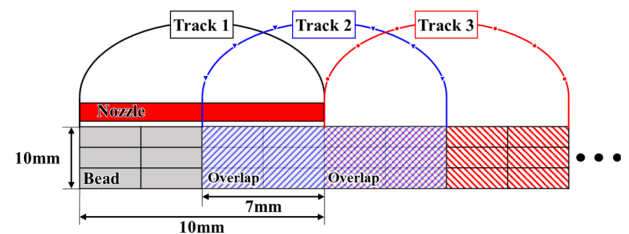


Fig. 6 Schematic diagram of bead formation in layering

The authors conducted an evaluation of this manufacturing technology, focusing on the system architecture and motion planning to optimize performance and ensure precision [11].

4. Experimental and Discussion

4.1 Single Layer Additive Manufacturing Process Test

In the single layer additive manufacturing process, an issue of over-deposition of the bead was observed at points where the zig-zag direction changes as shown in Fig. 7.

This over-deposition likely occurs because the extrusion nozzle remains at one point for a longer duration as the direction changes,

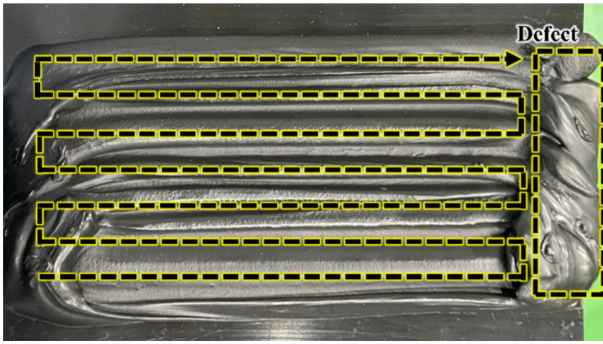


Fig. 7 Over-deposition occurs at path direction changes

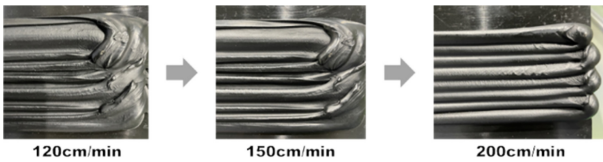


Fig. 8 Changes in extrusion shape depending on speed

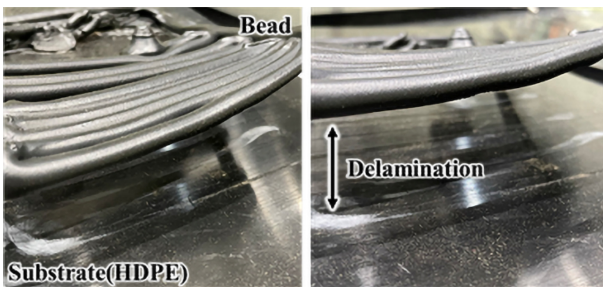


Fig. 9 Delamination occurrence depending on pre-heat temperature of the substrate

leading to an increase in material deposition at that spot. To address this problem, the feed rate at the points where direction changes should be increased, which would reduce the amount of material deposited and prevent over-deposition in those areas. It was observed that increasing the feed rate along the path where the direction changes resulted in a reduction in the amount of over-deposition as shown in Fig. 8. When the feed rate was set to 200 cm/min, no over-deposition occurred, and the layers were successfully deposited without any issues.

In the single layer additive manufacturing process, delamination was observed between the substrate and the bead as shown in Fig. 9. This delamination is likely due to insufficient melting of the substrate, which weakens the bonding strength between the substrate and the bead, leading to separation.

While increasing the preheat temperature of the substrate can enhance bonding, other methods such as reducing the feed rate, decreasing the distance between the substrate and the nozzle, or increasing the heater temperature are also possible solutions.

Table 3 Process conditions for 3D printing

Melt temperature (°C)	240	Nozzle-Base Distance (mm)	10
Welding speed (cm/min)	150	Contour welding speed (cm/min)	200
Preheat (°C)	240	First layer preheat (°C)	280
Material throughput (kg/h)	5.66	Overlap (mm)	7

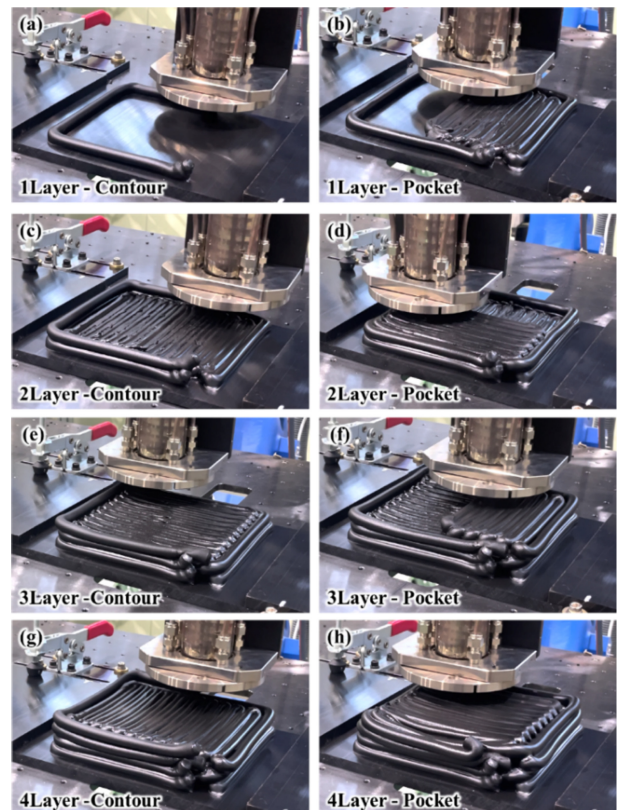


Fig. 10 Picture of the HDPE additive manufacturing process

However, reducing the feed rate or the distance between the substrate and the nozzle can affect other process conditions. To avoid these complications, it is recommended to increase the preheat temperature only during the deposition of the first layer to ensure strong bonding between the substrate and the bead, thereby preventing delamination.

4.2 Multi-layer Additive Manufacturing Process Test

The evaluation was conducted on the layered product created using the HDPE extrusion module under the process conditions shown in Table 3, and the HDPE additive manufacturing process is shown in Fig. 10. The dimensions of the product, including width, length, and height, were measured and compared to the designed specifications. The designed dimensions of the product were 170 × 170 × 40 mm, but the actual measured dimensions were 180 × 180 × 40.7 mm.

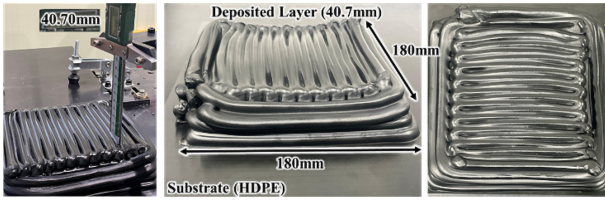


Fig. 11 Picture of HDPE specimens from additive manufacturing

Although the design specified a width and length of 170 mm, this did not account for the width of the bead. Since the layering path follows the center of the bead, an additional 5 mm on each side (half of the bead width) resulted in a total layered dimension of 180 mm.

Therefore, to achieve the intended 170 mm dimension, the design should set the width and length to 160 mm, considering the bead width. This discrepancy arises when the bead width is consistently layered, and this error indicates that the layering process was executed correctly. The layered height was based on a 4-layer structure, with a measured height of 40.7 mm as shown in Fig. 11. This indicates that the beads maintained their shape during the layering process and formed the intended surface.

Additionally, it was observed that uneven beads were formed at the initial stage of the layering process. This phenomenon can be attributed to the findings from the temperature measurement results of the extrusion process in this study. Specifically, the temperature of the molten HDPE resin was observed to rise rapidly during the first 6 seconds after extrusion began, before stabilizing. Therefore, it is believed that the temperature of the HDPE at the beginning of the layering process was not stabilized, leading to the formation of uneven beads.

4.3 Single Layer Additive Manufacturing Process Test

4.3.1 Tensile Test of HDPE

To ensure the quality of HDPE from additive manufacturing, mechanical property evaluations are essential. These evaluations typically involve tensile tests and impact tests, which are commonly utilized in the assessment of polymers. For the evaluation of HDPE from additive manufacturing, test specimens for both tensile and impact tests were extracted from the HDPE-printed surface.

To prepare these specimens, the top surface of the additive manufacturing output was flattened through a facing process, and then the specimens were cut to the required dimensions using precision machining techniques as shown in Fig. 12.

The tensile test on the additive manufacturing output was conducted in accordance with ASTM D 638 standards. The test was performed at a speed of 50 mm/min, with a distance of 65 mm

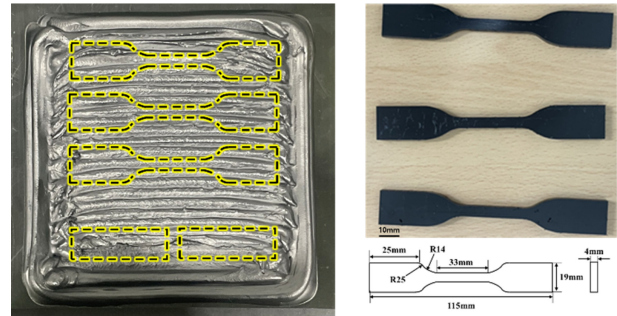


Fig. 12 Picture of HDPE specimens for tensile test

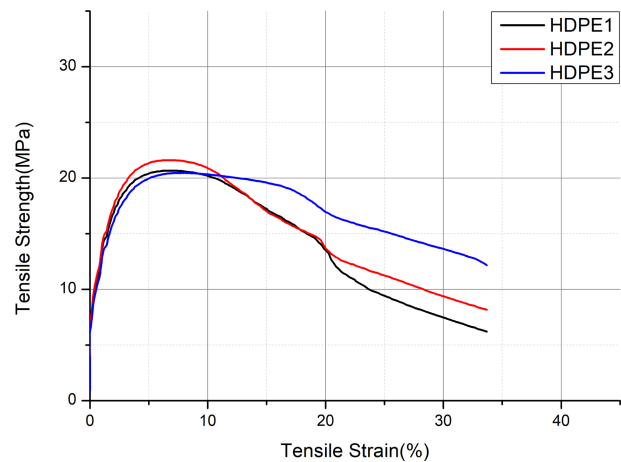


Fig. 13 Tensile test results of HDPE specimens

between the grips. The gauge length was set to 25 mm, and a 30 N load cell was used to measure the force during the testing process.

The results of two tensile tests were measured as follows: 20.7 in the first test, 21.6 in the second test, 20.46 MPa in the third test. The average tensile strength was calculated to be 20.92 MPa as shown in Fig. 13. The elongation at break was measured as 33.3 in the first test, 37.1% in the second test. The first and second tests were conducted on specimens in the longitudinal direction, while the third test was performed on a specimen in the transverse direction. The zigzag layer method was applied to fabricate the additive-manufactured HDPE, and it was observed that the material properties were consistent regardless of the orientation. Considering that the tensile strength of the additive-manufactured HDPE falls within the normal range, as the tensile strength of HDPE is typically above 20 MPa.

4.3.2 Impact Test of HDPE

The impact test of HDPE from additive manufacturing was conducted using the Izod impact test according to ASTM D256 standards as shown in Fig. 14. The impact test specimens were notched to induce stress concentration when an impact occurs,

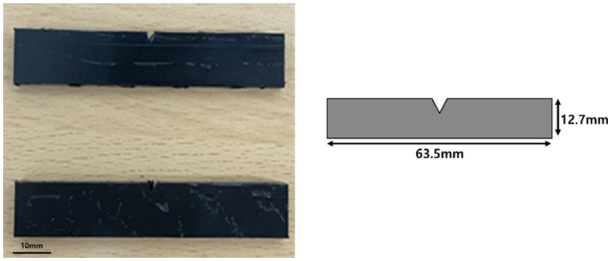


Fig. 14 Picture of HDPE specimens for impact test

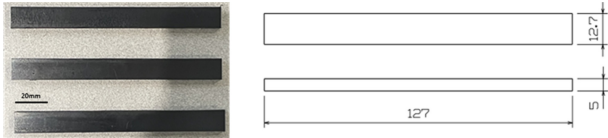


Fig. 15 Picture of HDPE specimens for HDT test

facilitating fracture and allowing the material's impact strength to be evaluated with a lower impact force. The impact test results showed a measurement of 355 J/m in the first test and 284 J/m in the second test, with an average impact strength of 320 J/m.

4.3.3 Heat Deflection Temperature (HDT) Test of HDPE

The heat deflection temperature (HDT) evaluation is used to determine how much thermal load a polymer material can withstand at a given temperature, which is particularly important for assessing the thermal performance of the material. This test measures the extent of deformation that occurs when the material is subjected to mechanical stress at a specific temperature. The test was conducted in accordance with ASTM D648 standards as shown Fig. 15.

The test results showed that thermal deformation began to occur at 93°C, which is higher than the heat deflection temperature of pure HDPE, which is 60°C. This indicates that the material's properties were enhanced through the additive manufacturing process.

The mechanical properties of the additive manufacturing outputs produced with the HDPE-specific extrusion module were evaluated through physical property tests, and it was confirmed that the performance of all specimens was improved compared to pure HDPE material. Therefore, it is believed that the additive manufacturing process proposed in this study effectively improves the properties of HDPE material.

5. Conclusions

In this study, optimal process conditions for HDPE additive manufacturing were established by analyzing critical variables

such as material selection, layer height, feed rate, melting temperature, and bed temperature. As a result, the optimal process conditions were determined to include a melting temperature of 240°C, a welding speed of 150 cm/min, and a material throughput of 5.66 kg/h. Additionally, optimizing the layer height at 10 mm played a crucial role in ensuring stability and consistency during the multi-layer 3D printing process. The adoption of a zig-zag layering method further improved the process design, contributing to the stability, bonding strength, and overall mechanical properties of the final product.

These derived process conditions directly contributed to the successful mechanical performance of HDPE products. By optimizing parameters such as melting temperature and feed rate, strong interlayer adhesion was achieved, reducing defects like warping and delamination. In particular, the redesigned process with the zig-zag layering method helped maintain bead shape and structural integrity, allowing for the production of taller and more complex structures without compromising quality.

Such process optimizations played a significant role in improving tensile strength, impact strength, and heat deflection temperature, confirming that the derived process enhances the material properties of HDPE in additive manufacturing. The average tensile strength of the additively manufactured HDPE was found to be 21.15 MPa, with an average elongation at break of 35.2%. Additionally, the average impact strength measured during impact testing was 320 J/m. The heat deflection temperature (HDT) test showed that thermal deformation of HDPE began at 93°C, indicating that the mechanical and chemical properties of HDPE were improved through optimized process conditions and additive manufacturing.

The successful outcomes of this study were largely due to the precise control of process conditions and the innovative design of the extrusion module, which significantly enhanced the quality, stability, and performance of HDPE additive manufacturing products. The effective derivation and implementation of process conditions, along with strategic design improvements, are expected to play a crucial role in achieving high-quality HDPE products with excellent market potential and cost efficiency.

ACKNOWLEDGEMENT

This result was supported by “Regional Innovation Strategy (RIS)” through the National Research Foundation of Korea (NRF) funded by the Ministry of Education (MOE) (No. 2021RIS-002).

REFERENCES

1. Shahrubudin, N., Lee, T. C., Ramlan, R., (2019), An overview on 3d printing technology: Technological, materials, and applications, *Procedia manufacturing*, 35, 1286-1296.
2. Kim, M.-S., Chu, W.-S., Kim, Y.-M., Avila, A. P. G., Ahn, S.-H., (2009), Direct metal printing of 3D electrical circuit using rapid prototyping, *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, 10, 147-150.
3. Ramya, A., Vanapalli, S. L., (2016), 3D printing technologies in various applications, *International Journal of Mechanical Engineering and Technology*, 7(3), 396-409.
4. Calignano, F., Manfredi, D., Ambrosio, E. P., Biamino, S., Lombardi, M., Atzeni, E., Fino, P., (2017), Overview on additive manufacturing technologies, *Proceedings of the IEEE*, 105(4), 593-612.
5. Kumar, S. A., Prasad, R. V. S., (2021), Basic principles of additive manufacturing: Different additive manufacturing technologies, In *Additive Manufacturing*, Woodhead Publishing, 17-35.
6. Rosen, D. W., (2024), The current design for additive manufacturing research frontier, *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Smart Technology*, 2(1), 1-14.
7. Kumar, S., Ramesh, M. R., Doddamani, M., Rangappa, S. M., Siengchin, S., (2022), Mechanical characterization of 3D printed MWCNTs/HDPE nanocomposites, *Polymer Testing*, 114, 107703.
8. Gomez, G., Cortés, C., Creus, C., Amilibia, M. Z., Moreno, A., (2022), Generation of continuous hybrid zig-zag and contour paths for 3D printing, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 119(11), 7025-7040.
9. Vicente, C. M., Sardinha, M., Reis, L., Ribeiro, A., Leite, M., (2023), Large-format additive manufacturing of polymer extrusion-based deposition systems: Review and applications, *Progress in additive manufacturing*, 8(6), 1257-1280.

**Si Seup Kim**

Tebahx co., ltd.

Ph.D. in the Department of Mechanical Engineering, Chonnam National University. His research interest is additive manufacturing.

E-mail: tebahx@tebahx.com

**Ji Kwan Kim**

Professor in the Department of Mechanical and Automotive Engineering, Gwangju University. His research interest is automotive machine and MEMS.

E-mail: jkkm79@gwangju.ac.kr

예비성형 금형설계를 통한 낙하산 하네스 부품의 단조공정에서 접힘 결함 개선

Prevention of Folding Defects in the Forging Process of Parachute Harness Parts Through Preform Die Design

김정곤¹, 이성윤¹, 하진수¹, 한수빈¹, 권성욱², 고대철^{3,#}, 장진석^{1,#}
Jeong Gon Kim¹, Sung Yun Lee¹, Jin Su Ha¹, Soo Bin Han¹, Seong Uk Kwon², Dae Cheol Ko^{3,#}, and Jin Seok Jang^{1,#}

¹ 한국생산기술연구원 모빌리티부품그룹 (Advanced Mobility Components Group, Korea Institute of Industrial Technology)

² (주)대성단조 (Daesung Forge Co., Ltd.)

³ 부산대학교 나노메카트로닉스공학과 (Department of Nanomechatronics Engineering, Pusan National University)

Corresponding Authors / E-mail: jsjang@kitech.re.kr, TEL: +82-53-580-0152, ORCID: 0000-0002-6801-9109

E-mail: dcko@pusan.ac.kr, TEL: +82-51-510-3697, ORCID: 0000-0002-4064-739X

KEYWORDS: Pre-form die design (예비성형 금형 설계), Folding defects (접힘 결함), Forging process (단조 공정), Metal flow analysis (단류선 분석), Finite element analysis (유한요소해석)

This study focuses on preventing folding defects in the forging process of parachute harness parts. Through three-dimensional finite element analysis, it was determined that folding defects arise from uneven metal flow and timing differences in the filling of various regions. To address these issues, a preform die was designed and evaluated using multi-stage forging simulations. The results indicated that the preform die facilitated uniform metal flow, preventing folding defects and ensuring consistent filling across all key areas. To verify the simulation results, surface and cross-sectional metal flow analyses were conducted. Additionally, the preform die reduced the maximum die load, which is expected to extend die lifespan and improve overall process efficiency. These findings demonstrate that precise control of metal flow and the application of a preform die can significantly enhance the quality and durability of forged components, providing valuable insights for improving forging processes across various industries.

Manuscript received: September 19, 2024 / Revised: November 1, 2024 / Accepted: November 25, 2024

1. Introduction

Hot forging is a process that shapes heated material by plastically deforming it using a die. After forming, the material conforms to the die's shape, resulting in superior structural strength due to improved metal flow compared to other methods [1]. This enhanced strength makes hot forging suitable for components requiring high reliability under extreme conditions, such as aerospace applications [2,3].

Parachute harness parts in the aerospace field are produced by forging to ensure their durability and reliability. When a parachute

deploys and descends, various loads including tension, impact, and compression forces occur simultaneously and can be quite substantial. As these harness parts play a critical role in supporting the stable deployment and descent of the parachute, it is essential to utilize a high-quality forging process to maintain structural strength under these diverse load conditions [4,5].

Defects that degrade quality in the forging process include folding defects, which cause stress concentrations in the parts and reduce strength and fatigue life [6]. The causes of folding defects can occur during the metal flow merging from multiple directions, when the flow speed of the metal varies across different areas of the die cavity, or due

to deterioration in the surface quality of the initial billet [7].

To address these folding defects, solutions can be implemented such as designing a preform die, making localized modifications to existing dies, or adjusting process parameters [8,9]. However, the selection and implementation of these methods depend on the designer's experience and trial and error, which can be costly and inefficient. Folding defects primarily occur in plastic deformation processes like forging, which are performed under large loads and complex stress states, and where significant variations in strain and stress distribution occur. Because of this, research using finite element analysis (FEA) is actively conducted to identify the causes of defects and develop solutions [10,11]. Finite element analysis can accurately predict folding defects and metal flow during the forging process [12].

Analysis through metal flow prediction is typically conducted using two-dimensional symmetric analysis under plane strain and axisymmetric conditions [13,14]. While two-dimensional metal flow lines allow for the observation and analysis of metal flow in the cross-sections of cut products, the complex shapes of harness parts and their dies with irregular flows necessitate three-dimensional metal flow line analysis. Three-dimensional flow lines can be generated and predicted on the surfaces and cross-sections of metal materials. Surface metal flow lines help identify folding defects through irregularities or breaks in the lines, and flow lines on cross-sections can reveal the depth of internal folding defects.

In this study, DEFORM-3D, an FEA software, was utilized to analyze folding defect causes and explore solutions [12]. Forming analysis was conducted on circular initial billet and forging dies to observe metal flow during the process, and flow patterns were examined to assess folding defects. Based on simulation results, a preform die was designed to minimize defect formation, and multi-stage forging analysis was performed to verify its effectiveness. Design validity was evaluated through simulation outcomes, followed by prototype production, and observed metal flow patterns in the specimen were compared with simulation predictions to confirm design adequacy.

2. Current Forging Process of Harness Parts

The current forging process for harness parts includes 1st forging, trimming, annealing, and 2nd and 3rd forging stages, as shown in Fig. 1. These three-stage forging dies were manufactured with cavities identical in dimensions and shape to the final product.

The 1st forging is carried out through hot forging, with a gap of 1.5 mm set between the upper and lower dies. This gap ensures proper volume distribution of the material to prevent defects such

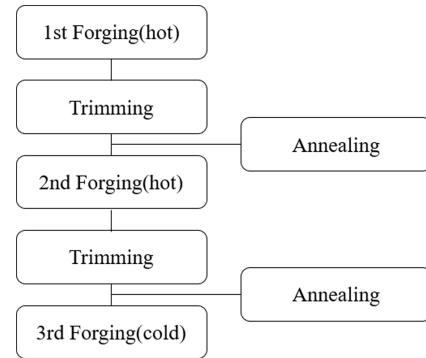


Fig. 1 The current forging process for harness parts

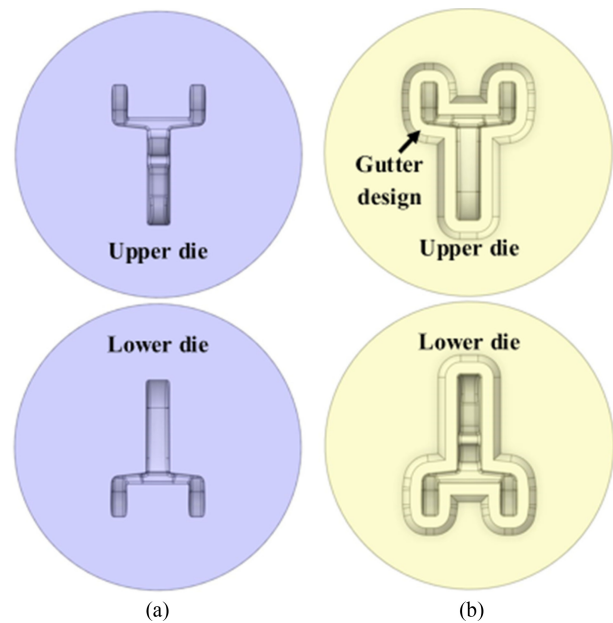


Fig. 2 Forging die design: (a) 1st forging die and (b) 2nd and 3rd forging die

as folding, underfill, and overloading in subsequent processes. Material pushed outside the die cavity during forming is called flash, which is removed during the trimming process. Annealing is conducted to remove internal stresses caused by hot forging and trimming, enhancing forgeability. 2nd forging is also carried out through hot forging, shaping to the final dimensions with a die gap of 1.2 mm. This gap compensates for the metal shrinkage and oxide scale that occur after hot forging, which can reduce surface quality and dimensional accuracy. The final step, 3rd forging, is the sizing stage completed at room temperature to finalize the shape, correcting any shrinkage and surface defects from the previous hot forging, thus ensuring the final product quality.

Gutter designs have been applied to the 2nd and 3rd forging dies to minimize the excessive load caused by flash, as illustrated in Fig. 2. Figs. 2(a) shows the 1st forging die, while 2(b) represents

the 2nd and 3rd forging dies. The hot forging die material is QHZ, a high-speed tool steel that maintains hardness and heat resistance even at high temperatures, allowing for forging. The cold forging die material is QCM8, which requires high strength and toughness in cold forging, offering better wear resistance and toughness than the carbon tool steel SKD11. The equipment used is a crank-type mechanical press with a permissible load of 1,000 tons. The material is SCM440, an alloy steel containing chromium and molybdenum.

3. Analysis of the Current Forging Process

3.1 Defect Analysis in 1st Forging

In 1st forging, basic shaping is performed to properly distribute the volume and prevent defects that may occur during final forming. To review the process, a single forging was conducted at 70% of the forming conditions with the 1st forging die and initial billet, and the results are shown in Fig. 3. Harness parts are categorized into hook, neck, and snap sections. Upon inspecting the 1st forged product, folding defects were identified in the snap, which led to the defects being magnified and analyzed through image processing. The folding defects occurred at two points in the snap: Folding A occurred horizontally at the boundary between the filled and unfilled areas, while Folding B occurred vertically in the unfilled area.

Fig. 3 illustrates that defects occurred even before the forming process was complete, highlighting the need for a comprehensive analysis of the entire process, including the final stage. To determine the causes of these folding defects and propose solutions, FEA was conducted using DEFORM-3D.

3.2 Conditions for the 1st Forging FEA

A three-dimensional analysis was conducted to examine the characteristics of volumetric forming and the irregular metal flow occurring during the forging process. Fig. 4 illustrates the position of the 1st forging die and the initial billet. The material, produced through extrusion, is cylindrical, with a diameter of 25 mm and a length of 120 mm. Choi demonstrated that temperature minimally affects metal flow prediction in forging processes. This study applied isothermal analysis to minimize temperature variation effects on metal flow [15]. The parameters used in the analysis reflect actual process data and are summarized in Table 1. Maximum stroke denotes the equipment’s maximum allowable stroke, while forging stroke specifies the amount of deformation applied during the 1st forging process. The friction model utilized shear friction, effectively representing the high temperatures and plastic deformations of forging process [16].

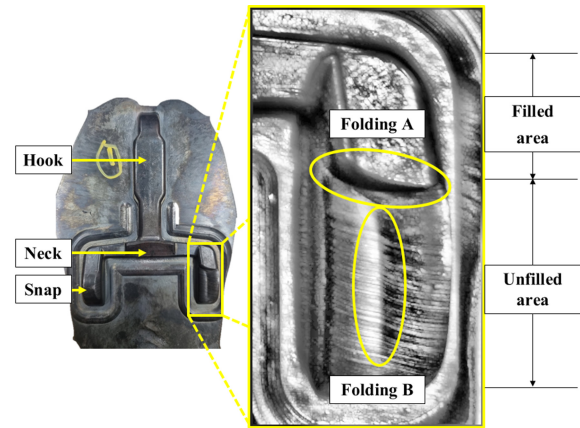


Fig. 3 Prototype produced by 1st forging

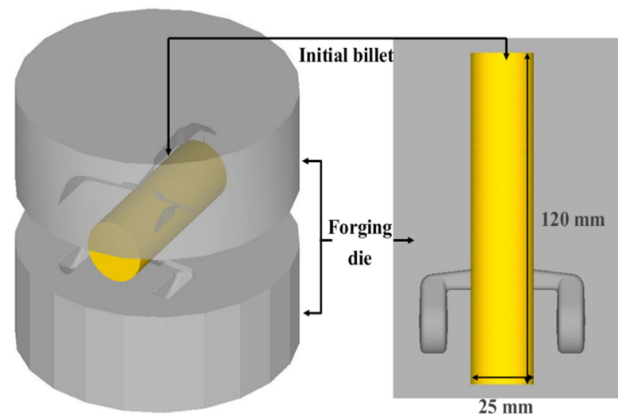


Fig. 4 Die and initial billet position for 1st forging

Table 1 Parameters of simulation

Parameters	Value
Friction factor	0.3
Maximum stroke	220 mm
Forging stroke	23.5 mm
Average punch velocity	318 mm/sec
Number of mesh elements for billet	110,000
Die temperature	400 °C
Initial billet temperature	900 °C

3.3 Results of Analysis

The cavity in the center of the die begins to fill first due to the position of the die and the initial billet. Then, the material moves towards the snap through the compression of the die, completing the filling and forming process. The results of the 1st forging analysis are shown in Fig. 5. Fig. 5(a) shows the stage of forming where folding defects were found, with Folding A and B being identical to those in the initial product, and their positions and shapes matching. To view the surface metal flow prediction, surface metal flow lines were generated on the initial billet, as

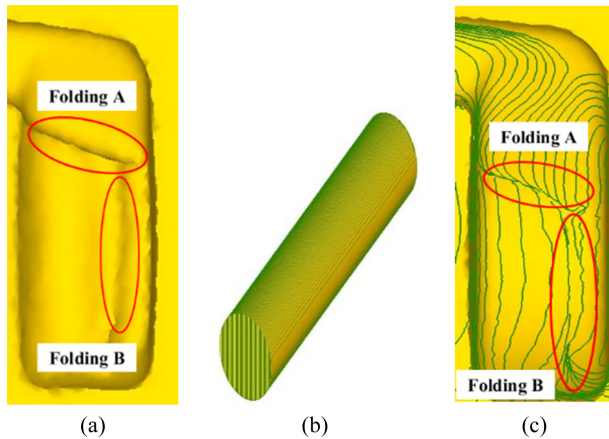


Fig. 5 1st forging simulation results: (a) Folding defects during forming, (b) Surface metal flow of the initial billet, and (c) Folding defects predicted by surface metal flow analysis

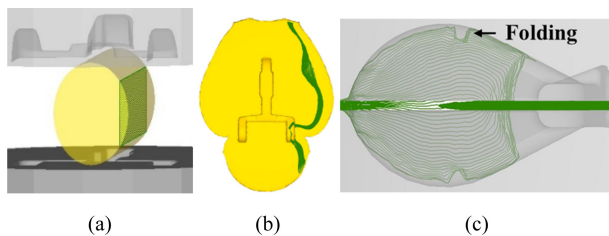


Fig. 6 Cross-sectional metal flow prediction results: (a) Cross-sectional metal flow of initial billet, (b) Simulation results, and (c) Cross-sectional metal flow of folding defect

shown in Fig. 5(b). Fig. 5(c) shows the predicted metal flow at the completion of the 1st forging. Folding defects were also confirmed through the metal flow prediction at the point of completed forming. The surface length of Folding A is approximately 7 mm, and Folding B is approximately 12 mm.

To confirm the internal metal flow and folding depth of the snap where folding defects occurred, the cross-sectional metal flows were predicted and analyzed. The results are shown in Fig. 6. As shown in Fig. 6(a), metal flows were generated on the cross-section of the right side of the initial billet, and the predicted cross-sectional metal flows at the completion of the forging process are shown in Fig. 6(b). Fig. 6(c) provides a side view of the snap where surface folding defects were observed in Fig. 5, and internal folding defects were confirmed through the cross-sectional metal flows. The internal metal flow of the 1st forged part was examined, and a folding depth of 2 mm was found.

Fig. 7 shows the stress concentration occurring in the folding area as the folding defect progressed, with a maximum effective stress of 454 MPa. This stress concentration renders the part susceptible to fatigue failure and can reduce the lifespan of the component under repeated loading conditions.

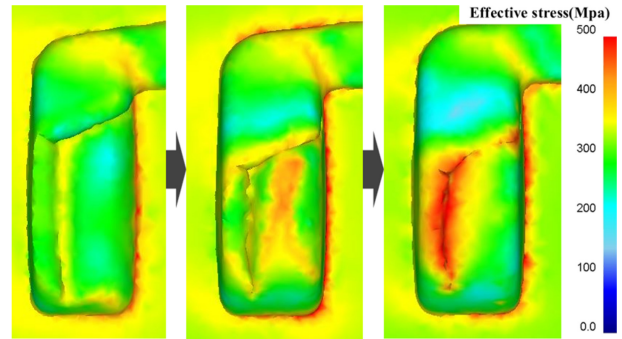


Fig. 7 Effective stress concentration due to folding defect progression

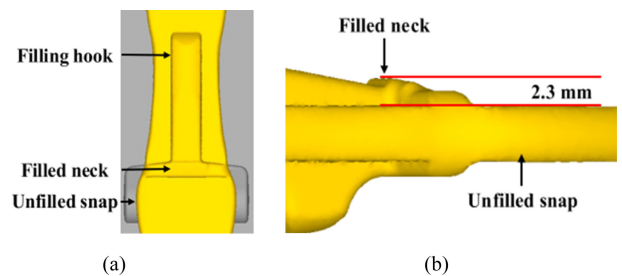


Fig. 8 Formed to a state of 17 mm: (a) Top view and (b) Side view

3.4 Causes of Folding Defects

To determine the primary cause of folding defects observed in the 1st forging simulation, the forming process was analyzed in detail. Fig. 8 shows the material state after compressing 17 mm out of a total 23.8 mm press stroke. Figs. 8(a) presents a top view, while 8(b) shows a side view for clearer understanding. At this stage, the hook, with a larger die cavity volume, is still filling, whereas the neck, with a smaller cavity volume, has already filled completely. In Fig. 8(a), the snap section has not begun filling, as there is still a gap between the snap and the initial billet. Additionally, Fig. 8(b) shows a 2.3 mm difference in level between the neck and the snap, resulting from their differing filling states.

To understand how the differences in filling progress and resulting level differences contribute to folding defect formation, Fig. 9 illustrates the forming process from the appearance of the level difference to the identification of the folding defect. Fig. 9(a) shows the state after 17 mm of forming, with the neck section fully filled. As the press continues, the flash moves toward the snap section. Fig. 9(b) illustrates the state after 19 mm of forming, where the flash is pushed into the snap cavity by the compressive force of the press. In Figs. 9(a), the flash displays only lateral flow, but in 9(b), the snap cavity offers more space, resulting in additional longitudinal flow. Fig. 9(c) shows the state after 20 mm of forming, where the snap section begins to fill, driven by both the flash and the metal flow from the already filled neck section. At this stage, a boundary

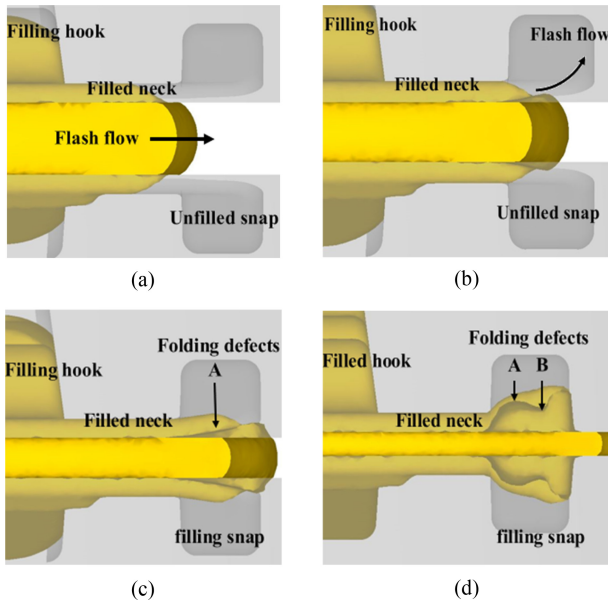


Fig. 9 Front view until detection of snap folding defect: (a) Forming stroke 17 mm, (b) Forming stroke 19 mm, (c) Forming stroke 20 mm, and (d) Forming stroke 22 mm

between filled and unfilled areas appears in the snap section, leading to the formation of Folding A. Fig. 9(d) depicts the state after 22 mm of forming, where the snap section fills from two different areas. The flash filling observed in Figs. 9(b) and 9(c), driven by both lateral and longitudinal metal flow, results in the filling shown in 9(d). This difference in filling degree between the inner and outer regions of the snap section leads to the formation of Folding B. Forming process analysis confirmed that the primary cause of folding defects is the difference in forming progress between the neck and snap sections.

4. Design and Verification of the Preform Die

4.1 Preform Die Design

To address the two long, deep folding defects identified in the existing 1st forging die, a preform die was designed to improve timing differences across sections, replacing the existing 1st forging process. The improved forging process, shown in Fig. 10, meets the objectives of the existing 1st forging while preventing folding defects. Additionally, the existing 2nd and 3rd forging processes were reordered as the 1st and 2nd forging stages, respectively. This adjustment retains the total number of processes while enhancing overall quality and performance.

The preform die must meet the following conditions: First, the ratio of material diameter to length must not exceed 2.3 to prevent buckling during preforming [17]. Exceeding this ratio can cause buckling during forming, compromising structural stability. To prevent

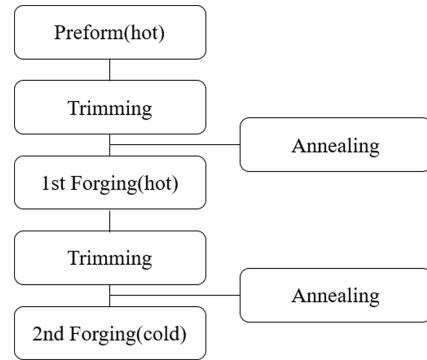


Fig. 10 Improved forging process for harness parts

buckling, it is essential that the initial billet required to form the hook remains undeformed. Second, the preform die must meet preforming requirements for the snap section. Third, the preformed part must be free of folding defects to ensure the final product's quality. The preform die design must be precise to satisfy these conditions.

The preform die was designed by analyzing the characteristics of the upsetting and heading processes. In the conventional process, the material is compressed lying flat, but in the preforming process, it is compressed upright, enabling the upper die to preform the snap while the material in the lower die retains its original shape. Typically, in the upsetting process, an unshaped upper die compresses the initial billet, causing expansion in the radial direction. However, since the snap's center is hollow, the material expands bilaterally as the upper die compresses, with the die designed to leave the center unfilled. This design enables the material needed for the snap to expand, completing its preformed shape. The upper and lower dies were designed with a diameter-to-length ratio of 2.2 to ensure stability against buckling.

Fig. 11 shows the cross-sections of two types of improved preform dies. Figs. 11(a) and 11(b) represent the cross-sections of Case 1, while 11(c) and 11(d) represent those of Case 2. The Case 1 die was designed to closely approximate the final product dimensions, but due to the nature of semi-closed forging, it does not achieve complete filling at the end of the forming process. This design considers the limitations of the forging equipment, which does not allow for automatic ejection, and any insufficient forming can be compensated through additional forging in the subsequent process. In contrast, the Case 2 die was designed with less deformation compared to Case 1, following the characteristics of a typical closed-die forging process, and was intended to achieve complete filling at the end of forming. A 1-degree expansion angle was added to the center of the lower die cavity for easier product removal. The key dimensions are presented in Table 2. Multi-stage forging simulations, including preforming and 2nd forging for both Cases 1 and 2 dies, were conducted, and the results were compared to select the preform die that produced the best outcome.

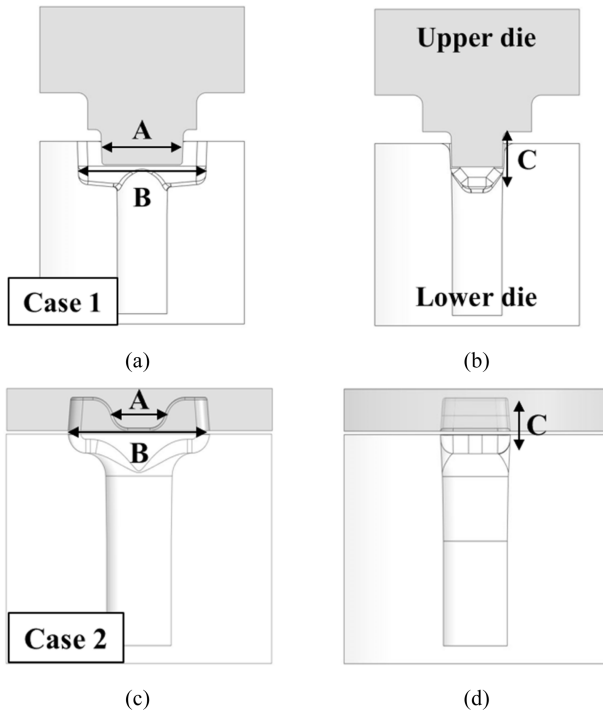


Fig. 11 Shape of the preform die: (a) Front view of Case 1, (b) Side view of Case 1, (c) Front view of Case 2, and (d) Side view of Case 2

Table 2 Comparison of key dimensions between Cases

Design parameters	Final product	Case 1	Case 2
A [mm]	43.2	41	20.4
B [mm]	64.3	65.5	56
C [mm]	28.5	28	18.4

4.2 Conditions of Multi-stage Forging Analysis

To assess the effectiveness of the preform dies, a multi-stage forging analysis was conducted. Multi-stage forging analysis evaluates the forging process by forming a product through multiple dies using a single material. The analysis followed the sequence of preforming, trimming, and 1st forging stages. The preform die strokes were set to 41 mm for Case 1 and 45 mm for Case 2, reflecting structural differences. The 1st forging stroke was set at 23.8 mm. Apart from the forming stroke, parameters like the friction coefficient, maximum stroke, and stroke speed matched the conditions in Table 1.

4.3 Results of Analysis

Fig. 12 presents the forming results of the initial billet with the designed preform dies. Figs. 12(a) and 12(b) depict the before and after states for Case 1, while 12(c) and 12(d) show the corresponding states for Case 2. The initial billet was compressed by the upper die, reflecting characteristics of the upsetting and

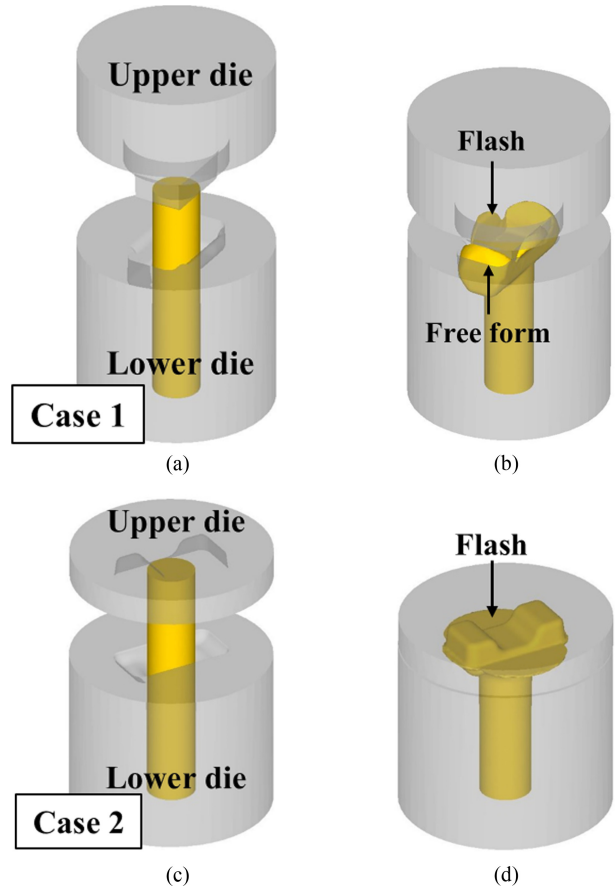


Fig. 12 Preform results: (a) Before preform of Case 1, (b) After preform of Case 1, (c) Before preform of Case 2, and (d) After preform of Case 2

heading processes, which increased its diameter. The expanded billet then moved into the snap cavity of the preform lower die, completing filling and forming. Any unformed flash was extruded outside the die cavity. Due to differences between the Cases 1 and 2 dies, the shape of the extruded flash varied. The Case 1 die exhibited semi-closed forging characteristics, maintaining critical snap dimensions while leaving other areas uncontrolled by the die cavity. In contrast, the Case 2 die followed the closed-die forging method, filling all areas within the die cavity and fully controlling metal flow.

The analysis of the 1st forging process was performed following preforming and trimming, and the results for both cases are shown in Fig. 13. Figs. 13(a) and 13(b) display the results before and after the 1st forging process for Case 1, whereas 13(c) and 13(d) present the corresponding results for Case 2. The gutter design of the forging die resulted in folding and flash formation at the snap and neck shear areas, as shown in Figs. 13(b) and 13(d). The flash shape varied owing to differences in the preform die specifications.

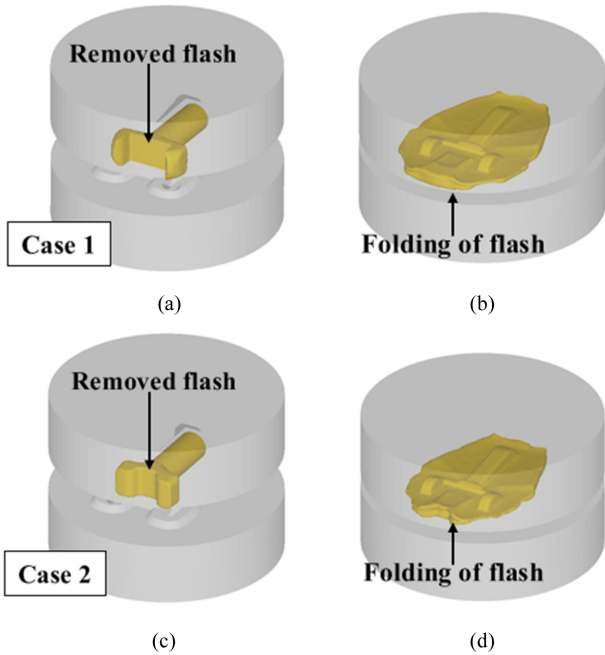


Fig. 13 1st forging results: (a) Before 1st forging of Case 1, (b) After 1st forging of Case 1, (c) Before 1st forging of Case 2, and (d) After 1st forging of Case 2

This flash will be removed by trimming before the cold forging stage.

To confirm simultaneous formation of all areas hook, neck, and snap as required by the preform die design, the forming state at a 17 mm stroke, where a material step was observed in Fig. 8, was compared and displayed in Fig. 14. Figs. 14(a) presents the forming result for Case 1, and 14(b) shows that for Case 2. Both preform die designs indicate that filling began simultaneously across all areas. However, while snap filling was completed in Case 1, it remained in progress in Case 2.

Finally, die load for the two preform die cases was compared. Die load has a significant effect on die lifespan and the quality of the forged product. Excessive load can reduce die lifespan, necessitating more frequent replacements and negatively affecting productivity. Fig. 15 displays the load results for the two cases. The maximum load measured in Case 1 was 94 tons, while in Case 2, it reached 283 tons. Die load in Case 1 was about one-third lower, as the Case 1 die had semi-closed characteristics, preventing complete filling of the die cavity. Conversely, the Case 2 die was a closed die, designed to ensure full cavity filling by the billet. Additionally, the Case 1 die was designed to minimize extra contact and resistance from the flash, avoiding major increases in die load. In contrast, in Case 2, the upper die continued compressing the flash after expulsion, causing additional deformation. This increased the contact area between the die and material, leading to higher resistance and a rise in die load.

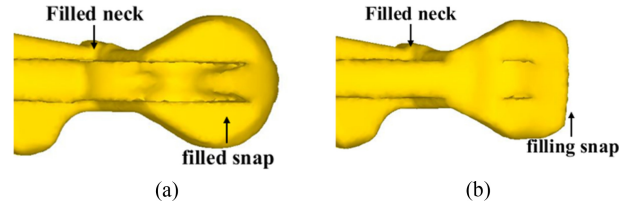


Fig. 14 Comparison of forming states at a 17 mm stroke for both preform die designs: (a) Case 1, and (b) Case 2

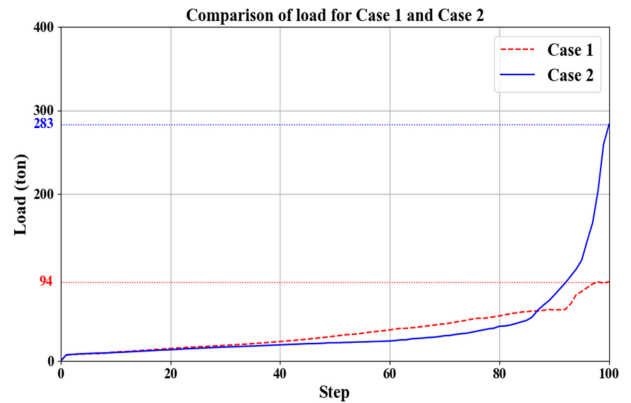


Fig. 15 Comparison of die load for Case 1 and Case 2

As a result of comparing the two dies, the Case 1 die was selected as the preform die due to its advantages of achieving a shape closer to the final form, promoting smoother metal flow, and exhibiting lower die load, which can improve die lifespan and productivity.

An analysis of the effective stress flow in the folding sections was conducted to quantitatively compare the selected die with an existing die. However, because the preform die and the existing 1st forging die differ structurally, a direct comparison of the effective stress flow may not be reliable. To address this, we utilized the process characteristic in which the cavity shapes and dimensions of the existing 1st and 2nd forging dies are identical. The formed state of the existing 1st forging die is dimensionally and geometrically identical to the state achieved after the preforming and 1st forging, allowing for a reliable comparison of the maximum effective stress in the effective stress flow. The comparison results are shown in Fig. 16. The maximum value of the effective stress flow after the improvement was reduced to 312 MPa, which represents a decrease of approximately 31.3%.

5. Metal Flow Analysis in the Improved Forging Process

To observe the presence of folding defects in the formed parts with the preform die, multi-stage forging process analysis and three-dimensional metal flow predictions were conducted, and the

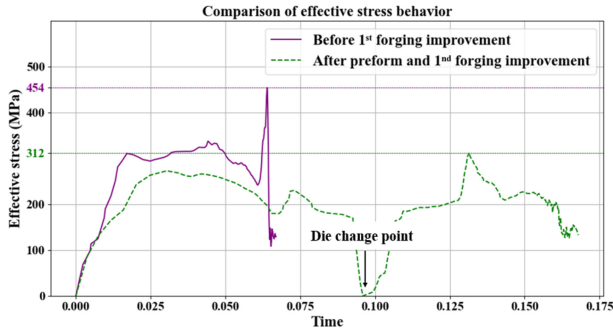


Fig. 16 Comparison of effective stress behavior

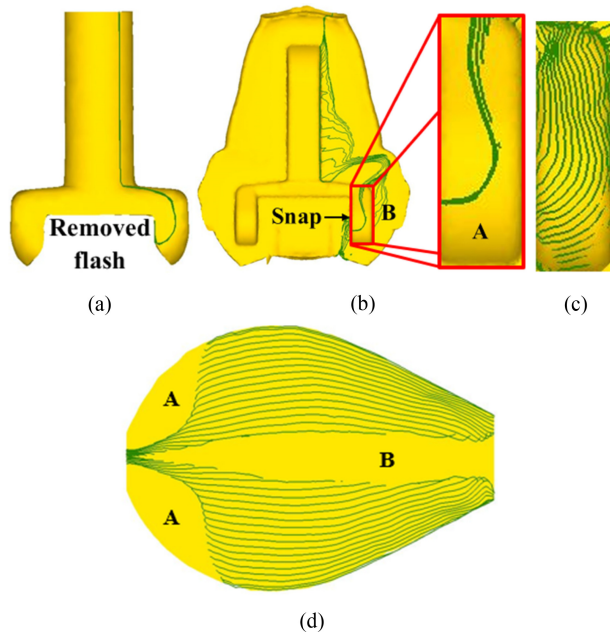


Fig. 17 Predicted metal flow and folding defect FEA in multi-stage forging: (a) Cross-sectional metal flow lines in the preform stage after trimming, (b) Metal flow lines in the 1st forging stage, (c) Predicted surface metal flow lines, and (d) 3D cross-sectional metal flow lines in the snap section

results are shown in Fig. 17. Fig. 17(a) illustrates the predicted cross-sectional metal flow lines on the snap after trimming to remove the flash following the preforming. Fig. 17(b) presents the forming and metal flow predictions up to the 1st forging step. Most of the metal flow lines generated during the preforming moved into the flash region. Figs. 17(c) shows the predicted surface metal flow lines, where the folding defects observed in 5(c) were reduced, indicating a smoother metal flow, consistent with the cross-sectional metal flow in Fig. 17(b). Fig. 17(d) shows the three-dimensional cross-sectional metal flow within the snap, including the metal flow information in the thickness direction. The two sections without identifiable metal flow lines are shown in Fig. 17(d). Section A corresponds to the shear section of the snap,

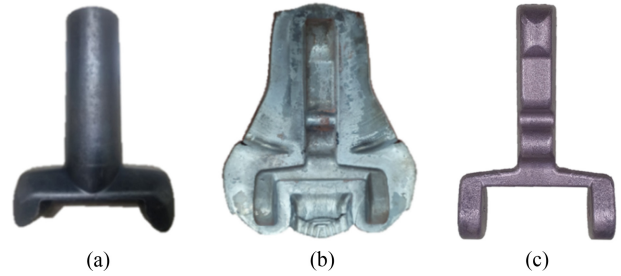


Fig. 18 Specimen production in multi-stage process: (a) After preform, (b) After forging, and (c) After trimming

where, as shown in the enlarged view in Fig. 17(b), the cross-sectional metal flow lines do not extend to the shear section, but instead move into the flash region, resulting in no visible metal flow lines in Section A. Section B corresponds to the metal flow lines formed within the flash during the forming process, which were removed to improve the visibility of the metal flow within the snap. Cross-sectional metal flow predictions confirmed a smooth metal flow with the application of the preform die, and no folding defects were observed.

Fig. 18 shows the prototype manufacturing process of the multi-stage process using the preform die and the 1st forging die. Fig. 18(a) shows the preformed part after the 1st process. The preform die satisfied the design criteria, and buckling did not occur during the forming process. In addition, the preformed shape of the snap matched the analysis results. Fig. 18(b) shows the forged part formed using the 1st forging die on the preformed part. Fig. 18(c) shows the prototype after trimming the forged part. Through preforming, simultaneous forming of all areas in the 1st forging process was achieved, and no folding defects were observed on the surface of the prototype, confirming that the preform die met the intended design criteria.

To verify the results of the metal flow analysis, a metal flow experiment was conducted using a prototype specimen. First, the snap of the specimen was cut vertically through the center to obtain a cross-sectional sample of the snap. Contaminants on the surface of the cut section were removed during the cutting process. The etchant was prepared using distilled water and hydrochloric acid at a 1:1 ratio. The temperature of the etchant was maintained at 80 °C and the specimen was immersed for 30 min for etching. After etching, the specimen was rinsed with distilled water and dried to observe the cross-sectional surface. A comparison of the metal flow experiment and the analysis results is shown in Fig. 19. The results indicated a metal flow similar to the predicted metal flow, with no folding defects. This provides important evidence supporting the validity of die design and demonstrates that analysis-based predictions are reliable in actual processes.

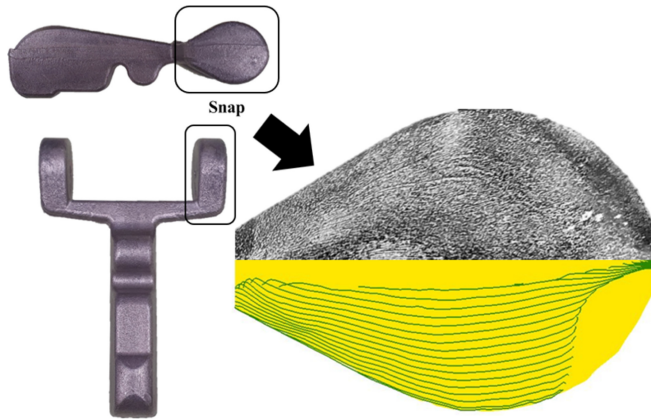


Fig. 19 Comparison of metal flow experiment and prediction results

6. Conclusion

This study presented various approaches to prevent folding defects that occur in the forging process. The research results can be summarized as follows:

(1) Through three-dimensional finite element analysis, it was confirmed that folding defects arise from differences in material levels and the resulting uneven filling times. This highlights the necessity for precise analysis of metal flow to address folding defects in the forging process.

(2) A preform die was designed to prevent folding defects. Multi-stage forging analysis using the preform die confirmed that filling occurred simultaneously in all areas of the die, demonstrating that the preform die effectively prevents folding defects.

(3) After applying the preform die, the surface folding defects of 12 and 7 mm and a depth of 2 mm in the snap area were improved, and the resulting effective stress was reduced by approximately 31.3%. The final product demonstrated superior structural strength and durability compared to the conventional process.

(4) The metal flow experiment confirmed that the folding defects were improved and that the metal flow path was consistent with the simulation results. This proves that the simulation results are reliable in actual product manufacturing.

This study emphasizes the necessity of preform die design to address folding defects, demonstrating that stable and high-strength products can be manufactured. These findings are expected to contribute to quality improvements in forging processes across various industries, including aerospace components.

ACKNOWLEDGEMENT

This work was partly supported by the Convergence Production Advancement Technology Development Project of the Korea Institute of Industrial Technology [No. KITECH-EH-25-0003] and the Development of New Products Subject to Purchase Conditions of MSS [No. S3345198].

REFERENCES

1. Eom, J. G., Jeong, S. W., Joun, M. S., (2013), Metal forming simulation with emphasis on metal flow lines and its applications, *Transactions of Materials Processing*, 22(6), 233-327.
2. Gronostajski, Z., Pater, Z., Madej, L., Gontarz, A., Lisiecki, L., Lukaszek-Solek, A., Luksza, J., Mroz, S., Muskalski, Z., Muzykiwicz, W., Pietrzyk, M., Sliwa, R. E., Tomczak, J., Wiewiorowska, S., Winiarski, G., Zasadzinski, J., Ziolkiewicz, S., (2019), Recent development trends in metal forming, *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, 19, 898-941.
3. Behrens, B.-A., Volk, W., Maier, D., Scandola, L., Ott, M., Brunotte, K., Buedenbender, C., Till, M., (2020), A combined numerical and experimental investigation on deterministic deviations in hot forging processes, *Procedia Manufacturing*, 47, 295-300.
4. Grim, R., Popela, R., Jebáček, I., Horák, M., Šplíchal, J., (2023), Determination of the parachute harness critical load based on load distribution into individual straps with respect of the skydiver's body position, *Aerospace*, 10(1), 83.
5. Zhang, S. Y., Yu, L., Masarati, P., Qiu, B. W., (2022), New general correlations for opening shock factor of ram-air parachute airdrop system, *Aerospace Science and Technology*, 129, 107844.
6. Gao, P., Yan, X., Fei, M., Zhan, M., Li, Y., (2019), Formation mechanisms and rules of typical types of folding defects during die forging, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 104, 1603-1612.
7. Ge, X., Yu, Y., Yu, H., Wang, G., (2023), Study on folding defect elimination method of track link forging based on preforming design, *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, 24(1), 61-71.
8. Chiang, M.-Y., Hu, J.-W., Hsiao, T.-C., Tsai, M.-C., Huang, S.-C., (2023), The optimization design of pre-forming for forging automobile parts using taguchi method based grey relational analysis, *Advances in Mechanical Engineering*, 15(6), 16878132231183531.
9. Seo, W., Min, B., Park, K., Ra, S., Lee, S., Kim, J., Kim, J., (2011), Design of cold heading process of a screw for storage parts, *Transactions of Materials Processing*, 20(1), 48-53.

10. Ko, D. C., An, J. H., Jang, M. J., Bae, J. H., Kim, C. H., Kim, B. M., (2008), Process design of seat rail in automobile by the advanced high strength steel of dp780, Transactions of Materials Processing, 17(3), 197-202.
11. Song, W.-J., Heo, S.-C., Ku, T.-W., Kim, J., Kang, B.-S., (2008), Evaluation of formability on hydroformed part for automobile based on finite element analysis, Transactions of Materials Processing, 17(1), 52-58.
12. Obiko, J. O., Mwema, F. M., Bodunrin, M. O., (2019), Finite element simulation of X20CrMoV121 steel billet forging process using the Deform 3D software, SN Applied Sciences, 1, 1044.
13. Ku, T. W., (2023), Residual stress prediction and hardness evaluation within cross ball grooved inner race by cold upsetting process, Transactions of Materials Processing, 32(4), 180-188.
14. Razali, M. K., Kim, S. W., Irani, M., Kim, M. C., Joun, M. S., (2021), Practical quantification of the effects of flow stress, friction, microstructural properties, and the tribological environment on macro- and micro-structure formation during hot forging, Tribology International, 164, 107226.
15. Choi, M. H., Jin, H. T., Joun, M. S., (2015), Effect of flow stress, friction, temperature, and velocity on finite element predictions of metal flow lines in forgings, Transactions of Materials Processing, 24(4), 227-233.
16. Matsumoto, R., Osumi, Y., Utsunomiya, H., (2014), Reduction of friction of steel covered with oxide scale in hot forging, Journal of Materials Processing Technology, 214, 651-659
17. Jhonthong, N., Talangkun, S., (2023), Design of the semi-closed die for shaping the thick coin-like carbon steel parts in a single operation, SN Applied Sciences, 5, 176.



Jeong Gon Kim

is currently an M.S. candidate in the Department of Nanomechanics Engineering at Pusan National University, Busan, Korea, and is a member of the Advanced Mobility Components Group at the Korea Institute of Industrial Technology (KITECH). His research interests include plastic deformation and forging processes.
E-mail: r4r5t@kitech.re.kr



Sung Yun Lee

is a senior researcher at the Advanced Mobility Components Group of the Korea Institute of Industrial Technology (KITECH). His research interests include materials science and plastic deformation processes.
E-mail: yunskills@kitech.re.kr



Jin Su Ha

is currently a Ph.D. candidate in the Department of Nanomechanics Engineering at Pusan National University, Busan, Korea, and is a member of the Advanced Mobility Components Group at the Korea Institute of Industrial Technology (KITECH). His research interests include materials science and deep learning.

E-mail: jinsu302@kitech.re.kr



Soo Bin Han

is currently a Ph.D. candidate in the Department of Materials Science and Metallurgical Engineering, Kyungpook National University, Daegu, Korea, and is a member of the Advanced Mobility Components Group at the Korea Institute of Industrial Technology (KITECH). Her research interests include materials science.

E-mail: soobin35@kitech.re.kr



Seong Uk Kwon

is the CEO of Dae Sung Forge and received his B.S. degree from Daegu Catholic University, Korea. His research interests include plastic deformation and forging processes.

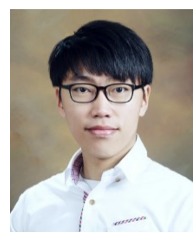
E-mail: daesungforge@naver.com



Dae Cheol Ko

is a Professor in the Department of Nanomechanics Engineering at Pusan National University, Busan, Korea. His research fields include sheet metal forming, hot stamping, and green forming technology.

E-mail: dcko@pusan.ac.kr



Jin Seok Jang

is a principal researcher at the Mobility Components Group of the Korea Institute of Industrial Technology. His research focuses on machinery system equipment diagnosis, vibration analysis, automation and monitoring of manufacturing processes, and machine vision.

E-mail: jsjang@kitech.re.kr

딥러닝 기반 실리콘 캐소드 미세 구멍 가공 치수의 대면적 검사 방법

Large-area Inspection Method for Machined Micro Hole Dimension Measurement Using Deep Learning in Silicon Cathodes

채종혁^{1,2}, 이동규¹, 오승훈¹, 노유정^{2,#}
Jonghyeok Chae^{1,2}, Dongkyu Lee¹, Seunghun Oh¹, and Yoojeong Noh^{2,#}

¹ 한국전자기술연구원 산업데이터융합연구센터 (Industrial Big Data Convergence Research Center, Korea Electronics Technology Institute)
² 부산대학교 기계공학부 (School of Mechanical Engineering, Pusan National University)
Corresponding Author / E-mail: yoonoh@pusan.ac.kr, TEL: [REDACTED]
ORCID: 0000-0003-0342-5189

KEYWORDS: Silicon cathode (실리콘 캐소드), Vision inspection (비전 검사), Object detection (객체 검출), Super resolution (초해상화), Micro hole diameter (미세 구멍 직경)

In this study, we propose a deep learning-based method for large-area inspection aimed at the high-speed detection of micro hole diameters. Micro holes are detected and stored in large images using YOLOv8, an object detection model. A super-resolution technique utilizing ESRGAN, an adversarial neural network, is applied to images of small micro holes, enhancing them to high resolution before measuring their diameters through image processing. When comparing the diameters measured after 8x super-resolution with the results from existing inspection equipment, the average error rate is remarkably low at 0.504%. The time taken to measure an image of one micro hole is 0.470 seconds, which is ten times faster than previous inspection methods. These results can significantly contribute to high-speed measurement and quality improvement through deep learning.

Manuscript received: September 19, 2024 / Revised: November 11, 2024 / Accepted: November 20, 2024

1. 서론

실리콘 캐소드(Si-Cathode)는 전극(Electrode)이라고도 하며, 반도체 제조공정 중 플라즈마 에칭(Plasma Etching) 공정에서 챔버 내에 가스를 흘리고 전압을 가해 플라즈마를 형성하는 과정에서 핵심적인 역할을 한다. 마이크로 드릴 공구로 실리콘 캐소드의 미세 구멍을 가공하는 과정에서 캐소드 내 결함이나 균열 등이 있을 경우, 충격에 의한 균열 전파가 이루어져 파티클이 발생하거나 부품의 수명을 단축하는 결과를 초래한다. 또한, 가공된 미세 구멍의 직경오차와 진원도가 균일하지 않을 경우, 식각 속도가 일정하지 않아 칩(Chip)의 부위별 모양이 달라지고, 특정 부위의 칩이 제대로 동작하지 않는 불량 가능성이 높다. 따라서, 캐소드의 미세 구멍은 정밀하게 가공되어 균일도를 유지하기 위해 직경오차와 진원도를 엄격하게 관리해야 한다[1-3]. 최근 반도체 집적도 향상에 따른 패턴 선포 미세화와

웨이퍼의 대구경화로 인해, 챔버 내 식각 고밀도 및 고직진성 플라즈마 조성을 위한 고품질·고정밀의 실리콘 캐소드의 미세 구멍 가공과 치수 검사가 요구된다. 반도체 건식 식각 장비(Dry-Etcher)에서 진공 분위기를 만드는 실리콘 캐소드는 수 천 개의 미세 구멍을 전수 검사하여 품질을 확보해야 하지만, 양산 과정에서 완제품 생성 후 수천 번의 미세 구멍 검사는 생산 경쟁력 확보에 큰 어려움을 초래한다.

치수 검사는 제조 과정에서 결함과 설계 규격을 확인하기 위한 핵심적인 품질 관리 절차이다. 선행 연구에 따르면, 영상 기반의 머신 비전(Machine Vision)은 다양한 형상을 유연하게 검사하여 불량 및 치수 결함을 효과적으로 검출할 수 있는 이점이 있으며, 비용 절감, 검사 효율성, 정확도 측면에서도 우수해 널리 활용되고 있다[4].

정밀 가공품의 미세한 결함을 검출하기 위해서는 고화질 및 고배율의 영상을 필요로 하는데, 검사 정밀도에 따라 고가의 조명과

산업용 카메라가 각각 요구되어 현장 적용이 어렵고 비경제적인 문제가 있다. 이로 인해 최근에는 현장 비용을 줄이기 위해 저해상도 카메라 장치를 활용하여 장치 검사를 수행하려는 연구들이 활발히 진행되고 있다[5,6]. 그러나, 저해상도 영상을 입력으로 활용하면 경제성은 확보할 수 있지만, 해상도의 한계로 좁은 영역만 검사할 수 있다는 단점이 있다.

최근 다양한 연구에서는 초해상화(Super-Resolution, SR) 기법을 적용하여 기존 영상 정보의 해상도를 증폭시키고 이를 활용하여 성능을 개선하였다. Yoo 등은 드론 사진의 해상도를 향상시키기 위해 딥러닝 기반의 초해상화 기술을 적용했으며, Enhanced Deep Residual Networks for Single Image Super-Resolution (EDSR)와 Super-Resolution GAN (SRGAN) 모델을 이용해 탐지 및 인식을 향상시키는 전처리로 활용하였다[7]. Mun 등은 전기 설비의 디스플레이 정보를 영상으로 취득한 후, 초해상화 모델인 Enhanced SRGAN (ESRGAN)을 사용해 고해상도 영상으로 변환함으로써 광학 문자 인식 성능을 향상시켰다[8].

기존 정밀 검사 연구는 장비를 추가하거나 교정하여 검사 정밀도를 분석하는 방식이었다. 그러나 고가의 장비는 현장에 큰 부담이 되며, 하드웨어에 따른 정밀 측정 수준은 측정 속도와 반비례하기 때문에 현장 적용에는 한계가 존재한다. 본 연구는 이러한 문제를 해결하기 위해 기존 검사 장비의 구조 변경 없이 객체 검출과 초해상화 인공지능 모델을 순차적으로 적용하여 대면적 정밀 검사가 가능한 프로세스를 제안하였다. 제안한 프로세스는 실제 가공된 캐소드 시편을 기존 검사 방법과 비교하여 유효성을 검증하였다.

2. 딥러닝 모델 기반 Si-Cathode의 미세 구멍 가공 치수 대면적 검사 방법

2.1 기존 치수 검사 방법

Fig. 1은 측정하고자 하는 실리콘 캐소드의 전면부(a)와 검출 대상인 미세 구멍(b)의 측정 사진을 나타낸다. 시편 크기는 12 inch (30.48 cm)이며, 미세 구멍의 직경 사양은 450 μm 로, 시편 크기에 비해 매우 작다.

본 연구에서는 알고리즘의 시험 검증을 위해 미세 구멍의 직경은 동일하게 하고 미세 구멍간 간격은 2 mm로 가공하여 시험용 시편을 제작하였다. 가공 시험 시편은 총 6,000개의 미세 구멍을 가지며, 가로 100줄, 세로 60줄의 직사각형 배열로 구성된다. 이 시편을 이용하여 본 연구에서 제안하는 프로세스를 기존 검사 방법으로 측정된 실측 값과 비교하였다.

카메라 기반의 기존 측정 검사 방법은 Fig. 2에 나타나 있다. 사용한 장비는 Nikon 사의 VMA이며, 촬영되는 영상은 3.5x 배에서 Field of View (FOV)가 1.33 (w) \times 1.0 mm (h)를 갖는다. 촬영된 영상은 640 \times 480의 영상 크기와 2.15 $\mu\text{m}/\text{pixel}$ 의 픽셀 해상도(Pixel Resolution)로 얻어진다. 기존 검사 방법에서는

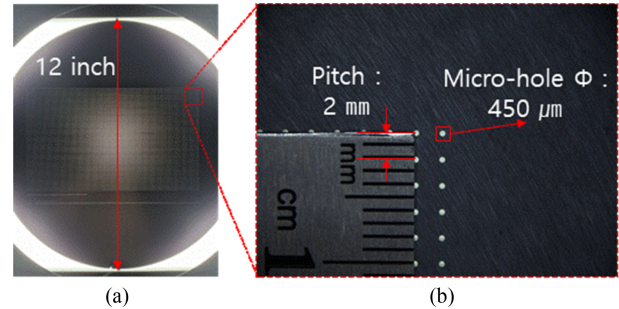


Fig. 1 Si-Cathode specimen

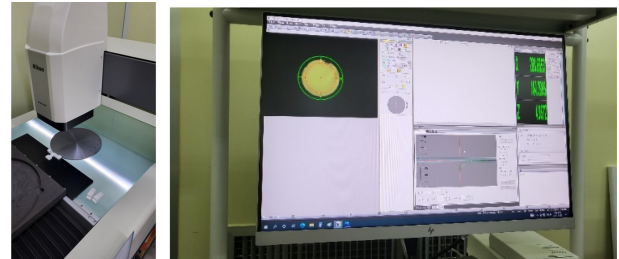


Fig. 2 Method for measuring micro hole diameter using existing inspection equipment

450 μm 크기의 홀을 확대한 후, 모션 컨트롤러를 이동하며 자동으로 측정한다. 이때, 렌즈 배율은 3.5x 배, 초점 거리는 15 cm로 조정한다. 한 개의 홀을 정밀 측정하는데 걸리는 시간은 모션 이동 및 검사를 포함하여 약 5초 소모되며, 6,000개를 모두 검사하는 데 약 8.33시간(30,000초)이 소모된다.

기존 방법으로 측정된 미세 구멍의 영상을 분석 과정은 Fig. 2에 설명되어 있다. LED 광원을 하단 플레이트에 위치시키고, 촬영 시 빛을 수직 상단으로 투시하여 세척된 시편의 미세 구멍을 통과한 빛의 면적을 촬영한다. 이후 반사된 경계면을 영상 처리하여 직경을 얻어내는 방식이다. 미세 구멍의 영상은 가공면의 차이와 이물질 등을 전처리한 후 특성을 추출한다. 그러나, 한 번에 하나의 미세 구멍만 검사할 수 있어 이 과정을 반복하면 검사 시간이 크게 증가하는 단점이 있다. 이러한 문제를 해결하기 위해 FOV를 증가시켜 다수의 미세 구멍을 동시에 검사할 수 있는 프로세스를 제안하였다.

2.2 딥러닝 기반 Si-Cathode 미세 구멍 대면적 검사 프로세스

제안하는 프로세스는 Fig. 3과 같다. 프로세스 순서는 홀 검사, 초해상화, 검사 분석 부분으로 구분된다. 홀 검사 부분에서는 입력되는 비디오에서 영상 프레임을 획득한 후, YOLOv8 모델을 이용해 학습된 미세 구멍을 검출하고 영상을 추출한다. 이후, 추출된 개별 영상 데이터를 정밀 검사하기 위해 초해상화 부분에서 추출된 미세 구멍 영상의 해상도를 확대한다. 검사 분석 부분에서는 확대된 영상을 영상 처리하여 직경을 추출한다. 해당 프로세스를 통해 시험 시편에서는 최대 1.3 \times 1.1 cm의 범위에서 35개의 미세 구멍 검사가 가능하다. 제안

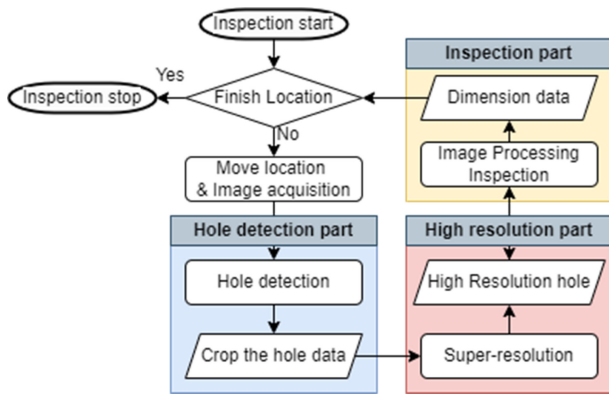


Fig. 3 The proposed process of this study

검사 프로세스에서는 한 번에 35개의 홀을 동시에 검사할 수 있어, 산술적으로 기존 방법 대비 35배 빠른 검사 속도를 제공한다.

2.2.1 직경 치수 검사를 위한 미세 구멍 영상 처리 프로그램 개발

기존 장비에 제한하는 프로세스를 이식하기 어렵기 때문에, 프로그램 개발을 통해 현장에서 기존 사용중인 현미경 측정 검사 방식을 동일한 영상처리 기법으로 모사하고 유사성을 검증하였다. 개발 환경은 NVIDIA GeForce RTX 3060 수준의 GPU를 사용하였으며, 프로그램은 Visual Studio Code에서 Python과 OpenCV 라이브러리를 활용하여 영상 처리를 구현하였다.

직경 치수 계산을 위한 이미지 전처리 순서는 Fig. 4와 같다. 먼저, 촬영된 미세 구멍 치수의 영상을 추출하고 원본 이미지를 읽어온다. 이후, 측정된 영상이 배경과 투과된 계면 간 색상 차이가 뚜렷한 점을 이용하여 영상의 그라디언트(Gradient)를 계산한다. 이를 기반으로 백색 투과면과 배경을 분리한 임계 영상(Threshold Image)을 생성한다. 마이크로 드릴로 가공된 미세 구멍은 원의 형태를 이루고 있어, 원의 중심과 직경을 계산하기 위해 임계 영상에서 배경과 픽셀의 기울기가 큰 경계선을 추출한다. 또한, 동일한 원리를 이용한 minEnclosingCircle 함수를 사용하여 해당 영역에 가장 최소로 접하는 원을 찾아 중심점과 직경을 계산한다. 그러나, 촬영된 미세 구멍의 영상은 세척 이후에도 검사 장비 주변의 눈에 보이지 않는 이물질이나 먼지로 인해 왜곡된 경우가 발생할 수 있다. 이때, 이전 단계에서 얻어진 중심점을 기준으로 경계선을 구성하는 양 끝 픽셀 간 가장 멀리 떨어진 치수를 실제 직경으로 추정하여 치수를 보정하였다.

이때, 측정된 직경의 길이 단위는 영상의 픽셀 이므로, 계산된 직경의 길이를 장비의 픽셀 해상도 값인 2.54 μm/pixel로 곱하여 실제 치수로 환산하였다. 픽셀 해상도 값은 사양 값을 참고하고, 사전에 직경의 길이를 정확히 알고 있는 미세 구멍을 촬영하여 실제 길이를 측정된 픽셀 개수로 나누어 구할 수 있다.

모사한 영상 처리 프로그램을 통해 추정된 직경 값을 실제 측정 값과 비교하여 영상 처리 기법의 활용도를 평가하였다. 평가 방법으로는 검사 장비로부터 얻은 640 × 480 해상도의 실측

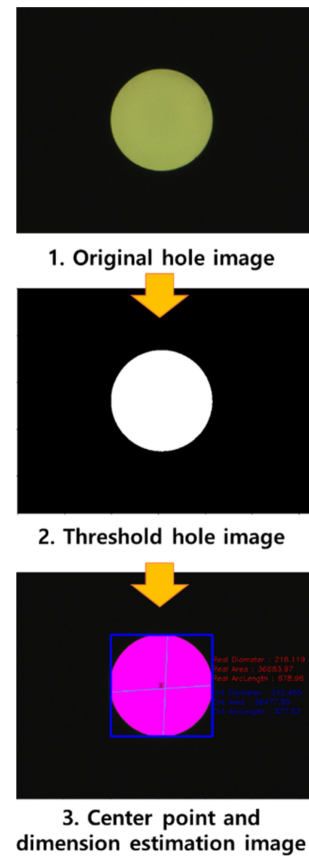


Fig. 4 Hole Image processing procedure

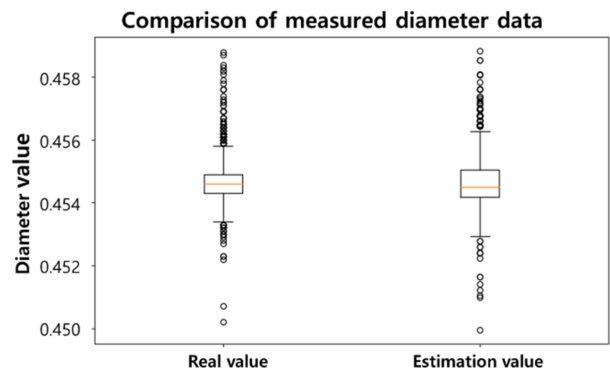


Fig. 5 Comparison of image processing results boxplot

영상을 기반으로 위의 영상 처리 기법을 적용한 후, 실측 값과 비교하였다. 그 결과, 각 미세 구멍 직경의 개별 절대오차 평균은 0.125 μm 수준이며, 오차율 평균은 0.151% 이다. 직경의 실측치와 추정치의 분포는 Fig. 5의 상자수염그림(Boxplot)으로 시각화하였다. 실제 가공 과정에서는 마이크로 드릴의 마모에 따라 가공 치수가 감소하게 된다. 이때, 가공된 전체 미세 구멍 6,000개의 치수에 대해, 실제 측정한 실측 직경(Real Diameter)과 영상 처리 기법으로 추정한 직경(Estimation Diameter)을 Table 1에 비교하여 제시하였다. 6,000개의 직경 치수에 대한 절대 오차를 비교하기 위해 실측 직경과 추정 직경의 평균 및 표준편차를 비교하였으며, 오차 수준이 1/10 μm 수준으로 나타나

Table 1 Comparison of measured diameter

	Mean [mm]	Standard dev. [mm]	Mean error rate [%]
Measured diameter	454.5	0.508	-
Estimated diameter	454.4	0.634	0.151

영상 처리 기법을 품질 검사에 활용할 수 있을 것으로 판단하였다. 이때, 상대오차를 백분율로 나타낸 백분율 오차는 아래 수식 (1)을 이용하여 계산하였다. 여기서 n 은 입력한 이미지의 개수를 나타내고, i 번째 이미지에 대해서 E_i 는 추정치, R_i 는 실측치로 정의된다.

$$\text{Error} [\%] = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left| \frac{R_i - E_i}{R_i} \right| \times 100 \quad (1)$$

2.2.2 대면적 영상 속 미세 구멍 검출 방법

본 연구에서는 영상 내 미세 구멍을 검출하기 위해 딥러닝 기반 객체 검출 방법을 도입하였다. YOLOv8은 실시간 객체 탐지를 위한 최신 YOLO(You Only Look Once) 모델로, 경량화와 성능 향상을 목표로 개발되었다[9]. 이 모델은 입력 이미지를 그리드로 나누어 각 그리드 셀에서 객체의 존재 확률과 경계 상자의 위치를 직접 예측한다. YOLOv8은 ResNet과 같은 딥러닝 아키텍처를 백본 네트워크로 사용하여 특징을 추출하며, 다양한 컴퓨터 비전 작업에서 뛰어난 성능을 발휘한다

YOLOv8의 검출 프로세스는 다음과 같은 순서를 따른다. 먼저, 입력된 영상을 모델의 입력층으로 전달하고, 백본 네트워크에서 영상 내 다양한 특성을 추출한다. 이 정보를 객체 탐지 네트워크로 전달하여 다양한 크기의 그리드 셀로 이미지를 세분화하고, 각 셀에서 객체의 위치와 분류에 대한 정보를 예측한다. 예측된 정보는 객체의 좌표, 분류 값, 예측 확률 등의 정보를 포함하는 사각형의 박스로 시각화된다.

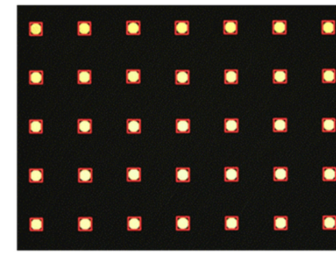
본 연구에서는 ImageNet 데이터로 사전 학습된 YOLOv8을 기본 네트워크로 활용하여, 시험 시편의 데이터를 직접 라벨링하고 전이 학습을 진행하였다. 시험 시편에서 활용한 다수의 미세 구멍 영상을 바탕으로 작은 미세 구멍 영상들을 학습 데이터로 확보하였다. 이후, 전이 학습된 모델을 이용하여 미세 구멍의 객체 검출을 수행하였다. 아래 Fig. 6은 전이학습 모델을 통해 영상처리에 활용할 미세 구멍 영상들을 검출하는 과정을 보여준다.

2.2.3 대면적화 검사를 위한 초해상화 방법

추출된 미세 구멍 영상의 크기는 35×35 픽셀 해상도를 갖는다. 이는 직경을 추정하는 영상 처리 알고리즘에 픽셀 해상도가 $2.15 \mu\text{m}$ 에 비해 매우 낮은 $12.85 \mu\text{m}$ 수준이므로, 한 픽셀 당 약 6배의 정보 손실이 발생한다. 따라서, 기존의 검사 방법과 비교하기 위해서는 영상 자체의 해상도를 대폭 높일 필요가 있다.

본 연구에서는 초해상화 모델로 ESRGAN을 사용하였다[10].

Micro-hole detection



Detected micro-hole images



Fig. 6 Example of labeling data used for learning micro hole detection

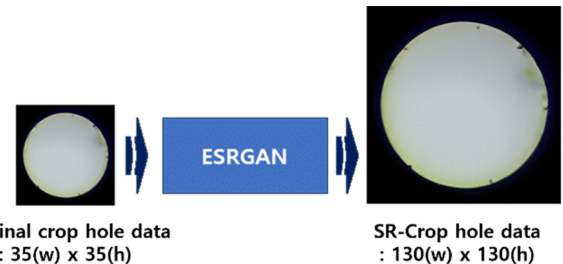


Fig. 7 Micro hole data using super-resolution techniques

ESRGAN은 적대적 생성 신경망을 활용한 초해상화 기법인 SRGAN 구조를 기반으로 하며, ResNet의 잔차 학습과 DenseNet의 조밀한 연결 구조를 적용하여 네트워크 깊이를 더욱 깊게 하고 비선형성을 높여 풍부한 특징을 추출할 수 있도록 설계되었다. 이를 통해 데이터 학습을 통해 더 높은 특징 인식률을 얻을 수 있다. 본 연구에서는 ESRGAN의 풍부한 특징 추출 능력을 활용하여 대면적 영상에서 검출된 미세 구멍 영상의 픽셀 해상도를 높임으로써 구멍 직경 측정의 정밀도를 향상시키는 초해상화 기법을 적용하였다. Fig. 7은 ESRGAN 모델을 미세 구멍 영상에 적용한 그림이다.

3. 실험 및 고찰

3.1 실험 데이터셋 준비

제한한 프로세스를 학습하고 평가하기 위해 본 논문에서 마이크로 드릴을 이용하여 직경 사양이 $450 \mu\text{m}$ 인 6,000개의

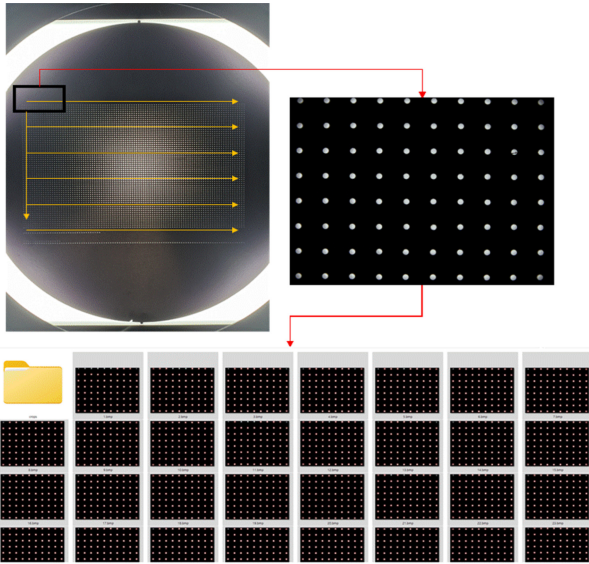


Fig. 8 Large-area image-based object detection experiment

미세 구멍을 직접 가공하고 측정하였다. 이 시편을 검사 대상으로 하여, 본 연구에서 제안하는 대면적 검사 방법의 객체 검출 및 초해상화 결과에 따른 검사 성능 분석과 실행 시간을 기존 방식과 비교하였다. 또한, 실제 측정된 직경 치수와 객체 검출 후 초해상화 전후의 치수를 바탕으로 식(1)의 오차율을 계산하여 평가하였다.

3.2 대면적 영상 기반 미세 구멍 영상 검출

기존 검사 장비에 제작한 시편을 위치시키고, 1x배율의 렌즈로 조정하여 최대 1.3 × 1.1 cm의 범위의 한 영상에서 가로 7개, 세로 5개의 총 35개의 미세 구멍이 촬영되도록 조정하였다. 이와 같은 방식으로 촬영된 대면적 촬영 영상은 총 200개이며, 한 영상당 35개의 미세 구멍이 촬영되어 시편 전체 6,000개의 미세 구멍을 분석하였다. 대면적 영상을 이용하여 객체 검출을 시도하고, 해당 미세 구멍 영상들을 모두 부분 추출하였다. 아래 Fig. 9와 같이 시편에 포함된 모든 미세 구멍은 중복 없이 6,000개가 모두 검출되어 치수 검사 결과에 활용될 수 있도록 하였다.

3.3 영상 초해상화 추출 성능 평가

대면적 검사를 수행하는데 앞서, 저해상도로 추출된 미세 구멍 영상의 픽셀 크기는 약 35(w) × 35(h) 해상도를 갖는다. 직경 사양이 450 μm임을 고려할 때, 1픽셀 당 약 12.85 μm에 해당한다. 기존 검사 방식에서는 216(w) × 216(h) 크기의 영상에서 1픽셀당 2.05 μm의 해상도로 직경을 추정하였다. 따라서 기존 검사 방식과 유사한 수준으로 비교하기 위해, 가로 x4(4배) 및 세로 x4(4배)의 초해상화를 통해 픽셀 해상도를 확보하는 것이 필요하다. Fig. 9는 초해상화 전과 후를 동일한 크기로 비교한 결과이다. 초해상화 후 질감과 추정되는 크기를 더 선명하게 비교할 수 있다.

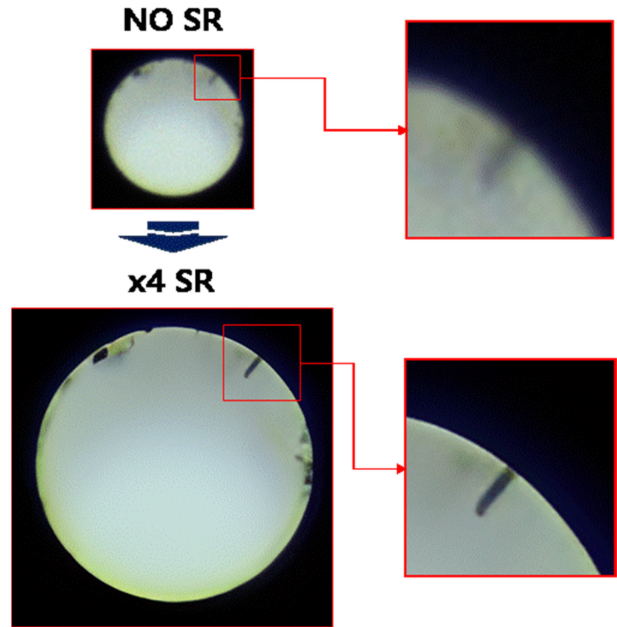


Fig. 9 Comparison before and after super resolution

Table 2 Comparison of super-resolution results

	No SR	x4	x8
Pixel resolution	12.85	5.01	2.50
Error [%]	0.7072	0.5440	0.5042
Time [s/image]	0.001	0.320	0.470

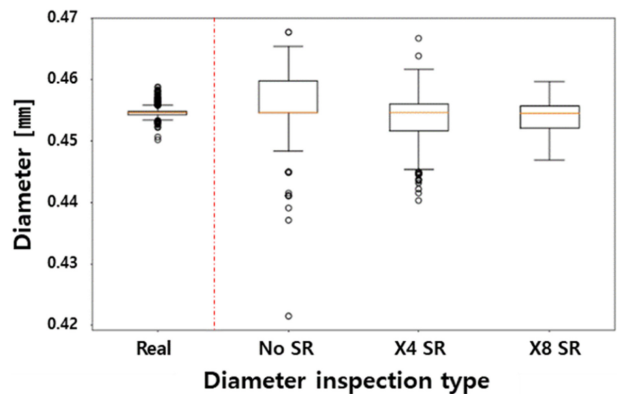


Fig. 10 Comparison before and after super resolution

대면적 촬영 영상에서 초해상화를 진행하지 않은 미세 구멍의 영상의 픽셀 해상도는 12.85 μm/pixel이다. 이후, 초해상화 모델을 사용하여 4배, 8배 수준의 고해상도로 개선한 결과는 아래 Table 2와 같이 약 5.01, 2.50 μm/pixel 수준으로 감소하여 초해상화를 적용하지 않은 영상 대비 더욱 정밀한 정보를 표현할 수 있었다. 식(1)을 이용해 측정 오차율을 계산한 결과, 초해상화 배율이 증가함에 따라 오차율도 감소하는 것을 확인할 수 있었다. 1개의 미세 구멍을 초해상화한 후 직경 측정하는 데 걸리는 시간은 x4 초해상화의 경우 0.001 s, x8 초해상화의 경우

0.470 s가 소요되었다. Fig. 10은 상자수염그림을 이용하여 좌측부터 실측 값, 초해상화 전, 후 (x4, x8) 값의 분포를 보여준다. 고해상화가 될수록 정보 추정치의 정확도가 향상되었으며, 추정 오류의 산포가 감소함을 확인할 수 있다.

4. 결론

본 논문에서는 미세 구멍 가공 치수를 고속으로 검사하기 위해 광각으로 대면적 영상을 획득하여 딥러닝 모델과 영상처리 기술을 적용한 프로세스를 제안하였다. 기존의 방식은 수천 개의 미세 구멍마다 영상을 획득하여 치수를 검사했으나, 제안된 방식은 넓은 영역을 한 번에 검사하며 객체 탐지와 초해상화 복원 딥러닝 기법을 주로 활용하였다. 결과적으로 직경 측정 오차율은 0.5042% 수준으로, 기존의 치수를 개당 0.470 s 이내로 측정할 수 있다. 이는 기존의 1개당 약 5 s가 소요되던 검사 시간에 비해 모션 컨트롤러의 이동 없이도 측정 효율이 10배 이상 향상되었음을 보여준다. 따라서 제안하는 방법을 활용하면 정밀 부품의 대면적화 측정을 통해 빠른 검사를 진행할 수 있다.

개발된 검사 프로세스는 기존 영상 장치의 사양을 변경하지 않고, 속도와 정확도가 높은 딥러닝 모델을 학습하여 적용하였다. 제안된 프로세스를 실무에서 활용하기 위해서는 현장의 검사 시편을 이용한 치수 검사의 교정과 같은 정밀 고도화 기술 개발이 추가로 필요하다. 또한, 대면적 영상 프레임들을 이어 붙여 정합 하여 연산 처리하고, 검사 장치 이동을 독립적으로 구동하는 것도 실무에서 활용 가능한 방법이다. 향후, 현장 적용을 위해 컨트롤러와 연계한 자동 측정 기능을 추가하여 편의성을 개선하고, 검사 정확성을 높이기 위한 알고리즘 개발을 진행할 예정이다.

ACKNOWLEDGEMENT

본 논문은 중소벤처기업부에서 지원하는 2024년도 산학연플랫폼 협력기술개발 (R&D) 및 중소기업 기술혁신개발(Nos. 2420003527 and 2420000604)의 연구수행으로 인한 결과물임. 또한 2024년도 산업통상자원부(MOTIE) 및 한국산업단지공단의 연구비 지원으로 수행되었음(SG20240201). 연구에 도움을 주신 (주)제이머터리얼즈에 감사드립니다.

REFERENCES

1. Eum, J.-H., Chae, J.-M., Pee, J.-H., Lee, S.-M., Choi, K., Kim, S.-J., Hong, T.-S., Hwang, C.-H., Ahn, H.-J., (2010), Effect of defects on lifetime of silicon electrodes and rings in plasma etcher, *Journal of the Korean Crystal Growth and Crystal Technology*, 20(2), 101-105.
2. Out of Roundness, Measurement of roundness. <http://kosaka.co.kr>
3. Lee, E. Y., Choi, W. K., Yoo, J. H., (2017), Cutting condition optimization of micro hole for single crystal silicon, *Journal of the Korean Society for Precision Engineering*, 34(8), 551-555.
4. Mital, A., Govindaraju, M., Subramani, B., (1998), A comparison between manual and hybrid methods in parts inspection, *Integrated Manufacturing Systems*, 9(6), 344-349.
5. Kang, M., Cheoi, K. J., Ko, P., (2023), Simultaneous multi-position and multi-part vision inspection with low-cost UVC cameras, *Journal of Korea Multimedia Society*, 26(9), 1097-1104.
6. Ko, K. W., Lee, J. Y., (2023), Development of a visual inspection system for wafer handling with collets, *Journal of the Korean Society of Manufacturing Technology Engineers*, 32(1), 29-36.
7. Yoo, S., Kim, P., Youn, J., (2023), Improving the spatial resolution of drone images using a deep learning-based super-resolution, *Journal of the Korean Society of Surveying, Geodesy, Photogrammetry and Cartography*, 41(6), 651-660.
8. Song, H.-J., Mun, J.-H., Lee, K.-Y., Chae, D.-J., Lim, S.-T., (2022), A study on status information extraction of electrical installations through image super-resolution based on ESRGAN, *The Transactions of The Korean Institute of Electrical Engineers*, 71(10), 1497-1504.
9. Kim, C. D., Baek, S. W., Chung, W. J., Lee, C. W., (2024), Defect detection in the forging process of wheel nut products through object detection, *Journal of the Korean Society for Precision Engineering*, 41(4), 279-286.
10. Wang, X., Yu, K., Wu, S., Gu, J., Liu, Y., Dong, C., Qiao, Y., Change Loy, C., (2018), ESRGAN: Enhanced super-resolution generative adversarial networks, *Proceedings of the European Conference on Computer Vision (ECCV) Workshops*.

**Jonghyeok Chae**

Ph.D. candidate in the School of Mechanical Engineering, Pusan National University and Senior Researcher at KETI. His research interests include machine vision and PHM.
E-mail: jhchae@keti.re.kr

**Dongkyu Lee**

Received Ph. D. degree from the School of Electronic and Electrical Engineering at Kyungpook National University in 2024. He has been working as a Senior Researcher at KETI since 2024. His research interests include energy-efficient edge devices with hardware acceleration.
E-mail: dklee@keti.re.kr

**Seunghun Oh**

Received a Ph. D. degree from the School of Nano Engineering, Pusan National University in 2011. He has been working as a Chief Researcher at KETI since 2011. His research interests include sensors, signal processing, and semiconductors.
E-mail: shoh@keti.re.kr

**Yoojeong Noh**

Professor in the School of Mechanical Engineering at Pusan national University. Her research interests include uncertainty quantification, surrogate modeling, and PHM.
E-mail: yoonoh@pusan.ac.kr

구멍-핀 패턴 조립의 부동 개선과 과잉제약 해소를 위한 설계 방안 수치 연구

Numerical Study on Design Approaches for Reduction of Float and Elimination of Over-constraints in Hole-pin Pattern Assembly

이정훈¹, 임현준^{1,#}
Jung Hun Lee¹ and Hyunjune Yim^{1,#}

¹ 홍익대학교 기계시스템디자인공학과 (Department of Mechanical and System Design Engineering, Hongik University)
Corresponding Author / E-mail: hjyim@hongik.ac.kr, TEL: +82-2-320-1489
ORCID: 0000-0001-9486-3496

KEYWORDS: Hole-pin pattern assembly (구멍-핀 패턴 조립), Part float (부품 부동), Tolerance analysis (공차해석), Tolerance design (공차설계), Proper/Exact constraint (적정제약), Over-constraint (과잉제약)

This paper addresses the issue of over-constrained assembly in mechanical designs using hole-pin patterns. When two hole-pin pairs are used, they can cause interference between components, leading to assembly failures. To mitigate this, designers often enlarge holes relative to pins to have a large float. However, when functional requirements do not permit significant float, field design engineers tend to add more assembly features, hoping them to mutually limit the float allowed by others. This numerical study employed two commercial tolerance analysis programs to demonstrate that these design changes could not sufficiently reduce float to justify added costs. Instead, this paper proposed an exactly-constrained design by replacing one of the holes with an elongated hole. Numerical analysis showed that this approach significantly reduced float compared to current design practices. This paper logically explains why this must be the case. It is hoped that this study contributes to the advancement of mechanical assembly design practices by adopting the exact constraint concept.

Manuscript received: October 4, 2024 / Revised: November 25, 2024 / Accepted: December 2, 2024

NOMENCLATURE

$\Delta\phi_{h/p}$	=	Size Tolerance of Hole/Pin
$\phi_{h/p, WCB}$	=	Worst Case Boundary Diameter of Hole/Pin
$\phi_{h/p, MMC}$	=	Maximum Material Condition Diameter of Hole/Pin
$\phi_{h/p, LMC}$	=	Least Material Condition Diameter of Hole/Pin
$r_{x/y, max}$	=	Maximum Case-specific Float Range of x or y Displacement
$r_{\theta, max}$	=	Maximum Case-specific Float Range of Rotation
$R_{x/y, max}$	=	Maximum Float Range of x or y Displacement in Mass Production
$R_{\theta, max}$	=	Maximum Float Range of Rotation in Mass Production

$R_{x/y, prob}$	=	Probabilistic Float Range of x or y Displacement in Mass Production
$R_{\theta, prob}$	=	Probabilistic Float Range of Rotation in Mass Production
TOP	=	Tolerance of Position
w_s	=	Width of Slot

1. 서론

조립체의 기하품질(Geometric Quality)은 기능, 신뢰성, 심미성 등 다양한 관점에서 중요한데, 제품의 성능이 고도화되고 구매자의 요구가 까다로워지면서 그 중요도가 더욱 커지고 있다.

이에 따라 제품설계, 공정설계, 구매, 생산, 검사, 품질관리 등 제품의 기하품질에 영향을 주는 모든 부서의 전사적 협업을 통해 기하품질을 확보하도록 하는 공차공학(Dimensional Engineering/Management)이 제품 개발 프로세스의 중요 기술이 되고 있다[1].

공차공학 중 제품설계 단계에서는 부품 사이의 조립을 어떻게 할지를 결정하는 조립설계(Design of Assembly)가 중요하다. 조립설계의 주된 내용은 편차가 있어도 기하품질이 크게 저하되지 않는 강건(Robust)한 조립구조를 고안하는 것이며, 그 시작은 부품 사이의 자유도 제약 관계를 잘 결정하는 것이다[2,3]. 자유도 제약은 부품들이 가지고 있는 조립형체(Assembly Features), 즉 평면, 구멍, 핀 등의 형체들이 서로 접촉하면서 이루어지는데, 이때 과잉제약(Over-constraint)을 피하고 적정제약(Exact Constraint)을 구현하는 것이 중요하다. 이는, 과잉제약이 되면 부품들이 간섭되어 조립이 안 되거나 변형과 응력이 발생하는 등 품질 저하를 일으키기 때문이다.

본 논문에서는 가장 흔한 조립구조인 구멍-핀 패턴 조립의 과잉제약과 부동(Float)을 다룬다. 이와 관련된 분야의 기존 연구를 살펴보면, 우선 조립형체들이 갖는 공차를 확률적으로 표현하고 그 효과를 수치 모델링하는 연구들이 있다. 예를 들어, Lee & Yi는 공차와 간극(Clearance)의 확률분포를 여러 확률분포 함수로 가정하고 몬테카를로 시뮬레이션을 수행하여 조립성을 분석했다[4]. 또 Teissandier et al.은 공차역을 정의하는 PACV라는 기하학적 개념을 개발하여 간극을 표현하는 기법을 연구하였다[5]. 다른 관련 연구로서는 로봇 등 기구설계에서 구멍-핀 조인트의 간극이 기구의 성능에 미치는 영향을 연구한 논문들이 있다[6,7]. Kim et al.은 두 개의 구멍에 최대실체조건(MMC)의 기하공차가 주어졌을 때 두 구멍 사이의 재료 두께를 확률분포로 구하는 방법을 개발했다[8]. 비교적 최근에는 Polini가 간극에 따른 부동을 좌표변환의 미소 성분 형태로 표현하고, 부동을 나타내는 변환행렬을 병진 부동 성분과 회전 부동 성분으로 표시한 후 이들의 확률분포를 가정하여 그 영향을 계산하는 방법을 개발하였다[9].

상기한 기존 연구는 모두 구멍-핀 패턴 조립의 공차해석 방법을 개발하는 데 그쳤다. 이에 반해 본 논문은 신뢰도 높은 상용 공차해석 프로그램을 이용하여 구멍-핀 조립설계에서 일어나는 자유도 제약과 부동을 상세히 고찰할 뿐 아니라, 이를 바탕으로 부동을 개선하는 설계 방안들(특히 적정제약 설계 방안)을 비교하며 연구한 점에서 차별화되는 실용 연구이다.

본 논문의 전개 순서는 다음과 같다. 먼저, 두 쌍의 구멍-핀 조립으로 이루어지는 기본 문제를 정의하고, 이 조립구조가 과잉제약임을 설명한다. 기본 문제에서 간섭을 피하고 조립성을 확보하기 위해 부동을 감소해야 함을 설명하고 그 부동량을 해석해와 수치해로 구한다. 다음으로는 부동을 줄이기 위해 현업에서 사용하는 방법, 즉 조립형체를 추가하는 방법의 유효성을 고찰한다. 마지막으로, 기본 문제에서 한 개의 구멍을 장공(Elongated Hole) 또는 슬롯(Slot)으로 변경하는 적정제약 설계 방안을 제시하고, 부동 감소 효과를 고찰한다. 단, 본 논문에서 모든 길이의 단위는 mm이며, 편의상 단위의 기입은 생략한다.

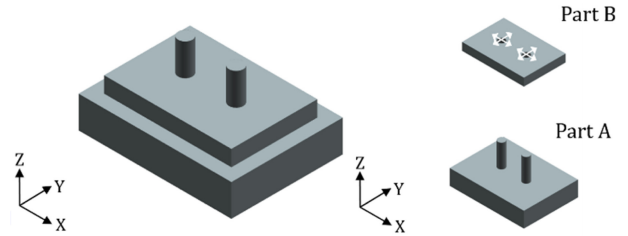


Fig. 1 The base problem with two hole-pin pairs

2. 기본 문제

2.1 문제 설명 및 자유도 제약

이 절에서는 본 논문에서 고찰하는 기본 문제를 정의하고 그 특성을 설명한다. 기본 문제는 Fig. 1에 보인 바와 같이 2개의 핀을 갖는 판형 부품 A와 2개의 구멍을 갖는 판형 부품 B의 조립 문제이다. 이는 흔히 사용되는 구멍-핀(또는 나사) 조립구조의 가장 간단한 형태이다. 참고로, 더 많은 구멍-핀 쌍이 포함되는 경우는 4장에서 다룰 문제의 유형으로 볼 수 있다.

Fig. 1의 두 부품 중 부품 A가 고정되어 있다고 간주하고, 부품 B가 부품 A에 조립되면서 그 자유도가 어떻게 제약되는지 고찰해 보자. 모든 형체는 CAD 모델처럼 완벽한 형상, 방향, 위치를 가지며 모든 구멍과 핀은 동일한 직경을 갖는 것으로 가정한다. 먼저, 두 부품 사이의 평면-평면 조립에 의해 부품 B의 자유도 3개, 즉 Z축 방향 병진과 X축 및 Y축 중심의 회전 자유도가 제약됨을 알 수 있다. 다음으로 2개의 구멍-핀 쌍 각각이 Fig. 1의 흰색 화살표로 표시했듯이 X축 및 Y축 방향 병진 자유도를 제약한다. 이때 Y축 방향 병진 자유도 제약의 중복은, 이 중 하나가 다른 구멍-핀 쌍을 중심으로 하는 회전 자유도를 제약하므로 과잉제약을 일으키지 않고, 자유도 제약을 완성한다. 그러나 X축 방향 병진 자유도 제약의 중복은 과잉제약을 일으키며[2], 이는 구멍-핀 쌍 각각에 의해 결정되는 부품 B의 X 위치가 서로 일치하지 않으면 조립에 실패한다는 뜻이다. 실제 문제에서는 제작 편차로 인해 구멍 사이 거리와 핀 사이 거리가 일치할 수 없으므로 항상 조립에 실패하게 된다. 참고로, Fig. 1의 문제에서 부품 B의 판이 두꺼우면 X축 및 Y축 중심 회전 자유도도 중복하여 제약되지만, 본 논문에서는 부품 B가 충분히 얇은 것으로 간주하여 이를 무시한다.

2.2 기본 문제의 설계

Fig. 1의 문제에서 구멍 사이 거리와 핀 사이 거리가 일치하지 않아도 조립이 가능하게 하려면, 구멍의 직경을 키워야 한다. 이때, 핀 사이 거리와 구멍 사이 거리의 차이가 클수록, 즉 핀과 구멍의 위치공차가 클수록 더 큰 간극이 필요하므로 구멍을 더 크게 해야 한다[10].

기하공차(GD&T) 이론[1,11]에서는, 상기 개념을 적용하여 ‘최악조건 경계(Worst Case Boundary, WCB)’를 근거로 하는 조립보장 설계 방법을 제시한다. 여기서 ‘최악조건 경계(WCB)’란 구멍(또는 핀)이 상대 부품의 핀(또는 구멍)과 조립되는 공정에

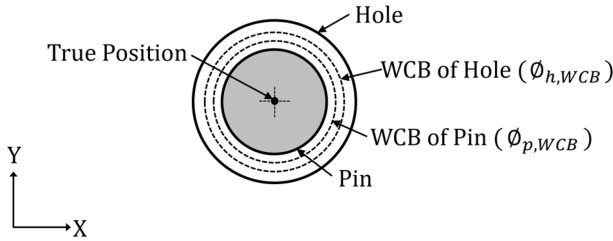


Fig. 2 Assembly-guaranteed design of each hole-pin pair based on the worst-case boundary (WCB) concept

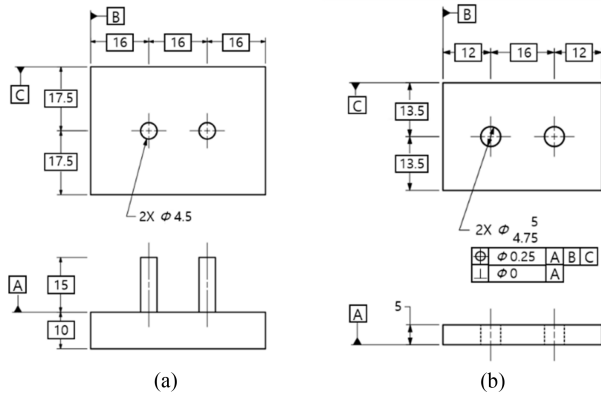


Fig. 3 Part drawings of the base problem, showing size and position tolerances for holes: (a) Part A and (b) Part B. All numbers in [mm]

있어 조립이 가장 어려워지는 조건의 원통 경계면을 의미하는데, 그 중심은 진위치(True Position)에 있고 직경(ϕ_{WCB})은 다음의 식으로 구해진다.

$$\phi_{h,WCB} = \phi_{h,MMC} - TOP_h \quad (1)$$

$$\phi_{p,WCB} = \phi_{p,MMC} + TOP_p \quad (2)$$

식(1)과 식(2)에서 하첨자 h 와 p 는 각각 구멍과 핀을 의미하고, MMC는 Maximum Material Condition의 약자이므로 $\phi_{h,MMC}$ 는 구멍 직경의 최소 허용값, $\phi_{p,MMC}$ 는 핀 직경의 최대 허용값을 의미하며, TOP는 위치도를 뜻한다.

식(1)에서 구한 구멍의 WCB 직경($\phi_{h,WCB}$)이 식(2)에서 구한 핀의 WCB 직경($\phi_{p,WCB}$)보다 크거나 같으면, Fig. 2와 같이 핀의 원통면이 항상 구멍의 원통면 안에 있게 되므로 구멍과 핀이 간섭을 일으킬 수 없고 이들 간 조립이 보장된다. 그러나, Fig. 2에서 보듯이, 이러한 설계에서는 구멍과 핀 사이 간극이 커지게 되어 부품 사이 부동이 커지게 된다. 이 논문에서는, 부동이 가능한 적도록 구멍과 핀의 WCB 직경을 같게($\phi_{h,WCB} = \phi_{p,WCB}$) 설계한다. 즉, 식(1)과 식(2)를 이용하면 다음의 조건이 만족되도록 한다.

$$\phi_{h,MMC} - TOP_h = \phi_{p,MMC} + TOP_p \quad (3)$$

이처럼 WCB 개념에 근거하여 기본 문제의 치수와 공차를 설계하였고, 그 결과 두 부품의 도면은 Fig. 3과 같다. 이 논문에서는 문제를 단순화하기 위해 부품 A에는 공차를 주지 않고

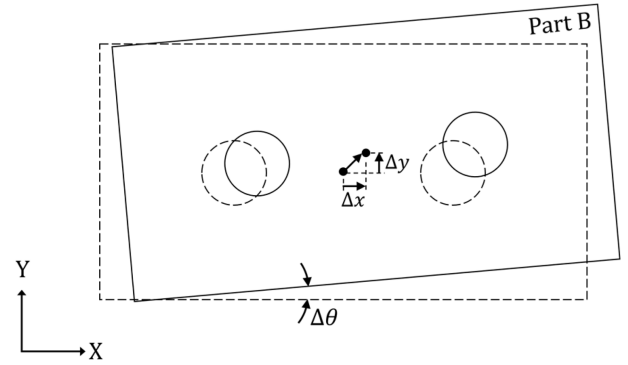


Fig. 4 Three metrics for translational and rotational float of Part B with respect to Part A

부품 B의 구멍에만 크기 공차와 위치도(둘 다 임의 값 0.25 mm)를 주었는데, 이는 하나의 부품에만 공차를 주어도 부품 사이 부동 현상을 관찰할 수 있기 때문이다. 또, 기하공차에서는 구멍의 위치도만큼 방향공차도 허용되는데, 문제를 단순화하기 위해 구멍의 데이터 A에 대한 직각도는 허용하지 않았다. 이는, 부품 B의 판 두께가 얇으면 방향공차의 영향이 적어지므로, 2.1절 끝부분에 언급한 가정을 따른 셈이다.

3. 기본 문제의 부동 분석

3.1 부동의 척도

부품의 부동을 연구하기 위해 정량적인 척도가 필요하다. 본 논문에서는 Polini [3]를 따라, 두 부품이 조립된 상태에서 부품 B가 부품 A에 대해 상대적으로 보이는 면내 부동을 두 구멍 사이 중심점의 면내 변위 Δx , Δy 와 부품 B의 면내 회전각 $\Delta \theta$ 로 측정한다(Fig. 4 참조).

3.2 최대 부동 범위

우선 기본 문제(Fig. 3)에서 부품 B의 부동을 나타내는 Δx , Δy , $\Delta \theta$ 의 최대 범위를 해석적으로 구해보자. 즉, 양(+)과 음(-)의 값을 가질 수 있는 Δx , Δy , $\Delta \theta$ 각각의 최댓값과 최솟값의 차이를 구한다.

부동은 구멍과 핀 사이의 간극이 클수록 커지므로, 부동 범위가 최대가 되는 것은 부품 B의 구멍이 가장 크고(즉 LMC (Least Material Condition)이고) 두 구멍의 위치 오차가 없거나 동일한(즉 동일한 방향으로 동일한 크기의 오차가 있는) 경우이다. 이런 경우의 한 예가 Fig. 5에 있는데, 이때 Δx 나 Δy 의 최대 범위($r_{x,max}$, $r_{y,max}$)는 부품 B가 회전 없이 $\pm x$ 방향이나 $\pm y$ 방향으로 최대로 병진할 때 나타나며, 식(3)을 이용하면 그 값은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} r_{x,max} = r_{y,max} &= \phi_{h,LMC} - \phi_{p,LMC} \\ &= (\phi_{h,MMC} + \Delta\phi_h) - (\phi_{p,MMC} - \Delta\phi_p) \\ &= \Delta\phi_h + \Delta\phi_p + TOP_h + TOP_p \end{aligned} \quad (4)$$

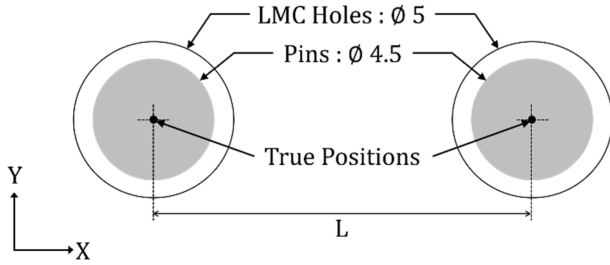


Fig. 5 One situation enabling maximum float in the base problem with two hole-pin pairs. All numbers in [mm]

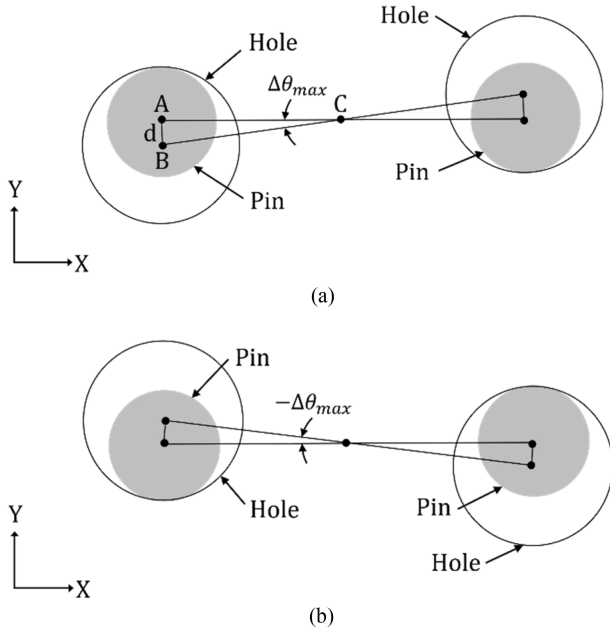


Fig. 6 Two cases of extreme rotational float of Part B, rotated about the midpoint between the holes, with LMC holes and LMC pins and no positional errors as in Fig. 5

식(4)로부터, 병진 부동의 최대 범위는 구멍과 핀의 크기공차 및 위치공차의 총합과 같음을 알 수 있고, Fig. 3의 수치를 대입하면 $r_{x,max} = r_{y,max} = 0.5 \text{ mm}$ 가 된다.

$\Delta\theta$ 의 최대 범위($r_{\theta,max}$)는 Fig. 5의 부품 B가 Figs. 6(a) 및 6(b)와 같이 두 구멍 사이 중점 C를 중심으로 양방향 회전하여 구멍이 핀에 접하는 경우로부터 구할 수 있다. Fig. 7은 Fig. 6(a)의 좌측 핀 중심 A, 좌측 구멍 중심 B, 그리고 중점 C로 이루어지는 삼각형을 보여준다. 한 방향으로 발생할 수 있는 최대 회전 부동각을 $\Delta\theta_{max}$ 라 하면 이는 Fig. 7에서 각 ACB이다. Fig. 5에 보인 바와 같이 두 핀 사이 거리를 L로 정의하면, 선분 AC 및 선분 BC의 길이는 L/2이다. Fig. 6(a)에 보였듯이 구멍과 핀이 접하고 있으므로, 핀과 구멍의 중심 사이 거리, 즉 선분 AB의 길이 d를 구하면 다음 식과 같다.

$$d = \overline{AB} = \frac{\phi_{h,LMC} - \phi_{p,LMC}}{2} \quad (5)$$

Fig. 7에서 $\Delta\theta_{max} = \pi - 2\alpha = \pi - 2 \cos^{-1}(d/L)$ 이고, Fig. 6과

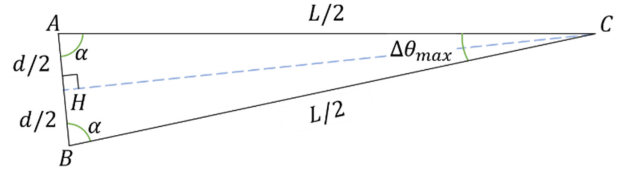


Fig. 7 Triangle formed by points A, B, and C in Fig. 6(a)

같이 양방향 최대 회전 부동각은 동일하므로 회전 부동 범위의 최댓값은 다음과 같이 구해진다.

$$r_{\theta,max} = 2\Delta\theta_{max} = 2\pi - 4 \cos^{-1}\left(\frac{d}{L}\right) \quad (6)$$

이 식에 기본 문제의 수치를 대입하면 $r_{\theta,max} = 3.581^\circ$ 가 된다.

지금까지 고찰한 부동 범위의 최댓값은 하나의 특정 조립품에서 나타날 수 있는 최대 부동 범위를 의미하므로 “제품별 또는 케이스별 최대 부동 범위”라 할 수 있다. 그러나, 대량 생산의 품질 관리에서는 많은 제품에서 일어나는 부동의 산포 전체에서 구한 Δx , Δy , $\Delta\theta$ 의 최대 범위(“양산 최대 부동 범위”)가 측정되고 관리된다. 본 연구에서는 대량 생산을 모사하는 몬테 카를로(Monte Carlo) 시뮬레이션으로 수치해를 구하고 고찰할 것이므로, 지금부터는 양산 부동 범위를 고려하기로 한다.

양산 최대 부동 범위는 케이스별 최대 부동 범위보다 큰데, 그 이유를 설명하면 다음과 같다. 우선 병진 부동을 살펴보자. Fig. 5와 같이 구멍 직경이 LMC인 상태에서, 두 구멍의 위치 오차가 모두 최대한 우측으로(0.125 mm) 발생한 경우와 최대한 좌측으로(0.125 mm) 발생한 경우를 각각 Figs. 8(a)와 8(b)에 나타냈다. 각 경우에 있어 X 방향 병진 부동만 살펴보면 (a)의 경우에는 $\Delta x = -0.375 \sim 0.125 \text{ mm}$ 가 되고 (b)의 경우에는 $\Delta x = -0.125 \sim 0.375 \text{ mm}$ 가 된다. 따라서 두 경우 모두 케이스별 최대 부동 범위는 $r_{x,max} = 0.125 - (-0.375) = 0.375 - (-0.125) = 0.5 \text{ mm}$ 가 되어 Fig. 5의 경우와 동일하지만, 두 경우를 포함하는 양산에서 구해지는 양산 부동 범위 $R_{x,max}$ 는 $R_{x,max} = 0.375 - (-0.375) = 0.75 \text{ mm}$ 가 된다. Δy 의 양산 최대 부동 범위도 Δx 와 마찬가지로 $R_{y,max} = 0.75 \text{ mm}$ 가 된다.

유사한 방법으로, 시계 방향 또는 반시계 방향의 한 방향으로만 최대 회전이 발생할 수 있는 경우를 고려하여 $\Delta\theta$ 의 양산 최대 부동 범위를 구할 수 있다. 지면상 유도 과정은 생략하고, 결과만 쓰면 식(7)과 같고 수치를 대입하면 $R_{\theta,max} = 5.3720^\circ$ 이 된다.

$$R_{\theta,max} = 2\pi - 4 \cos^{-1}\left(\frac{d + \frac{TOP_h}{2}}{L}\right) \quad (7)$$

이와 같이 얻어진 양산 최대 부동 범위들을 두 개의 상용 공차해석 소프트웨어(S/W A 및 B로 익명 사용)로 검증해 보았다. 이 상용 툴들은 전 세계 공차해석 프로그램 시장에서 매우 많이

Table 1 Analytical and numerical solutions for maximum float ranges of Δx , Δy , and $\Delta\theta$ among the mass-produced assemblies in the base problem with two hole-pin pairs

	Analytical solutions	Numerical solutions	
		S/W A	S/W B
$R_{x,max}$ [mm]	0.75	0.75	0.7499
$R_{y,max}$ [mm]	0.75	0.75	0.7494
$R_{\theta,max}$ [°]	5.3720	5.3710	5.3708

Table 2 Numerical solutions for maximum and probabilistic float ranges of Δx , Δy , and $\Delta\theta$ in the base problem with two hole-pin pairs

	Maximum float range (R_{max})		Probabilistic float range (R_{prob})	
	S/W A	S/W B	S/W A	S/W B
R_x [mm]	0.75	0.7499	0.5233	0.4929
R_y [mm]	0.75	0.7494	0.5066	0.4756
R_{θ} [°]	5.3710	5.3708	4.0456	3.6641

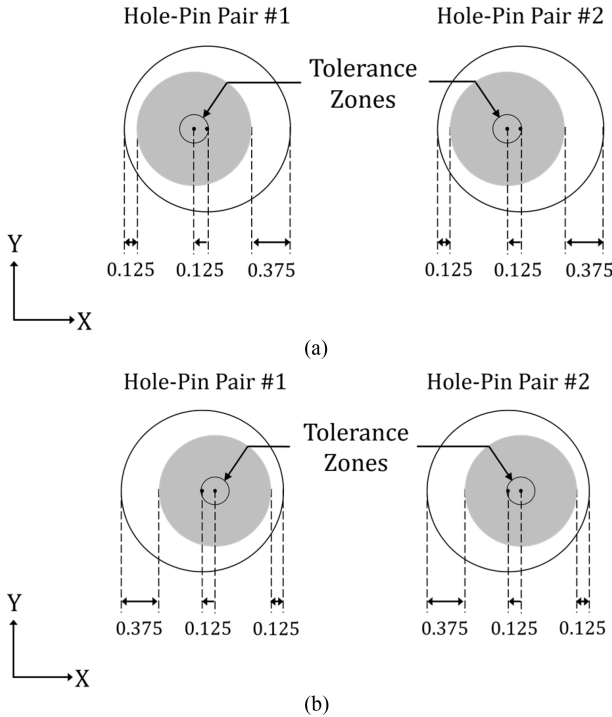


Fig. 8 Two extreme cases among mass-produced assemblies, which allow (a) maximum possible negative Δx float and (b) maximum positive Δx float. All numbers in [mm]

사용되는 신뢰할 수 있는 프로그램이므로, 이 시뮬레이션을 통해 본 논문에서 구한 해석해를 검증할 수 있다. 양산 부동 범위의 최댓값을 수치해로 얻기 위해, 두 소프트웨어의 특수 옵션(예: 극한 분포)을 활용하여 공차 또는 부동 현상의 확률분포를 극한으로 조작하고도 시뮬레이션을 1,000,000회 이상 시행해서야 비로소 Table 1과 같이 해석해에 근사하는 값을 얻을 수 있었다. 이는 이들 최대 부동 범위가 실제로는 거의 발생하지 않는 매우 드문 값이기 때문이다.

3.3 확률 부동 범위

이 절에서는, 앞 절의 최대 부동 범위와 달리 실제 양산에서 관찰될 확률 부동 범위를 살펴보고자 한다. 이를 위해, Fig. 3의 기본 문제에서 크기공차와 기하공차를 실제 문제와 유사하게 정규분포(σ 수준은 3으로 설정)로 하고 부동 범위의 확률분포는 균일분포로 하여, 100,000회의 몬테카를로 조립 시뮬레이션을

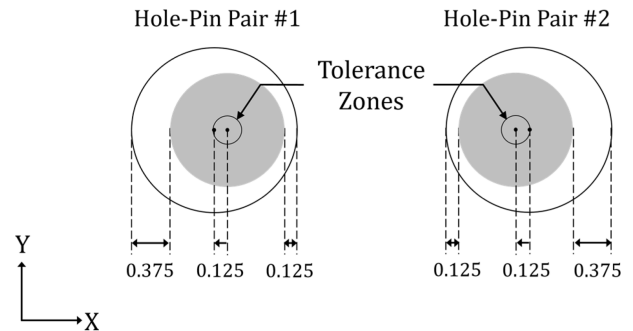


Fig. 9 A case of two holes with positional errors in opposite directions, illustrating the effects of two hole-pin pairs mutually inhibiting excessive float of the other. All numbers in [mm]

수행하였다. 그 결과로 구해진 확률 부동 범위(R_{prob})를 Table 2에 나타냈는데, 상호 비교하기 쉽게 최대 부동 범위(R_{max})와 함께 보였다.

Table 2에서 두 소프트웨어로부터 얻어진 수치해가 약간의 차이를 보이는 것은 이들의 알고리즘이 다르기 때문이다. 중요한 것은, 두 소프트웨어 모두 확률 부동 범위가 최대 부동 범위의 2/3 정도에 그치는 결과를 보인다는 점이다. 물론 이 부동 범위 값들은 시뮬레이션 횟수를 늘리면 다소 증가하지만 증가량은 미미하다.

확률 부동 범위가 최대 부동 범위에 비해 현저하게 작은 이유로는 두 가지를 생각할 수 있다. 첫 번째 이유는, 부품 B의 구멍 크기가 정규분포를 가지므로 구멍과 핀 사이 간극이 Fig. 5의 경우보다 현저히 작아 부동이 적게 일어나기 때문이다. 두 번째 이유는, 구멍들의 위치가 서로 독립적인 확률분포를 가지므로 이들의 위치가 같은 방향으로 유사 오차를 가질 확률이 낮아 서로 부동을 방해하기 때문이다. 예를 들어, Fig. 9는 두 구멍의 위치 오차가 서로 반대 방향인 경우인데, 두 구멍의 상호 방해로 인해 $|\Delta x|$ 가 0.125 mm를 넘을 수 없음을 알 수 있다.

3.4 부동 감소 방안

만일 Table 2의 확률 부동 범위가 제품의 기능상 허용된다면 괜찮지만, 그렇지 않다면 부동을 줄이기 위한 대책을 강구해야 한다. 부동을 줄이기 위한 설계개선 방안은 다양하지만 그중에서 중요한 것 세 가지만 살펴보기로 한다.

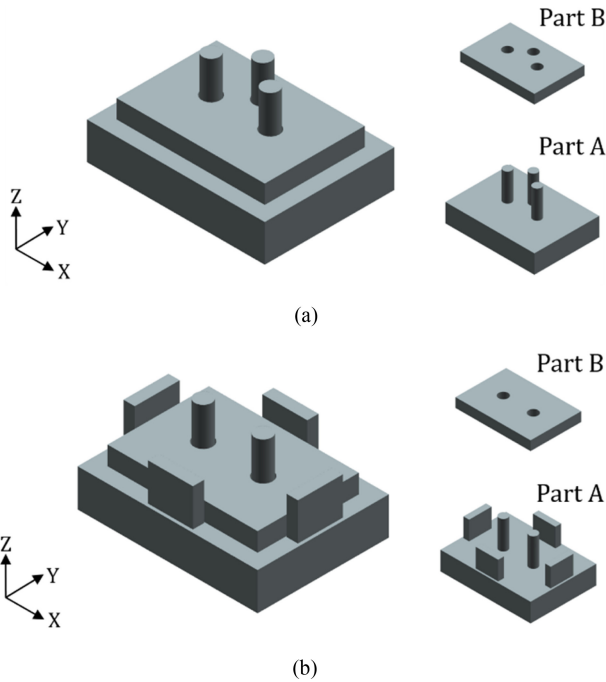


Fig. 10 Two example designs obtained by adding extra assembly features: (a) one hole-pin pair added, and (b) two slot-tab pairs added

첫 번째 방안은 식(3)에 근거하여 핀과 구멍의 크기공차와 위치공차를 줄이는 것이다. 이 방안은 부동의 근본 원인을 억제하므로 당연히 효과가 있겠지만, 공차의 감소는 항상 비용의 증가를 초래하므로 적용하기 어려울 수 있다. 두 번째 방안은 조립형체를 추가하는 것인데, 산업 현장에서 드물지 않게 사용되는 방법이다. 즉, 두 쌍의 구멍-핀 조립보다 더 많은 조립형체 쌍들이 조립되도록 설계함으로써 조립형체들 사이의 상호 방해로 부동이 적어지게 하는 방법이며, 4장에서 그 효과를 고찰하기로 한다. 세 번째 방안은 과잉제약을 해소하고 적정제약으로 설계함으로써 부동을 근본적으로 줄이는 방법(5장)이다.

4. 조립형체 추가 설계

4.1 조립형체를 추가한 설계안

앞 절에서 설명한 바와 같이, 기본 문제(Fig. 3)에서 발생하는 부동을 줄이기 위해 조립형체를 추가하는 설계안을 고찰해 보자.

본 논문에서 고찰하는 조립형체 추가 설계안은 Fig. 10에 보인 두 가지이다. Figs. 10(a)는 구멍-핀 쌍을 하나 추가한 것이고, 10(b)는 부품 A에 작은 벽을 두 쌍 추가하여 부품 B의 측면들이 이 벽들 사이에 끼워지도록 함으로써 슬롯-탭 쌍을 두 개 추가한 것이다.

Fig. 10에 보인 두 가지 설계 변경안에서 추가된 조립형체들도 모두 기본 문제와 마찬가지로 WCB에 근거한 조립보장 방법(2.2절)으로 설계하였다. 이렇게 설계한 도면들이 Fig. 11에

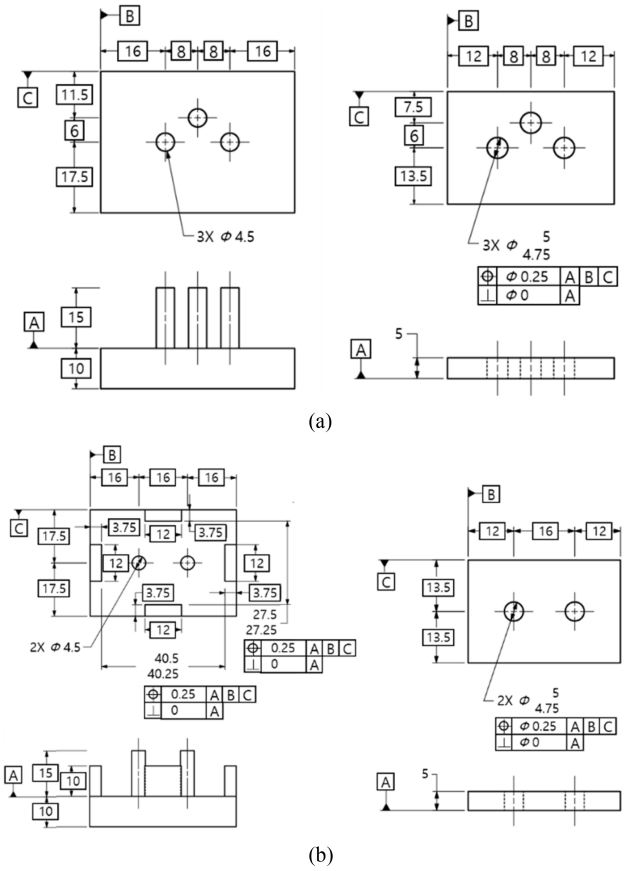


Fig. 11 Drawings of two example designs shown in Fig. 10, with extra assembly features added. All numbers in [mm]

나타나 있다. Fig. 11(b)의 경우, 부품 A에 새로 추가된 슬롯 두 쌍에 크기공차와 위치공차를 부여하였고, 이와 조립되는 부품 B의 탭(판의 가로 길이와 세로 폭)은 공차가 없는 것으로 설계하였으며, 슬롯-탭의 설계에서 WCB를 일치시켰다.

4.2 최대 부동 범위

앞 절에서 설명한 바와 같이 모든 조립형체 쌍의 WCB 크기가 같도록 설계하면, Fig. 11의 각 경우에서 발생할 수 있는 병진 부동 범위의 최댓값은 기본 문제(Fig. 3)에서의 값과 동일하다. 이는 Fig. 12(a)에 보인 바와 같이 모든 조립형체 사이의 간극이 0.25 mm로 동일하기 때문에 X축 방향이나 Y축 방향으로의 최대 병진 부동 범위에 변화가 없기 때문이다.

그러나 회전 부동은 다소 복잡해진다. Fig. 11(a)와 같이 조립형체가 세 쌍인 경우에는 세 구멍으로부터 동일한 거리만큼 떨어진 점(외심이라 함)이 존재하므로 그 점을 중심으로 하는 회전 부동의 최대 범위는 Fig. 12(b)에 보였듯이 기본 문제의 값과 같을 것이다. 그러나, Fig. 11(b)와 같이 조립형체가 4개 이상이면 (일반적으로 임의의 4개 이상 점으로부터 동일한 거리에 있는 점은 존재하지 않으므로[12]) 회전 부동 범위의 최댓값이 기본 문제의 값보다 작아지게 된다. 이 현상은 본 논문과 관련이 있는 주제이지만, 지엽적이므로 더 깊이 고찰하지 않기로 한다.

Table 3 Comparison of numerical solutions for probabilistic float ranges of Δx , Δy , and $\Delta \theta$ among the base problem and two example problems with extra assembly features added

	Numerical solutions for probabilistic float ranges					
	Base problem with two hole-pin pairs		Problem with three hole-pin pairs		Problem with two hole-pin pairs and two slot-tab pairs	
	S/W A	S/W B	S/W A	S/W B	S/W A	S/W B
$R_{x, prob}$ [mm]	0.5233	0.4929	0.4717	0.4629	0.4372	0.4339
$R_{y, prob}$ [mm]	0.5066	0.4756	0.4507	0.4483	0.4392	0.4345
$R_{\theta, prob}$ [°]	4.0456	3.6641	3.8001	3.5937	3.7287	3.3008

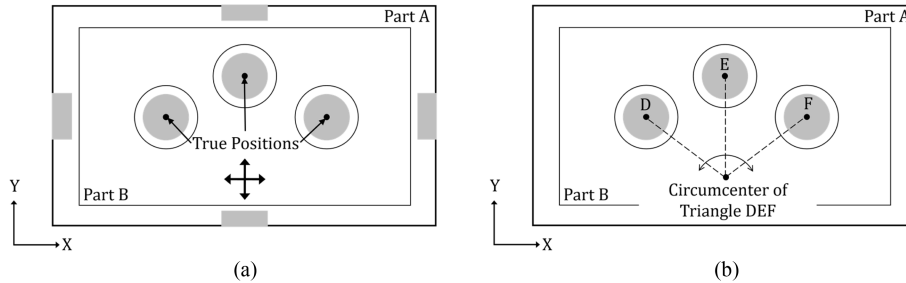


Fig. 12 Consideration of maximum float ranges possible in the two designs in Fig. 11, with extra assembly features added: (a) Translational float only and (b) Rotational float only

4.3 확률 부동 범위

Fig. 11의 두 문제에 대해, 기본 문제와 동일한 방법으로 100,000회 시뮬레이션 하여 확률 부동 범위의 수치해를 구했다. 그 결과를 Table 3에 보였는데, 비교하기 쉽도록 기본 문제의 결과도 함께 표시하였다. Table 3을 보면 조립형체 추가를 통해서 어느 정도(2-16%)의 부동 감소 효과를 얻을 수 있음을 알 수 있다. 이는 추가적인 조립형체들의 위치와 크기가 독립적인 확률 분포를 가지므로, 어느 한 조립형체 쌍에서 특정 방향으로 큰 부동이 발생하려고 할 때 다른 조립형체 쌍들이 이를 방해하기 때문이다. 이는 기본 문제에서 확률 부동 범위가 최대 부동 범위보다 현저하게 작아지는 이유(3.3절)와 동일하다. 이러한 이유에서 조립형체 쌍이 더 많은 Fig. 11(b)의 경우에 부동 범위가 더 많이 감소한 것으로 추정되나 두 경우의 비교만으로 결론 내리기는 어렵다.

4.4 경제성과 조립 용이성 고찰

Fig. 11의 설계들은 기본 문제(Fig. 3)에 조립형체들을 추가한 것이므로, 소재 및 제작 비용의 증가를 수반할 것이다. 비용의 증가는 공법과 소재 등에 따라 다르므로 정량적으로 논의하기는 어렵다.

한편 조립 용이성은 저하될 수 있다. 그 이유는, 조립형체 쌍의 개수가 많아져서 이들을 모두 맞추기 위한 노력이 필요하기 때문이다. 즉, 조립형체 쌍 사이의 간극이 큰 것은 각 쌍의 조립을 쉽게 해 주지만, 모든 쌍이 조립되는 위치를 찾기 위한 위치 조정 범위를 늘려 조립 작업을 어렵게 할 수 있을 것이다.

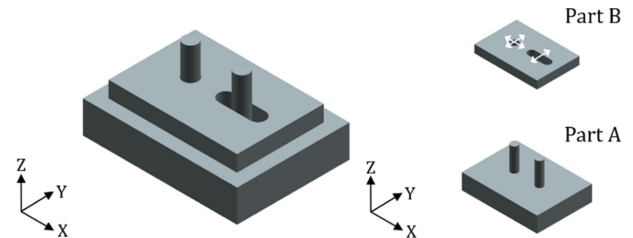


Fig. 13 Exactly constrained assembly design with two pins in Part A and one hole and one slot in Part B

5. 적정제약 조립 설계

5.1 적정제약의 구현

지금까지 다룬 모든 설계와 달리, 이 장에서는 과잉제약이 아닌 적정제약 설계를 통해 부동을 줄일 수 있는지 고찰하기로 한다. 구체적으로는 Fig. 13에 보인 바와 같이 기본 문제에서 부품 B의 2개 구멍 중 하나를 슬롯(또는 장공)으로 변경하는 것이다. 이 조립 구조는 대표적인 적정제약 설계 방법이다[2].

Fig. 13에서 두 부품 사이의 자유도 제약을 분석해 보자. 우선 두 부품 사이 면조립에 의해 3개의 자유도가 제약되는 것은 기본 문제와 같다. 이제 구멍-핀 조립과 슬롯-핀 조립을 살펴보자. Fig. 13의 흰색 화살표가 보여주듯이, 구멍-핀 조립 쌍에 의해 X, Y 축 방향 병진 자유도가 제약되고, 슬롯-핀 쌍에 의해서는 Y축 방향 병진 자유도만 제약된다. 여기서 슬롯-핀 쌍에 의한 Y 축 병진 자유도 제약은 구멍-핀 쌍 중심의 회전 자유도 제약으로

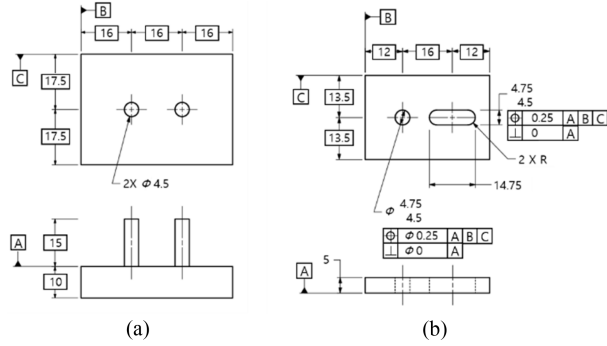


Fig. 14 Drawings of the exactly constrained assembly design: (a) Part A, and (b) Part B. All numbers in [mm]

나타난다. 여기서 중요한 점은, 구멍-핀 쌍과 달리 슬롯-핀 쌍은 X축 방향으로 제약하지 않으므로, 앞의 설계들처럼 X축 방향 자유도가 중복 제약되는 과잉제약은 발생하지 않는다는 것이다. 이는 두 핀 사이의 거리에 오차가 있어도 구멍-핀 조립에 의해 X, Y 위치가 유일하게 정해지고 슬롯-핀 조립에 의해 부품이 Z 축 중심으로 회전하면서 그 방향이 유일하게 결정되어 간섭 없이 조립됨을 뜻한다.

5.2 적정제약의 공차설계

Fig. 13의 적정제약 조립에서는 조립형태 쌍 사이의 상호작용에 의한 간섭이 없으므로, 각 핀이 상대방 구멍이나 슬롯보다 작거나 같으면 조립이 보장된다. 그러므로 이 적정제약 설계에서는, 기본 문제에서처럼 구멍 또는 슬롯과 핀 사이에서 WCB를 맞출 필요가 없고 다음의 두 식만 만족시키면 된다.

$$\phi_{p,MMC} \leq \phi_{h,MMC}, \phi_{p,MMC} \leq w_{s,MMC} \tag{8}$$

이 식에서 $w_{s,MMC}$ 는 슬롯 폭(Width)의 MMC 크기를 나타낸다. 식(8)에서 부등호 각각의 좌우 항 차이가 클수록 부동이 커지므로, 부동을 줄이기 위해 식(8)의 두 부등식에서 등호가 성립하도록 설계하기로 한다. 즉,

$$\phi_{p,MMC} = \phi_{h,MMC}, \phi_{p,MMC} = w_{s,MMC} \tag{9}$$

공정한 비교를 위해, 기본 문제와 동일하게 핀의 크기공차는 0으로 하고 구멍과 슬롯의 크기공차 및 위치공차는 모두 0.25 mm로 정하면, 두 부품의 도면이 Fig. 14와 같이 된다. Fig. 14를 앞의 다른 도면들과 비교해 보면 부품 B의 MMC 구멍 직경이 4.5 mm로서 다른 도면의 4.75 mm보다 작은 것을 알 수 있는데, 이는 과잉제약이 해소됨으로써 구멍과 핀의 MMC 크기를 일치시킬 수 있었기 때문이다. 그 결과, 조립형태 사이 간극이 작아지므로 부동이 감소하는 효과를 기대할 수 있다.

5.3 최대 부동 범위

적정제약 설계에서 발생하는 케이스별 부동 범위의 최댓값은, 3.2절에서 기본 문제에 대해 수행한 해석과 유사한 방법으로 구할 수 있다. 우선 Δx 의 케이스별 최대 유동 범위는, Fig. 15와

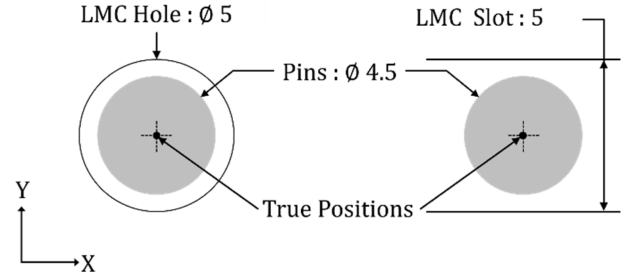


Fig. 15 One situation enabling maximum float in the exactly constrained design with a hole-pin and a slot-pin pairs. All numbers in [mm]

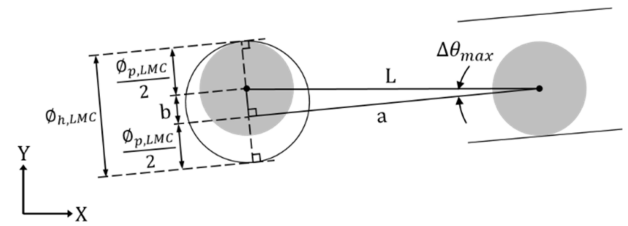


Fig. 16 Maximum rotational float of Part B in the exactly constrained design in the situation shown in Fig. 15

같이 구멍의 직경이 최대(LMC)이고 위치오차가 없는 경우에 발생하고 슬롯-핀 쌍은 고려할 필요 없으므로 다음과 같이 된다.

$$\begin{aligned} r_{x,max} &= \phi_{h,LMC} - \phi_{p,LMC} \\ &= (\phi_{h,MMC} + \Delta\phi_h) - (\phi_{p,MMC} - \Delta\phi_p) = \Delta\phi_h + \Delta\phi_p \end{aligned} \tag{10}$$

식(10)의 유도 과정 중에 식(9)의 첫 번째 등식을 이용하였다. 이 식을 기본 문제에 대한 식(4)와 비교해 보면 X축 방향 부동 범위의 최댓값이 위치도만큼 감소하였음을 알 수 있는데 이 역시 적정제약의 효과이다.

다음으로 Δy 의 케이스별 최대 범위는 구멍-핀 간극과 슬롯-핀 간극 중 작은 것에 의해 결정된다.

$$\begin{aligned} r_{y,max} &= \min(\phi_{h,LMC} - \phi_{p,LMC}, w_{s,LMC} - \phi_{p,LMC}) \\ &= \min(\Delta\phi_p + \Delta\phi_h, \Delta w_s + \Delta\phi_p) \end{aligned} \tag{11}$$

식(10)과 식(11)에 Fig. 14의 수치를 대입하여 케이스별 최대 부동 범위를 구하면 $r_{x,max} = r_{y,max} = 0.25$ mm가 된다.

$\Delta\theta$ 의 케이스별 최대 부동 범위를 유도하기 위해 Fig. 16을 고찰하자. Fig. 16은 Part B가 반시계 방향으로 회전하여 좌측 핀이 구멍에 접하고 우측 핀이 장공에 접하면서 한 방향의 회전 부동이 최대로 발생한 경우이다.

두 핀 사이의 거리 L 을 장공 면에 나란한 성분(a)과 수직인 성분(b)으로 분해했을 때, 최대 회전 부동은 그림과 같이 $b = \phi_{h,LMC} - \phi_{p,LMC}$ 일 때 발생한다. 따라서 회전에 따른 케이스별 최대 부동 범위는 식(12)와 같이 구해진다. 참고로, 이 문제에서 최대 회전 부동이 발생하는 경우는, 기본 문제와 달리 Part B가 두 핀 사이 중앙점으로부터 좌측으로 조금 이동한 ($\Delta x < 0$) 상태에서 회전할 때이다.

Table 4 Comparison of numerical solutions for probabilistic float ranges of Δx , Δy , and $\Delta\theta$ among the base problem, two example problems with extra assembly features added, and the exactly constrained problem

	Numerical solutions for probabilistic float ranges							
	Over-constrained				Exactly constrained			
	Base problem with two hole-pin pairs		Problem with three hole-pin pairs		Problem with two hole-pin pairs and two slot-tab pairs		Problem with one hole-pin and one slot-tab pairs	
	S/W A	S/W B	S/W A	S/W B	S/W A	S/W B	S/W A	S/W B
$R_{x,prob}$ [mm]	0.5233	0.4929	0.4717	0.4629	0.4372	0.4339	0.4047	0.3998
$R_{y,prob}$ [mm]	0.5066	0.4756	0.4507	0.4483	0.4392	0.4345	0.2902	0.3072
$R_{\theta,prob}$ [°]	4.0456	3.6641	3.8001	3.5937	3.7287	3.3008	2.0210	2.2860

$$r_{\theta,max} = 2 \sin^{-1}\left(\frac{b}{L}\right) = 2 \sin^{-1}\left(\frac{\phi_{h,LMC} - \phi_{p,LMC}}{L}\right) \quad (12)$$

식 (12)에 Fig. 14의 수치를 대입하면 $r_{\theta,max} = 1.7906^\circ$ 가 된다.

3.2절에서 설명한 방법에 따라, 적정제약 설계의 양산 최대 부동 범위를 구하면 $R_{x,max} = R_{y,max} = 0.5$ mm, $R_{\theta,max} = 3.5816^\circ$ 가 된다. 기본 문제와 마찬가지로 두 상용 소프트웨어를 사용하여 양산 부동 범위의 최댓값을 구했으며, 해석해와 유사한 값을 얻었다.

5.4 확률 부동 범위

Fig. 14의 적정제약 설계에서 모든 공차들이 확률분포를 가질 때에 발생하는 양산 확률 부동 범위를 두 소프트웨어로 100,000 회 시뮬레이션하여 구했다. 그 결과를 Table 4에 나타냈는데, 비교하기 쉽도록 앞의 결과들과 함께 표시하였다.

Table 4를 통해 기본 문제의 구멍 1개를 슬롯 형태의 장공으로 설계함에 따라 기본 문제 대비 상당한(19-50%) 부동 감소 효과를 얻을 수 있음을 알 수 있다. 이러한 효과는, 조립형체 간 치수만 맞으면 조립이 보장되는 적정제약 설계의 특징 때문에 부동의 근본 원인인 조립형체 사이 간극이 작아져 발생한 것이다.

5.5 경제성과 조립 용이성 고찰

적정제약 설계에서는 구멍 중 하나를 장공으로 가공해야 하므로, 밀링과 같은 추가 공정이 필요하여 제조 비용이 증가할 것이다. 4장에서 고찰한 설계안들도 비용 증가를 동반하는데, 경제성 관점에서 어느 설계안이 유리할지는 소재, 동작기계, 작업자의 숙련도 등에 따라 달라질 것이다.

적정제약 설계에서는 조립형체 사이의 간극이 비교적 작으므로 조립 공정에서 조금 더 세밀하게 부품의 위치와 자세를 잡아야 한다. 그러나, 조립형체의 수가 적으므로 조립을 위한 노력의 총량은 4장의 경우들과 크게 다르지 않을 것이다.

이와 관련하여, 다수의 구멍과 다수의 핀이 패턴으로 조립되는 일반적인 문제에서 적정제약을 적용하는 방법을 설명하고자 한다. 그 방법은, 많은 구멍 중에서 두 개를 Fig. 14와 같이 구멍과 슬롯으로 설계하고 나머지 구멍들은 여유 있게 큰 확공으로 설계하는 것이다[2]. 이 설계에서 부품 B의 위치와 자세는

Fig. 14와 같이 구멍과 슬롯에 의해 정해지고, 이때 발생하는 부동의 범위 내에서 나머지 확공들은 항상 핀과 쉽게 조립되므로 부동과 조립 용이성 모두 Fig. 14의 설계와 같게 된다. 이 적정제약 설계에서 확공들은 물론 부품이 분리되지 않도록 하는 볼트 등의 체결에 사용된다.

6. 결론

이 논문은 기계나 제품의 조립에 흔히 사용되는 구멍-핀 패턴 조립 설계를 자유도 제약과 부동 관점에서 심도 있게 고찰한 수치해석 연구이다. 구체적으로 설명하면, 과잉제약인 구멍-핀 패턴의 조립을 위해 구멍을 핀보다 크게 설계함으로써 발생하는 부품 간 부동을 고찰하고, 이를 관리하기 위한 설계 개선 방안들을 비교 연구한 것이다. 본 논문의 수치해석을 위해 두 개의 신뢰도 높은 상용 공차해석 소프트웨어를 사용하였다.

우선 두 쌍의 구멍-핀 조립 문제를 기본문제로 선정하여 이 문제에서 발생하는 부동량을 수치해석으로 구했다. 그리고, 부동을 줄이기 위해 현장 설계자들이 더러 사용하는 첫 번째 개선안으로서, 구멍-핀 패턴이나 슬롯-탭 등 조립형체를 추가하는 방안을 고찰하였다. 본 논문에서 고려한 경우들에서는 이 방안을 통한 부동 개선 효과가 2-16% 정도로 크지 않았고 재료와 가공 공정의 추가를 고려하면 경제적 타당성이 별로 없다고 판단하였다. 두 번째 설계 개선안으로서 구멍 중 하나를 장공으로 변경한 적정제약 설계에서는 부동량이 19-50%까지 감소하는 것으로 나타나, 제작 비용의 증가를 상쇄할 만한 품질 개선으로 경제적 타당성이 있을 것으로 판단하였다. 기본 문제에서 부동이 발생하는 이유가 과잉제약 때문임을 상기할 때, 적정제약 설계가 효과적인 해결책이 되는 것은 논리에 부합하는 것으로 보인다.

본 연구는 구멍-핀 패턴 조립에서 발생하는 부동 현상을 세밀하고 깊게 고찰하였을 뿐 아니라, 적정제약 설계가 부동량 억제에 있어 매우 효과적이고 타당한 방안임을 정량적으로 확인했다는 점에서 기존 연구들과 차별화되는 실용적 가치를 갖는다. 본 논문의 연구 결과가 구멍-핀 패턴의 조립을 포함하는 많은 설계에서 제품의 기하품질을 개선하는데 기여하기를 기대한다.

ACKNOWLEDGEMENT

이 논문은 2022학년도 홍익대학교 학술연구진흥비에 의하여 지원되었음.

REFERENCES

1. Yim, H., (2024), GD&T ASME Y14.5-2009: Systematic and logical illustration and applications, PubPle.
2. Whitney, D. E., (2004), Mechanical assemblies: their design, manufacture, and role in product development, Oxford University Press.
3. Skakoon, J. G., (2009), Exact constraint, Mechanical Engineering, 131(9), 32-36.
4. Lee, S., Yi, C., (1996), Statistical tolerance and clearance analysis for assembly, Proceedings of IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, 688-695.
5. Teissandier, D., Couetard, Y., Gerard, A., (1999), A computer aided tolerancing model: proportioned assembly clearance volume, Computer Aided Design, 31(13), 805-817.
6. Zhu, J., Ting, K.-L., (2000), Uncertainty analysis of planar and spatial robots with joint clearances, Mechanism and Machine Theory, 35, 1239-1256.
7. Wittwer, J. W., Howell, L. L., Chase, K. W., (2001), Modeling the effects of joint clearances in planar micromechanisms, Technical Proceedings of the 2001 International Conference on Modeling and Simulation of Microsystems, 374-377.
8. Kim, Y.-N., Yoon K.-H., Chang S.-H., (2005), The tolerance stack analysis of the model involving position tolerance, Journal of the Korean Institute of Industrial Engineers, 31(1), 36-43.
9. Polini, W., (2014), To model joints with clearance for tolerance analysis, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, 228(12), 1689-1700.
10. Kim, J., (1999), Mechanical Engineering Drawing – Foundation for Creative Development of New Products, 4th ed., Moonwoondang.
11. ASME, (2009), Y14.5-2009 Dimensioning and Tolerancing: Engineering drawing and related documentation practices.
12. Mathematics, How to find equidistance from 4 points. <https://math.stackexchange.com/questions/1797397/how-to-find-equidistance-from-4-points>



Jung Hun Lee

B.S. student in the Department of Mechanical and System Design Engineering, Hongik University. His research interest is Design and Materials.

E-mail: jhlee0721@g.hongik.ac.kr



Hyunjune Yim

Professor, Department of Mechanical and System Design Engineering, Hongik University. His research interests include geometric quality, dimensional engineering and management, geometric dimensioning and tolerancing, and mechanical design.

E-mail: hjyim@hongik.ac.kr

순차 이송형 유리 성형 공정의 다단 냉각 조건에서 렌즈 내부 온도 및 응력 분포 연구

A Study on Temperature and Stress Distribution in a Lens under Multi-Stage Cooling Conditions in Progressive Glass Molding Processes

홍지현¹, 홍정택¹, 정동연², 김영복³, 박근⁴, 박창용^{4, #}

Ji Hyun Hong¹, Jeong Taek Hong¹, Dong Yean Jung², Young Bok Kim³, Keun Park⁴, and Chang Yong Park^{4, #}

1 서울과학기술대학교 대학원 기계설계로봇공학과 (Department of Mechanical Design and Robot Engineering, Graduate School, Seoul National University of Science & Technology)

2 (주)대호테크 기술연구소 (R&D Center, Daeho Technology Korea Co., Ltd.)

3 한국광기술원 지능형광학모듈연구센터 (Intelligent Module Research Center, Korea Photonics Technology Institute)

4 서울과학기술대학교 기계시스템디자인공학과 (Department of Mechanical System Design Engineering, Seoul National University of Science & Technology)

Corresponding Author / E-mail: cypark@seoultech.ac.kr, TEL: +82-2-970-6360

ORCID: 0000-0002-0958-3316

KEYWORDS: Finite element analysis (유한요소해석), Glass molding process (유리 성형 공정), Process variable (공정 조건), Thermal contact conductance (열 접촉 컨덕턴스), Heat transfer distribution (열전달 분포), Stress distribution (응력 분포)

Glass Molding Process (GMP) is an effective method for producing precise optical elements such as lenses. This simulation study aimed to predict the distribution of temperature and stress within a lens during a multi-stage cooling process of GMP. To develop an accurate simulation model including molds and lens, thermal contact conductance and boundary conditions were determined by analyzing experimental and simulation results. The developed model was used to investigate changes in temperature and maximum principal stress within the lens, considering variations in cooling time, speed, and method at each cooling stage. Simulation results indicated that trends of maximum temperature difference and maximum principal stress within the lens were consistent over time. Results also showed that the maximum principal stress inside the lens increased significantly with additional cooling after uneven temperature distribution caused by a relatively short cooling time. Compared to simulation results of the cooling process involving contact only with bottom surface of the mold, contact cooling with both top and bottom surfaces showed decreased residual stress at the end of cooling and maximum temperature difference within the lens. However, the maximum principal stress could be higher during the cooling process involving both surfaces.

Manuscript received: October 5, 2024 / Revised: November 21, 2024 / Accepted: November 25, 2024

NOMENCLATURE

α = Coefficient of Thermal Expansion
 E = Young's Modulus
 ν = Poisson's Ratio
 σ = Principal Stress

1. 서론

유리 재료 성형 방법 중 하나인 GMP 공정은 Glass Molding Process의 약자로, 정밀 가공된 금형 사이에 유리 소재를 위치시킨 후 가열, 가압, 냉각 과정을 통해 원하는 형상의 유리 제품을 정밀하게 성형하는 공정이다[1]. GMP 공정은 단일 스테이지에서 가열, 가압, 냉각이 모두 이루어지는 일괄처리(Batch) 방식과, 일정한 온도 및 압력으로 설정된 다중 스테이지에 렌즈가 위치된

금형을 이송하며 성형이 진행되는 순차 이송형(Progressive) 방식으로 구분된다[2]. 순차 이송형 GMP 공정의 경우, 각 공정 단계의 성형 조건에 대한 개별적인 제어가 가능하여 고품질의 렌즈를 얻을 수 있으며, 다수의 렌즈를 연속적으로 성형하므로 높은 생산성을 갖는다.

GMP 공정에 관한 연구는 다양하게 진행되었다. Seo 등은 방열 블록 형상에 따른 금형 가열부 열전달 특성 및 에너지 소비에 대해 해석적 및 실험적 연구를 수행하였다[3]. Choi 등은 대구경 비구면 유리렌즈에 영향을 미치는 성형 공정 변수를 선정하고, 이에 따른 렌즈 잔류 응력을 예측하였으며, 온도 및 압력에 따라 변화하는 잔류응력 분포를 비교하여 냉각 속도가 잔류 응력에 상당한 영향을 주는 것을 확인하였다[4]. Li 등은 순차 이송형 GMP 공정에서 압축 과정에 대한 실험 및 시뮬레이션 연구를 진행하였으며, 이를 통해 압축 과정에서 마찰 계수 변화에 따른 하중 변화 및 배럴링 형상을 예측하였다[5]. Chang 등은 정밀 유리 렌즈 성형 공정 가압 및 냉각 과정에서 유리 렌즈의 잔류 응력에 대한 연구를 진행하였고, 구조 완화를 반영한 해석과 렌즈 성형 실험을 통해 성형된 유리 렌즈의 잔류 응력을 측정하여, 냉각 속도가 증가함에 따라 잔류 응력이 증가하는 임계 냉각 속도가 존재함을 규명하였다[6]. Vu 등은 유리 성형 공정 가열 및 가압 과정에 대한 실험 및 시뮬레이션을 통한 가열 시간 및 가압 하중 등의 예측에 대한 연구를 수행하였고, 시뮬레이션을 통해 예측된 최소 가열 시간 및 압축 하중은 실험 결과와 잘 일치함을 보였다[7].

GMP 공정 과정에서 렌즈 내부의 온도와 응력 분포에 대한 연구도 존재한다. Yan 등은 렌즈 성형을 위한 프리폼을 적외선 복사 방법으로 가열하는 공정에서 렌즈 내부의 온도와 응력 분포를 FEM 방법으로 시뮬레이션하여 그 결과를 고찰하였다[8]. Zhou 등은 일괄처리 방식의 GMP 전체 공정에 대한 FEM 시뮬레이션을 수행하였으며, 성형된 렌즈를 서냉하는 어닐링 과정에서 렌즈와 금형의 온도와 응력 분포, 렌즈의 부피 변화에 대한 결과를 제시하였다[9].

이외에도 GMP 공정에 대한 연구로는 성형 과정에서 응력해석 이론에 대한 연구[10,11], 가열 방법에 대한 연구[12-14], 성형에 사용되는 금형의 재료와 제작 방법에 대한 연구[15-17], 공정 변수 및 제어에 관한 연구[18-20] 등이 존재한다.

이러한 많은 연구에도 불구하고, GMP 공정 과정에 대해 제한적인 연구가 수행된 분야가 존재한다. 이러한 연구 분야의 예로는 금형과 성형 장치에서의 열 접촉 컨덕턴스에 대한 연구와 순차 이송형 방식의 GMP 냉각 공정에서 렌즈 내부 온도와 응력 분포에 관한 연구가 있다.

GMP 공정에서 가열과 냉각 과정은 매우 중요하며, 이러한 가열과 냉각 속도는 열전달과 관련된 고체면의 접촉부가 갖는 열 접촉 컨덕턴스에 따라 크게 달라진다. 특히, 금형과 이에 접촉하는 성형 장비의 가열부 및 냉각부 표면 사이와 금형과 렌즈 접촉면 사이 열 접촉 컨덕턴스를 정확히 고려하는 것은 GMP 공정 해석의 정확도를 높이는 데 중요하다. 하지만 지금까지

수행된 많은 GMP 공정 해석 논문에서 열 접촉 컨덕턴스 값은 기존 연구에서 제시한 값을 사용하는 경우[8,9,22]가 대부분이며, 이러한 접촉부의 열 접촉 컨덕턴스가 공정 해석에 미치는 영향에 대한 연구는 매우 제한적인 상황이다.

또한 순차 이송형 GMP 냉각 공정에서 렌즈 내부 온도와 응력분포에 대한 연구도 부족하다. 앞서 언급한 것과 같이 단일 스테이지의 냉각 과정에서 금형과 유리 렌즈 내부에서 온도와 응력분포에 대한 기존 연구[9]는 존재한다. 하지만, 높은 생산성을 갖는 순차 이송형 방식의 GMP에서는 각 스테이지의 냉각 조건 변화에 따라 렌즈 내부에서의 온도와 응력의 변화가 크고, 제품의 품질에 큰 영향을 줄 수 있음에도 이에 대한 연구는 거의 없는 상황이다.

따라서, 본 연구에서는 위에서 설명한 두 가지 주제에 대한 연구를 수행하고자 하였다. 먼저, 순차 이송형 GMP 장비를 모사할 수 있는 실험 장치를 구축하고, 다단의 냉각 공정을 구현하여 냉각 조건에 따른 금형 코어 내부 온도를 실험적으로 측정하였다. 이후, 냉각 공정을 FEM 방법으로 시뮬레이션 하고, 그 결과를 측정된 온도와 비교하여 실험적인 온도 변화 경향을 예측할 수 있는 열 접촉 컨덕턴스 값을 도출하였다. 또한 냉각 조건을 적용함에 있어 1단 또는 다단의 공정에서 렌즈 내부 온도와 응력의 분포를 시뮬레이션 하였다. 이를 통해 냉각 과정에서 발생하는 렌즈 내부의 응력을 특정 값 이하로 유지하면서, 공정별 시간을 줄여 생산성을 높일 수 있는 냉각 공정 조건을 제시하였다. 추가적으로 각 단계별 냉각 온도와 냉각 시간 그리고, 냉각을 위한 가열블록 접촉 여부가 렌즈 내부의 온도와 응력 분포에 미치는 영향을 고찰하였다.

2. 금형 형상 정보와 실험 장치 및 조건

2.1 금형 형상 정보

Fig. 1은 본 연구에서 사용된 금형의 외형 이미지와 1/4 단면 구조도이다. 금형은 하부 코어(A), 슬리브(B), 상부 코어(C)로 구성되었다. 정밀 가공된 비구면 곡면을 가지는 상부 코어와 하부 코어 사이에 렌즈가 위치하고, 이를 슬리브(B)가 감싸는 형태이다. 냉각 공정을 모사하기 위한 실험은 성형이 완료된 렌즈를 장착한 상태로 진행되어 렌즈와 금형은 거의 빈틈없이 밀착하여 접촉되고 있다고 가정할 수 있다. 사용된 유리 렌즈의 직경은 82 mm이다. Fig. 1(b)의 하부 코어(A)와 상부 코어(C)의 재료는 실제 금형에서는 탄화 텅스텐(WC)이지만, 본 냉각 공정 모사 실험에서는 가공의 용이성을 위해 열물성이 유사한 황동 재질로 제작되었다. 슬리브(B)와 렌즈의 재질은 실제 성형에서 사용되는 동일 재료가 적용되었다. Fig. 1(b)에서 보여주는 것과 같이 하부 코어(A), 슬리브(B), 상부 코어(C)에는 온도 측정용 열전대 삽입을 위한 직경 1 mm 구멍 (LC), (SL), (UC)가 가공되었다. 구멍 (LC)와 (UC)는 하부 및 하부 코어 내부의 온도를 측정하기 위해 코어 측면에서 각각 15와 10 mm 깊이로 가공되었으며,

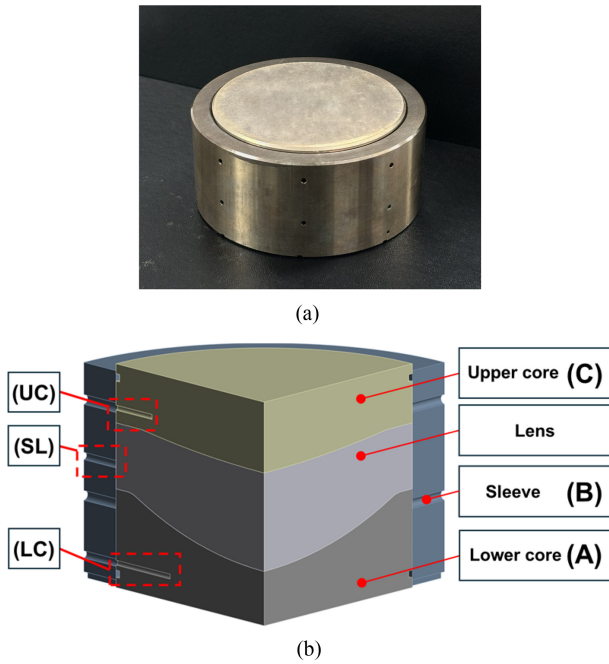


Fig. 1 Photograph and sectional view of the molds: (a) Photograph of molds and (b) Sectional view of molds

구멍(SL)은 슬리브의 온도를 측정하고, 렌즈 측면 표면과 접촉하기 위해 슬리브를 관통하는 구멍이 가공되었다. 코어와 슬리브의 열전대 접촉면에는 정확한 온도 측정을 위해 Thermal Grease를 도포하여 접촉으로 인한 열저항을 최소화하였다.

2.2 냉각 공정 모사 실험 장치 및 실험 조건

본 연구에서는 금형에 대한 열 접촉 컨덕턴스를 도출하기 위해 냉각 공정 모사를 위한 실험 장치를 제작하였으며, Fig. 2는 실험 장치의 사진과 구성도를 보여준다. 실제 순차 이송형 GMP 공정장비는 모델에 따라 다르지만 가열, 성형, 냉각 공정을 위해 약 10개 내외의 다중 스테이지로 구성되어 있다. 본 연구에서는 실험실에서 일부 공정만을 모사하기 위해 3개의 스테이지로 구성된 실험 장치를 제작하였다.

Fig. 2(c)와 같이 실험 장치는 3개의 공정 스테이지 A, B, C로 구성되어 있으며, 각 공정 스테이지는 금형의 가열과 냉각을 위한 상부와 하부 어셈블리를 갖는다. Fig. 2(c)는 상부 및 하부 어셈블리가 냉각블록, 방열 및 고정 블록, 가열블록으로 구성되어 있으며, 금형은 각 상부 및 하부 어셈블리의 가열블록 사이에 위치하고 있음을 보여준다. 냉각블록 내부에는 냉각수 유로가 가공되어 있어 냉각수에 의한 냉각이 수행된다. 가열블록에는 카트리지 히터가 삽입되어 있으며, 히터의 발열량을 제어하여 금형에 가해지는 공정조건을 유지하도록 한다. 실험 장치 내부 공간에는 외부에서 지속적으로 질소를 공급하여 고온으로 인한 내부 구성품의 산화를 방지하도록 하였다. 장치 내부 공간에는 T형 열전대를 설치하여 온도를 측정하고 이를 해석 과정의 경계조건 입력에 반영하였다.

본 연구에서는 전체 공정 중 냉각 과정을 모사하기 위한

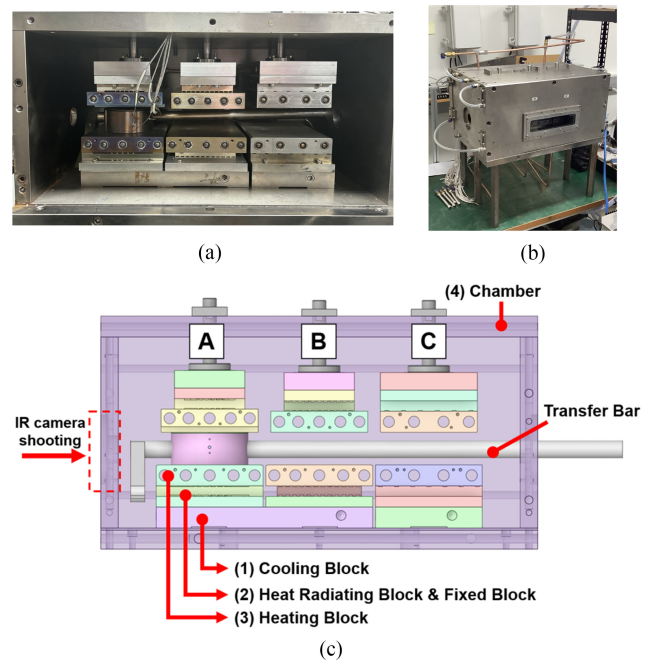


Fig. 2 Photograph and schematic of experiment facility: (a) Photograph of the inside of experiment facility, (b) Photograph of the outside of experiment facility, and (c) Schematic of experiment facility

Table 1 Measurement device accuracy

Device	Range [°C]	Accuracy [°C]
Thermocouple (K type)	-200~1,000	±1.1
Thermocouple (T type)	-250~350	±0.2

실험이 진행되었다. 일반적인 GMP 공정의 경우, 유리를 유리전이 온도 이상으로 가열한 후 성형 단계에서 가압하여 원하는 형상으로 성형한다. 이후 성형이 완료된 유리를 단계별로 냉각시켜 공정을 완료한다. 본 연구에서는 가압 성형 단계에서 금형 내부의 렌즈 변형이 완료되고 약간 냉각되어 유동성을 나타내지 않는 완전한 고체 상태의 유리 렌즈가 다음 냉각 시작 단계로 이송된 이후의 과정을 실험으로 구현하였다. 실험에서 사용한 유리 소재는 D-ZLaF52LA이며 해당 소재의 유리 전이 온도는 546°C이다. 이러한 냉각 과정을 모사하기 위해, 먼저 스테이지 A에서 유리 전이 온도보다 낮은 500°C를 유지하는 가열블록에 의해 렌즈를 포함한 금형이 일정한 온도로 가열된다. 가열블록의 온도는 가열블록에 삽입된 K형 열전대에 의해 측정되고 이를 유지하도록 히터가 제어된다. 이후 냉각을 위해 금형이 스테이지 B로 이송막대에 의해 이동하게 된다. 이때 스테이지 B의 가열블록 온도는 460°C로 유지된다. 냉각된 금형과 내부 유리렌즈는 다음 단계의 냉각을 위해 가열블록 온도가 200°C로 유지되는 스테이지 C로 이송되어 추가적인 냉각이 진행된다. 냉각 실험 과정에서 금형 윗면은 상부 가열블록과 접촉하지 않고 약 1 mm 정도의 매우 작은 간격을 유지하도록 하였다. 이는 상부 표면과 접촉으로 인해 발생하는 힘에 의해 냉각과정에서

렌즈의 파손을 방지하기 위함이며, 이러한 간격의 유지는 실제 GMP 공정에서도 적용되고 있다.

위에서 설명한 실험 과정에서 Fig. 1(b)의 (LC), (SL), (UC) 지점에서 과도상태 온도가 삽입된 K형 열전대에 의해 측정되고, 금형에 관련된 열 접촉 컨덕턴스를 시뮬레이션 결과와의 측정 온도와의 비교를 통해 구하였다. 실험에서 사용된 K형 및 T형 열전대의 측정 범위와 오차는 Table 1에 제시되었다.

3. 해석 방법 및 경계조건

실험에서 가열블록의 온도가 실험 조건이므로, 해석은 Fig. 3과 같이 상부 및 하부 가열블록, 금형 및 금형 내부의 렌즈에 대해 수행되었다. 해석은 상용 프로그램인 ANSYS Workbench 2023 R2를 활용한 과도 열전달 조건으로 수행되었다. 해석을 위해 적용된 재료는 실험 결과와의 비교를 위해 동일한 재료로 고려되었다. 각 부분의 재질은 가열블록과 슬리브는 SS 304, 상부와 하부코어는 Brass (UNS C36000), 렌즈는 D-ZLaF52LA이다. 각 재료의 100°C에서 물성값은 Table 2에 제시되었으며, 온도에 따른 물성치 변화도 해석 과정에 고려되었다[21-23].

실제 유리 성형 공정에서 유리는 유리전이 온도 이상으로 가열된 후 냉각된다. 이 과정에서 유리 렌즈는 완화 현상을 겪으며 비정질 구조가 안정화되고 내부 구조 및 물리적 특성이 변화한다. 기존의 유리 성형 공정 FEM 해석 논문들은 유리 응력 완화 모델을 통해 이러한 특성을 반영하여 성형 공정을 분석하였다[4,5,9,18,19]. 그러나, 본 연구에서는 유리 전이 온도 이하에서 냉각 과정을 분석하였다. Liu 등의 연구에 따르면 유리전이 온도 부근에서 열팽창계수 및 영률 등의 물성치는 급격하게 변화하지만, 유리전이 온도 이하에서는 열팽창 계수가 거의 일정하고 영률은 완만하게 변화한다[24]. 따라서 본 연구에서는 유리 응력 완화 모델을 반영하지 않고, 열팽창 계수는 일정하게 가정하되 Young's Modulus가 온도 범위 75-574°C에서 감소(100.34-114.76 GPa)하는 특성을 반영하여 해석하였다.

냉각 공정에 대한 정확한 열전달 해석을 위해서는 금형과 관련된 대류 및 복사 열전달, 가열블록 온도 조건, 금형 및 블록의 열 접촉 컨덕턴스 등의 경계조건을 실제 공정과 유사하게 고려해야 한다. 금형 상부 표면에서 복사 열전달이 발생할 경우 경계조건은 관련 문헌을 참고하여 방사율 0.45, 복사 주변 온도는 상부 가열블록 표면 온도로 입력되었으며 [25-27], 금형 측면 표면에서 대류 열전달 경계 조건은 자유대류 조건으로 고려하여 Churchill 등의 상관식(식(1))으로 계산 후 입력하였다[28]. 계산된 대류 열전달 계수 범위는 7.33-9.23 W/m²·K였으며, 기존 금형 가열부에 대한 연구[3]에서 제시한 3.72-12.3 W/m²·K 내에 그 값이 존재하고 있어 적절한 대류 열전달 계수를 고려하고 있음을 확인하였다.

$$\overline{Nu} = \left\{ 0.825 + \frac{0.387Ra_L^{1/6}}{[1 + (0.492/Pr)^{9/16}]^{8/27}} \right\}^2 \quad (1)$$

Table 2 Physical properties of the molds and blocks

Material	α [10 ⁻⁵ /C]	k [W/m·K]	E [GPa]	ν
Brass	2	115	97	0.31
SUS304	1.74	15.1	193	0.3
D-ZLaF52La	83	0.831	115	0.29
WC	1.2	108.7	703.1	0.23

본 연구의 해석에서는 렌즈가 가열 및 가압으로 변형이 완료되고, 금형과 렌즈가 일정 온도로 유지된 후, 다중 스테이지에 의한 냉각이 진행되는 공정을 모사하였다. 따라서 초기 조건은 냉각 시작 시점에서 금형과 가압에 의해 변형 완료된 렌즈 내부의 온도가 일정하다고 가정하였다.

순차 이송형 GMP 공정에서 금형은 냉각을 위해 상부 및 하부 가열블록이 일정한 온도로 제어되는 스테이지로 이송되므로, 각 스테이지의 냉각 시작 시점의 온도 경계조건은 가열블록 표면이 각 공정에서 주어진 온도로 일정하다고 고려된다. 이는 표면에 가까운 가열블록에 삽입된 열전대에 의해 온도가 제어되는 장비의 운전방식을 고려해 본다면 타당한 경계조건이라 할 수 있다. 첫 번째 냉각 공정에서 정해진 시간 동안 과도 열전달 해석된 금형과 내부 렌즈는 추가적인 냉각을 위해 다음 스테이지로 이동하게 되는데, 이때 다음 냉각 공정을 위한 온도 경계조건 역시 해당 공정에서 가열블록 표면온도가 일정하다고 가정하였다. 첫 번째 냉각 공정의 해석 결과에서 금형과 렌즈 내부에서 온도와 응력은 일반적으로 불균일하게 분포한다. 이러한 조건은 다음 단계 냉각의 초기 조건으로 고려되어 최종 해석 결과에 영향을 미치게 된다.

4. 열 접촉 컨덕턴스(TCC) 해석 결과

금형 및 블록의 다양한 접촉면에는 열전달에 대한 접촉 열저항 발생하며, 이는 기존의 연구에서 단위 면적당 열 접촉저항의 역수인 열 접촉 컨덕턴스(Thermal Contact Conductance, TCC [W/m²·K])로 고려되고 있다. Fig. 1이 보여주는 것과 같이 본 연구에서 고려된 금형의 경우 상부코어, 하부코어, 렌즈 사이에 각각 면 접촉하는 부위와 Fig. 3의 하부 가열블록과 금형의 하부코어, 하부 가열블록과 슬리브와 접촉면에서 열 접촉 컨덕턴스가 존재하게 된다. 본 연구에서는 Yan 등이 수행한 웨이퍼 유리 성형 공정 시뮬레이션에서 제시한 금형 내부 열 접촉 컨덕턴스 값으로[8] 모든 열 접촉 컨덕턴스가 일정하다고 초기 가정하였으며, 실험을 통한 금형 온도 측정값과 비교를 통해 수정되었다.

본 연구에서 고려해야 하는 열 접촉 컨덕턴스는 Table 3에서 정리한 것과 같이 총 7개이며, 모든 값을 시뮬레이션을 통해 구하는 것은 매우 어렵다. 따라서 금형 내부 반경 방향 열전달에 관여하는 열 접촉 컨덕턴스(슬리브와 상하부 코어 및 렌즈와 접촉면), 금형 내부 축 방향 열전달에 관여하는 열 접촉 컨덕턴스

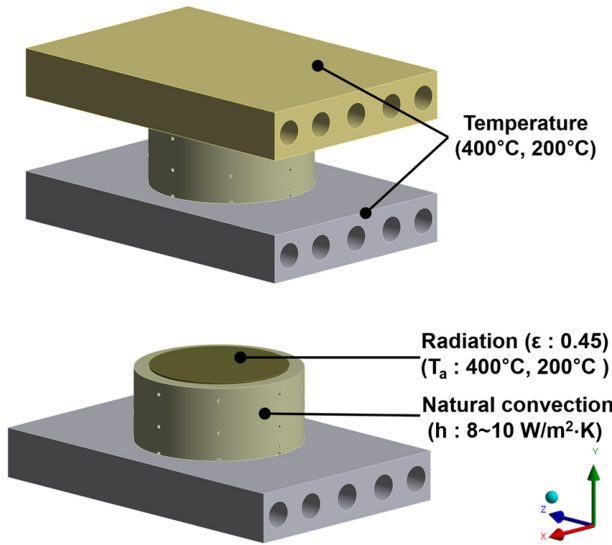


Fig. 3 Boundary conditions for thermal FE analysis

Table 3 Mold internal thermal contact conductance

Material	Thermal contact conductance [W/m²·K]
Lower core - Sleeve	500
Upper core - Sleeve	
Lens - Sleeve	450
Lower core - Lens	
Upper core - Lens	375
Lower core - Heating block	
Sleeve - Heating block	

(상하부 코어와 렌즈의 접촉면), 냉각이 발생하는 하부 가열블록과 금형 사이 열 접촉 컨덕턴스(하부 가열블록과 하부 코어 및 슬리브와 접촉면)의 3개 그룹으로 컨덕턴스 값을 구분하였다. 3개 그룹의 열 접촉 컨덕턴스값을 300에서 500까지 25 W/m²·K 단위만큼 변경하며 반복 해석을 진행하였다.

해석 과정에서 Fig. 1의 (LC) 하부코어 온도, (SL) 슬리브 온도, (UC) 상부코어 온도를 각각 예측하였고, 그 결과를 실험에서 측정 온도와 비교하였다. Fig. 1 (LC), (SL), (UC)지점의 측정 및 예측 온도의 비교 결과는 Fig. 4에 제시되었다. 이러한 비교를 통해 측정 온도와 예측 온도가 최소의 차이를 보이는 열 접촉 컨덕턴스 값을 구하였고, 결과는 Table 3과 같다.

수치해석은 냉각 실험 조건과 동일한 경계조건으로 수행되었다. 따라서, 첫 번째 냉각 공정 단계에서 500°C의 일정한 초기 온도를 갖는 금형 및 내부 유리 렌즈에 냉각을 위한 가열블록의 온도를 460°C로 일정하게 유지한 상태로 700 s 동안 냉각을 수행하는 조건을 고려하였다. 두 번째 단계 냉각 공정은 200°C를 유지하는 가열블록 온도 조건에서 700 s 동안 냉각하는 공정을 시뮬레이션하였다.

Fig. 4에서 검은색 점선의 시뮬레이션 결과는 모든 열 접촉 컨덕턴스 값을 기존 연구[8]에서 제시한 2,800 W/m²·K 으로

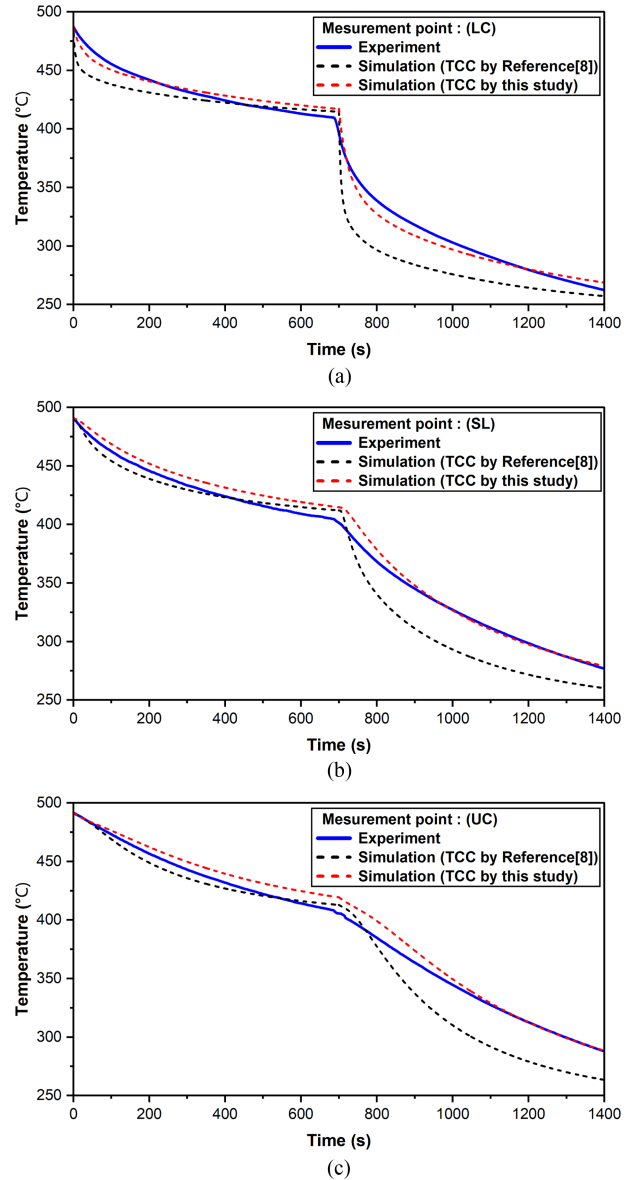


Fig. 4 Experimental and numerical temperature comparison (a) Lower core temperature comparison, (b) Sleeve temperature comparison, and (c) Upper core temperature comparison

입력한 해석 결과이며, 특히 두 번째 냉각 공정에서 실험 결과보다 훨씬 빠른 냉각 속도 경향을 보여주고 있다. 이는 기존 연구의 열 접촉 컨덕턴스 값이 본 실험에서 존재하는 값에 비해 더 크다는 것을 보여준다. 이러한 열 접촉 컨덕턴스의 차이는 금형에 가해지는 압력의 차이에 의한 것으로 판단된다. 기존 연구는 성형을 위한 가압 조건을 포함한 해석이므로 열 접촉 컨덕턴스 역시 가압 조건의 값을 고려하였다. 반면, 본 실험에서 냉각은 가압이 없는 금형의 하부 가열블록과 접촉에 의한 냉각을 고려하는 공정이므로, 금형 및 가열블록과의 접촉 부에서 더 작은 열 접촉 컨덕턴스 값을 갖게 된다.

Figs. 4는 1의 (LC), (SL), (UC) 지점에서 측정된 온도와 시뮬레이션 예측 온도의 비교 결과를 보여준다. 본 연구에서 구한

열접촉 컨덕턴스 값을 적용한 시뮬레이션 결과는 (LC), (SL), (UC) 지점에서 실험 결과와 비교하여 각각 21.7, 16.6, 14.6°C의 최대 온도 차를 보여준다. 반면, 기존 문헌[8]의 값을 적용한 결과는 동일 지점에서 실험결과와 최대 온도 차가 각각 49.7, 34.4, 35.8°C였다. 이는 본 연구에서 구한 열 접촉 컨덕턴스를 적용한 경우 실험과 시뮬레이션 결과의 최대 온도 차를 51.7에서 59.2% 감소시켜 더 정확한 온도의 예측이 가능함을 보여준다.

시뮬레이션 결과로 얻은 열 접촉 컨덕턴스 값은 Table 3에서 보여주는 것과 같이 375에서 500 W/m²·K으로 기존 연구[8]에서 고려한 열 접촉 컨덕턴스 값인 2,800 W/m²·K에 비해 13.4에서 17.9% 정도의 값을 보여준다. 가해지는 압력의 크기에 따라 열 접촉 컨덕턴스 값이 10배 정도의 차이를 보이는 기존 문헌[27]의 결과를 고려한다면, 본 연구가 제시하는 열 접촉 컨덕턴스 값은 타당한 범위 내에 존재함을 알 수 있다. 계산된 접촉 컨덕턴스 값은 추가적인 렌즈 내부 온도와 응력 분포 해석에서 입력 값으로 고려되었다.

Fig. 4에서 첫 번째와 두 번째 단계 냉각 공정에서 예측 온도의 변화 경향을 보면, 고려된 열 접촉 컨덕턴스 값에 따른 측정 온도와의 차이가 두 번째 냉각 공정에서 두드러지게 나타남을 알 수 있다. 이는 두 번째 냉각 공정의 냉각 속도가 첫 번째에 비해 훨씬 빠르기 때문이다. 이러한 결과는 냉각 속도가 빠른 공정에서 적절한 열 접촉 컨덕턴스 고려가 과도 열전도 해석 및 정확한 온도 변화 예측에 더욱 중요하다는 것을 보여준다.

5. 렌즈 내부 온도 및 응력 분포 조건 및 해석 결과

5.1 열전달-구조 연계 해석 방법 및 해석 조건

본 연구의 주요 목적 중 하나는 순차 이송형 GMP 공정에서 생산성 향상을 위해 냉각 공정 시간을 되도록 줄이면서, 냉각 과정 중 렌즈 내부에 발생하는 응력이 특정 값을 초과하지 않는 공정 조건을 제시하는 것이다. 이를 위해 과도 열전달-구조 연계 해석을 수행하였다. 가열 부와 금형 형상의 대칭성을 고려하여 모델의 1/4에 대한 해석을 수행하였으며 해석 대상 형상은 Fig. 5와 같다. 1/4 형상 해석을 위한 대칭면에서는 단일 조건을 부여하였다. 열전달 해석을 위한 경계 조건은 3장에서 설명하였다.

본 냉각 공정 해석은 실제 생산 공정에서의 조건을 모사하기 위해 상부 및 하부 코어의 재질을 탄화 텅스텐(WC)로 고려하였으며, 사용한 WC 소재의 100°C에서 물성치는 Table 2에 제시되었다[29]. 금형 내부 및 금형과 접촉하는 가열블록에서의 열 접촉 컨덕턴스는 전술한 실험-해석결과 비교를 통해 구한 값을 적용하였다. 황동과 텅스텐의 열전도율은 100°C 조건에서 각각 115, 108.7 W/m·K 로 차이가 크지 않고, 접촉면이 유리 렌즈가 공이 완료된 이후 매끄러운 상태로 접촉되어 두 표면의 거칠기에 큰 차이가 없기 때문에, 동일한 열 접촉 컨덕턴스를 고려하는 것은 타당할 것으로 판단되었다.

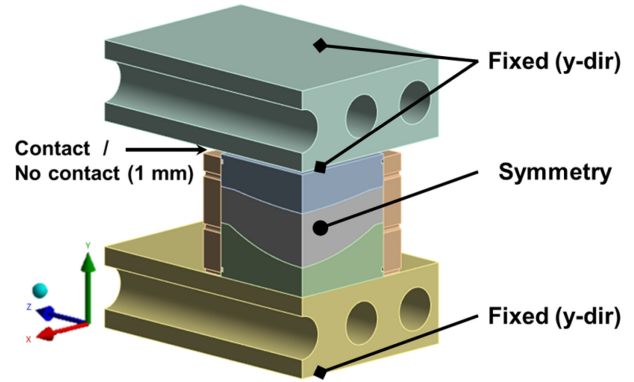


Fig. 5 Boundary conditions of thermal-structural coupled FE analysis

금형의 냉각을 위한 가열블록의 접촉 조건은 두 종류로 고려하여 각각 시뮬레이션을 수행하였다. 첫 번째 접촉조건은 실험과 동일하게 금형 아랫면이 하부 가열블록과 접촉하고, 금형 윗면은 상부 가열블록과 약 1 mm 간격을 유지한 상태이다.

두 번째 접촉 조건은 금형의 윗면과 아랫면 모두 각각 상부와 하부 가열블록과 접촉한 상태이며, 이러한 조건에서는 금형 및 렌즈를 고르게 냉각시키는 것이 가능하다. 본 연구에서는 가열블록이 금형에 가하는 압력 없이 단순 접촉만 하고 있는 조건으로 시뮬레이션을 수행하였다. 상부 가열블록과 금형 윗면 사이의 열 접촉 컨덕턴스는 아랫면과 동일한 값인 375 W/m²·K을 적용하였다.

과도 구조 해석은 열전달 해석에서 구한 금형 및 렌즈의 온도 분포, 즉 열하중을 반영하여 해석한다. Fig. 5와 같이 두 가열블록의 고정 면에 좌표가 고정된(Fixed) 조건을 부여하여 y축 변위를 구속하고, 상부 가열블록 아랫면에도 동일 조건으로 수직 변위를 구속하였다. 가열블록이 금형의 윗면에 접촉한 조건에서는 상부 코어 및 슬리브 윗면과 상부 가열블록이 단순 접촉한다. 상부 가열블록과 금형 윗면 접촉면의 y축 변위를 고정하여 금형 자체에 가하는 압력을 0으로 설정하였고, 금형 자체에 의한 하중을 고려하기 위해 표준 지구 중력 조건을 반영하였다.

냉각 공정에서는 냉각 속도에 따라 렌즈 내부의 온도분포가 변하며, 국소 지점에서의 변형을 차이가 발생하며 재료내부 응력 분포를 유발한다. 이러한 영향을 분석하기 위해 냉각 시간과 냉각 공정 단계를 다르게 하여 시뮬레이션을 수행하였다.

Table 4는 냉각 공정을 해석하기 위한 설정 변수값을 보여준다. 고려된 공정 변수는 냉각 공정 단계 수와 각 공정에서의 가열블록의 온도, 각 공정 단계에서 냉각 시간, 상부 가열블록과 금형 접촉 여부로 설정하였다. 공정 단계 수의 경우 2-4단계; 각 냉각 단계에서 공정 시간은 400, 700, 그리고 1,000 s로 해석 조건을 정하였다. 상부 가열블록과 금형 윗면의 접촉 및 비접촉 여부를 고려하였으며, 접촉 조건에서는 가열블록이 금형에 가하는 압력 없이 단순 접촉하는 조건에서 해석을 수행하였다. 주어진 해석 조건은 실제 유리 렌즈 생산에 사용되는 순차 이송형 GMP 장비에서 구현되는 성형 공정 조건을 참고하여 설정되었다.

Table 4 Process variables and process variable values

Process variables	Process variable value
Initial temperature	520°C
Process time	400 s
	700 s
	1,000 s
Process steps	2 steps (520 → 200 → 50°C)
	3 steps (520 → 460 → 20C → 50°C)
	4 steps (520 → 400 → 280 → 150 → 50°C)
Upper heating block contact condition	No contact Contact

유리 렌즈는 대표적인 취성 재료이므로 압축 응력에 비교적 강하지만, 인장 응력에 취약한 특성을 갖는다. 따라서, 본 연구에서는 냉각 공정에서 공정 변수에 따라 변하는 값을 갖는 렌즈 내부 최대 주응력(σ_{max}) 값을 분석하였다. Yi등에 따르면 일반적인 유리의 파손 인장응력은 약 75 MPa로 알려져 있다[30]. 따라서 인장응력에 대한 안전율을 고려하여, 렌즈 내부에 허용 가능한 최대 주응력 기준값을 40 MPa로 설정하고, 이를 초과하지 않는 냉각 공정 조건을 제시하고자 하였다.

5.2 금형 윗면 비접촉 조건에서 공정시간 변화에 따른 해석 결과

Figs. 6(a)와 6(b)는 3단계 냉각 공정을 적용한 경우 각 공정 냉각 시간 변화에 따른 렌즈 내부 최대 주응력, σ_{max} 의 변화와 렌즈 내부 최대 온도 차 변화를 보여준다. 여기서 렌즈 내부 최대 온도 차는 임의의 시간에서 렌즈 내부의 최대 온도와 최소 온도를 뺀 값이다. 각 단계에서 상부 및 하부 가열블록의 온도는 Table 4와 같이 400, 200, 50°C이며, 금형과 렌즈의 초기 온도는 520°C이다. 순차 이송형 GMP 공정의 특성상, 일정한 냉각 시간을 갖는 냉각 단계가 순차적으로 수행되는 특징을 갖는다. 하나의 연속 공정에서 단계별 냉각 시간을 400, 700, 1,000 s의 세 가지 조건으로 고려하였다.

Fig. 6(a)에서 각 단계의 냉각 시간이 400 s인 경우 첫 번째 냉각 공정에서 렌즈 내부 σ_{max} 의 최댓값은 약 9.7 MPa이지만, 냉각을 위한 접촉 가열블록 온도가 크게 낮아지는 두 번째 냉각 공정에서는 σ_{max} 의 최댓값이 약 44.3 MPa로 크게 높아지는 경향을 확인할 수 있다. 이후 세 번째 냉각 공정에서 σ_{max} 의 최댓값의 크기가 최대 51.8 MPa까지 증가하게 되는데 이는 Fig. 6(b)가 보여주는 것과 같이 렌즈 내부 최대 온도 차가 커지기 때문이다. 다시 말하면 각 공정의 냉각 시간이 400 s인 조건에서는 두 번째 공정에서 내부까지 충분히 냉각되지 않은 상태에서 세 번째 냉각 공정으로 이송되면서, 렌즈 내부와 표면의 온도 차는 다시 커지게 되고, 이러한 온도의 불균일 분포 심화는 렌즈 내 σ_{max} 값을 증가시키게 된다. Fig. 6는 렌즈 내부에서 최대

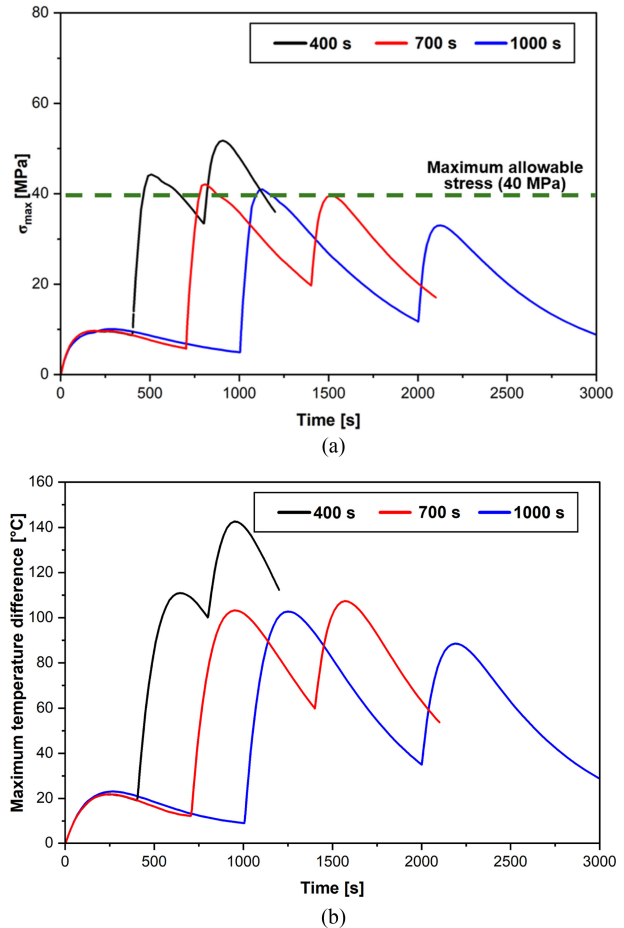


Fig. 6 Simulated stress and temperature change of lens with the change of process time (a) Maximum principal stress and (b) Maximum temperature difference

온도 차와 σ_{max} 의 변화 경향이 거의 일치하고 있음을 보여준다. Fig. 6(a)의 렌즈 내부 σ_{max} 의 변화 곡선 중 일부 구간에서 불연속적인 선의 분포를 확인할 수 있는데, 이는 렌즈 내부에서 σ_{max} 의 최댓값이 발생하는 지점이 고정되지 않고 시간 경과에 따라 조금씩 이동하며 σ_{max} 최댓값이 불연속적으로 변하기 때문이다. 각 공정 단계의 냉각 시간을 400에서 700과 1,000 s로 증가시키면, 첫 번째 냉각 공정 종료 후 렌즈 내 σ_{max} 값은 점점 감소하게 된다. 이는 렌즈가 냉각 시간의 증가에 따라 내부 온도 분포가 점점 균일해지기 때문이며, 이는 Fig. 6(b)의 렌즈 내 최대 온도분포 차를 보여주는 그래프를 통해 확인할 수 있다. 두 번째 냉각 공정이 시작되면 렌즈 내부 온도 차가 커지며 σ_{max} 역시 크게 증가함을 확인할 수 있고, 냉각 시간을 700과 1,000 s로 증가시켜도 두 번째 냉각 공정에서의 σ_{max} 의 최댓값의 크기는 각각 42.1과 40.7 MPa로 큰 차이가 없었다. 이는 두 번째 냉각 공정에서 가열블록 온도가 이전 공정의 460에서 200°C로 크게 감소하기 때문이다. 이는 렌즈 내부의 σ_{max} 최댓값이 냉각 속도에 의해서도 크게 달라진다는 것을 보여준다. Fig. 6(b)에서 냉각 공정 시간이 400 s 조건인 경우 렌즈 내부의 최대 온도 차이는 공정이 진행될수록 누적되어 증가한다. 또한

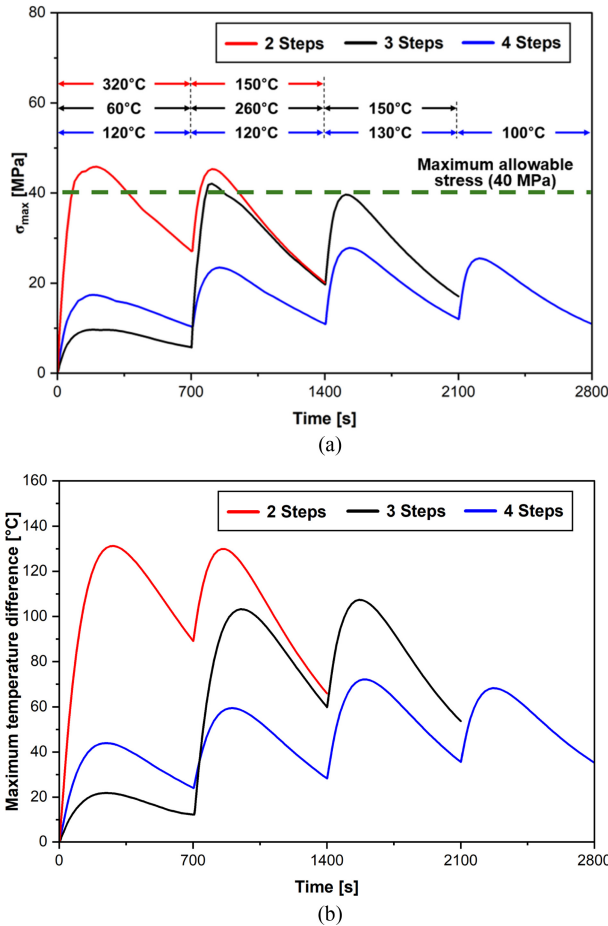


Fig. 7 Simulated stress and temperature change of lens according to the number of process steps (a) Maximum principal stress (b) Maximum temperature difference

마지막 냉각 단계 직후 렌즈 내부 최대 온도 차이는 112.4°C로 충분한 냉각이 이루어지지 않아, 내부의 온도가 균일하지 않음을 알 수 있다. 반면 공정 시간이 1,000 s인 경우, 마지막 냉각 단계 직후 내부 최대 온도 차이는 28.8°C로 상대적으로 충분한 냉각이 진행되었음을 확인할 수 있다. 이러한 온도 분포는 냉각 공정시간이 충분하지 않을 경우 렌즈 내부 불균일한 온도 분포가 심화되며 렌즈 잔류 응력은 증가한다는 것을 보여주고 있다.

Fig. 6(a)는 세 번째 냉각 단계의 과정 및 냉각 종료 시점에서 σ_{max} 값이 냉각 시간에 따라 크게 달라짐을 보여준다. 냉각 시간이 400, 700, 1,000 s일 때, 세 번째 냉각 공정 단계에서 가장 큰 σ_{max} 값은 각각 51.8, 39.6, 그리고 33 MPa이었으며, 각 단계의 냉각 공정이 완료된 후 σ_{max} 값은 36, 17, 그리고 8.8 MPa이었다. 이러한 σ_{max} 값의 차이는 두 번째 냉각 조건이 완료된 이후 렌즈 내부에 분포하는 σ_{max} 값과 온도 균일성의 차이가 세 번째 냉각 공정에서의 응력분포에 영향을 주었기 때문이다. 이러한 해석 결과는 마지막 냉각 단계의 냉각 시간 증가는 냉각 종료 시점에서 잔류하는 σ_{max} 의 크기를 감소시킬 수 있지만, 냉각 과정 중 발생하는 σ_{max} 의 최대값의 크기는 냉각 시간보다는 이전 공정의 종료 시점에서 존재하였던 σ_{max} 에 크게 영향받음을 보여준다.

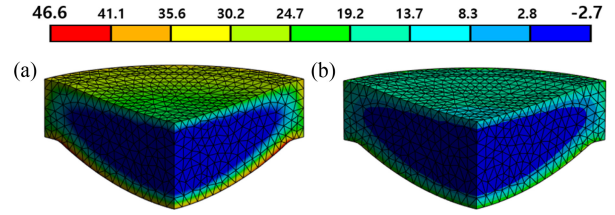


Fig. 8 Maximum principal stress distribution lens (unit: MPa): (a) Maximum principal stress under the 2 steps condition, (b) Maximum principal stress under the 4 steps condition

5.3 금형 윗면 비접촉 조건에서 공정 단계 세분화에 따른 해석 결과

Figs. 8(a)와 8(b)는 각 공정 단계의 냉각 시간을 700 s로 고정 한 상태에서, 초기 조건과 마지막 단계의 경계 조건을 동일하게 하고, 냉각을 최소 2 단계, 최대 4단계로 구성하는 경우 렌즈 내부에 발생하는 렌즈 내부 σ_{max} 와 렌즈 내부 최대 온도 차 변화를 보여준다. Table 4에서 보여주는 것과 같이, 모든 공정에서 초기조건은 금형과 렌즈가 520°C로 일정하게 가열된 것으로 가정하였으며 마지막 냉각 공정은 50°C로 유지되는 가열블록으로 냉각되는 것으로 해석하였다.

Fig. 8(a)에서 표시된 온도들은 각 냉각 단계에서 이전 공정과 해당 공정에서 가열블록 온도 차를 나타낸다. 각 단계에서 동일한 냉각 시간을 설정하였으므로, 높은 온도 차는 해당 공정에서 냉각 속도가 더 빠르다는 것을 의미한다. Fig. 8의 결과는 각 냉각 공정에서 발생하는 렌즈 내부 σ_{max} 의 최대값이 공정 단계별 온도 차가 가장 큰 과정, 즉 냉각 속도가 가장 빠른 과정에서 발생함을 보여주고 있다. 이는 공정 단계를 세분화하여 냉각 속도를 감소시킬 경우 렌즈 내부 σ_{max} 의 최대값을 감소시켜 냉각 과정 중 발생할 수 있는 렌즈의 손상을 방지할 수 있음을 의미한다.

냉각 공정을 2개 단계로 구성한 경우, 단계별 온도 차이는 각각 320, 150°C이며, 렌즈 내부 최대 주응력의 가장 큰 값은 첫 번째 냉각 공정에서 46.6, 두 번째 냉각 공정에서 45.1 MPa를 보여준다. 이는 너무 짧은 시간 동안 빠르게 냉각과정을 수행하는 경우 렌즈의 냉각 과정에서 렌즈가 파손될 수 있음을 보여주는 결과이다. 냉각 공정을 3개 단계로 구성하고 각 단계에서의 온도 차이를 60, 260, 150°C로 설정하여 해석을 수행하면, 전체 냉각과정 중 발생하는 가장 큰 최대 주응력 값은 두 번째 단계에서 42.1 MPa로 예측되었다. 이 결과는 σ_{max} 발생이 공정 온도 차보다, 공정에서의 냉각 속도 차이에 크게 영향받고 있음을 보여준다.

냉각 공정을 4개 단계로 구성하고, 각 단계별 온도 차이를 120-130°C로 큰 차이 없이 설정하여 해석을 수행하게 되면, 전체 냉각 과정에서 발생하는 냉각 단계별 σ_{max} 의 최대값은 17-28 MPa였으며, 전체 냉각과정에서 σ_{max} 값이 안전율을 고려한 유리의 파손 인장응력 40 MPa 이하로 예측되었다.

Figs. 7(a)와 7(b)에 공정 단계를 2개 단계로 구성한 경우, 4개 단계로 구성한 경우에서 σ_{max} 의 최대값 발생 시점((a) 207 s, (b) 1,528 s)에서의 렌즈 내부 최대 주응력 분포를 나타내었다. 공

정 단계를 2개 단계로 구성한 경우, 렌즈 내부 최대 주응력이 최대 46.6 MPa로 나타나며, 렌즈 하단면에서 그 값이 나타남을 확인할 수 있다. 반면 공정 단계를 4개 단계로 구성한 경우, σ_{max} 이 최대 28 MPa 이하로 나타나며 공정 단계를 2개 단계로 구성하였을 때에 비해 σ_{max} 이 전반적으로 작게 나타남을 확인할 수 있다. 또한 해석 결과는 냉각 과정에서 렌즈의 파손을 방지하기 위해 냉각 공정을 4개 단계로 구성하는 것이 적절함을 보여준다. 만일 냉각 공정을 3개 단계로 구성해야 하는 경우에는 각 단계의 냉각 시간을 크게 하여 냉각 속도를 늦추는 것이 필요할 것으로 판단되었다.

5.4 금형 윗면과 상부 가열블록의 접촉 여부에 따른 해석 결과

본 연구에서는 상부 가열블록 접촉 여부가 렌즈 내부의 응력 및 온도분포에 미치는 영향을 추가적으로 해석하였다. 전술한 것과 같이 금형이 상부 가열블록과 접촉하게 되면, 금형의 상하부 코어가 동시에 냉각되므로 냉각 과정 중 렌즈 내부의 온도 균일성을 높이는데 유리하다. 상부 가열블록이 금형과 접촉하는 경우, 금형에 압력을 가하지 않고 단순 접촉하는 것으로 해석하였다.

Figs. 9(a)와 9(b)는 Table 4의 3개 단계로 구성되며, 각 단계의 냉각 시간이 700 s 인 공정조건에서 상부 가열블록 접촉 여부에 따른 렌즈 σ_{max} 및 렌즈 내부 최대 온도 차의 변화를 보여준다. Fig. 10(a)에서 알 수 있듯이, 렌즈 내부 σ_{max} 은 상단 가열블록과 금형이 닿아있는 접촉 조건에서 1 mm 간격을 갖는 비접촉 조건에 비해 두 번째 냉각단계에서 최대 16 MPa 더 크다는 것을 보여준다. 이는 상단 가열블록의 접촉에 따라 렌즈 내부 열 변형 차이가 심화되며 나타난 결과이다. 여기서 주목할 점은 Fig. 9(b)에서와 같이 두 번째 냉각 단계에서 렌즈 내 최대 온도 차는 접촉조건에서 더 작다는 것이다. 이는 렌즈 내 최대 σ_{max} 값이 온도 차뿐만 아니라 두 냉각 면의 냉각 능력에 의해서도 영향을 받는다는 것을 의미한다.

냉각 과정에서 온도가 빠르게 변화하는 렌즈 겉면과, 비교적 느리게 변화하는 렌즈 내부의 열 변형 차이로 인한 응력이 발생한다. 두 번째 냉각 단계에서 접촉 조건의 경우 렌즈 내부의 열이 윗면과 아랫면으로 동시에 전달되어 열 변형 차이가 심화되어 응력이 크게 나타난다. 비접촉 조건의 경우 렌즈 내부의 대부분의 열이 아랫면으로 전달되기 때문에 렌즈 내부 단위 길이 당 온도 차 및 온도 구배가 작아져 이에 따른 렌즈 내 열 변형 차와 최대 주응력은 최대 온도 차에 비해 작게 나타날 수 있다.

Fig. 9(b)는 렌즈 내부 최대 온도 차가 비접촉 조건에 비해 접촉 조건에서 최대 60°C 작게 나타나며, 이는 상부 가열블록을 금형에 접촉시킬 경우 금형 및 렌즈를 균일하게 냉각시킬 수 있음을 준다. 비접촉 조건의 경우, 금형 및 렌즈의 대부분 열이 하부 가열블록을 통해 이동하므로 렌즈 내부 온도 분포는 불균일하게 나타나며 냉각 공정이 진행될수록 불균일한 온도 분포가 심화되며 렌즈 내부에서 분포하는 응력은 증가한다. 이에 따라 냉각 공정이 종료된 시점(2,100 s)의 σ_{max} 값은 비접촉 조건에 비해 접촉 조건에서 9.7 MPa 작게 나타난다.

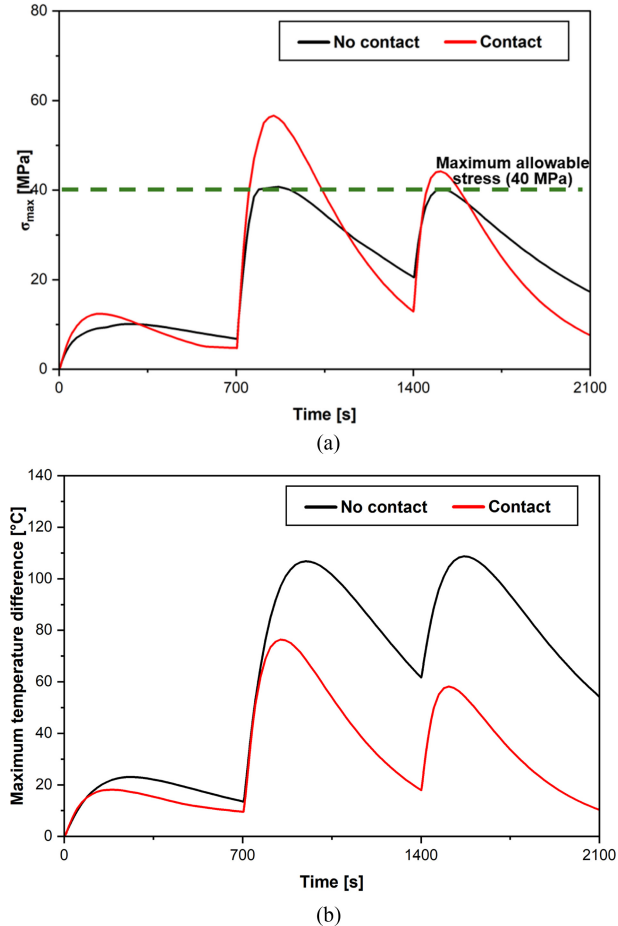


Fig. 9 Simulated stress and temperature change of lens with the difference of contact condition (a) Maximum principal stress and (b) Maximum temperature difference

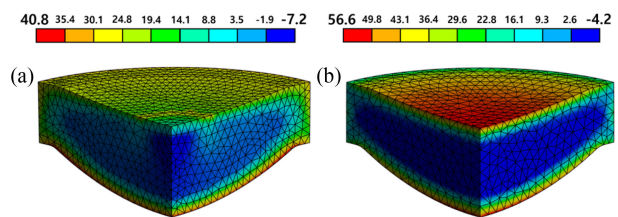


Fig. 10 Stress distribution lens (unit: MPa): (a) Maximum principal stress under the no contact condition and (b) Maximum principal stress under the contact condition

Figs. 10(a)와 10(b)는 응력 최댓값 발생 시점((a) 848 s, (b) 868 s)에서 상부 가열블록과 금형 윗면 접촉 여부에 따른 렌즈 내부 최대 주응력 분포를 보여준다. 비접촉 조건의 경우 렌즈의 아랫면, 비접촉 조건의 경우 렌즈의 윗면과 아랫면 부근에서 동시에 높은 σ_{max} 이 나타난다. 또한 두 조건 모두에서 렌즈 내부에 압축응력이 나타나는 것을 알 수 있다. 이는 냉각과정에서 불균일한 온도 분포에 따른 열 변형 차이에 의해 나타난 결과이다.

렌즈 표면이 빠르게 냉각되며 온도가 렌즈 내부 온도 이하로 떨어질 때, 내부 층이 표면의 수축을 방해하게 되며 이에 따라

렌즈 내부에 압축 응력, 렌즈 표면에 인장 응력이 나타나게 된다. 이는 기존의 연구[9,31]에서 제시하는 냉각 과정에서 렌즈 냉각 시 응력 분포 경향성과 유사한 결과이다. Yin은 냉각 과정에서 냉각이 빠르게 진행되는 렌즈 표면과 렌즈 내부의 변형 속도 차이로 인해 냉각이 빠르게 진행되는 렌즈 표면에서 인장응력, 느리게 냉각되는 렌즈 내부에 압축 응력이 발생하게 된다 [31]고 언급하였다. 접촉 조건의 경우 렌즈 윗면과 아랫면에서 냉각 속도가 빠르게 나타나므로 내 측에서 수축을 방해하는 정도가 크며 이에 따라 렌즈 겉면의 인장 응력은 더욱 증가한다. 따라서 냉각 과정 중 인장응력에 의해 유리렌즈의 파손이 발생한다면, 그 위치는 렌즈의 윗면 또는 아랫면 부근임을 예측할 수 있다. 또한 렌즈 내부에서 인장이 발생하는 부분과, 압축이 발생하는 부분의 변형률 차이로 인한 파손 위험이 클 것으로 예상되며, 이러한 변형률의 차이는 렌즈 내부에서의 파단 발생 원인으로 작용할 수 있을 것으로 판단된다.

6. 결론

본 연구에서는 순차 이송형 GMP 냉각 공정을 실험 및 해석적 방법을 통해 분석하였다. 각 단계별 냉각 온도, 냉각 시간 그리고 냉각을 위한 가열블록 접촉 조건이 렌즈 내부 온도 및 응력 분포에 미치는 영향을 고찰하였으며 이를 통해 얻은 결론은 다음과 같다.

1. 냉각 공정 실험과 해석을 통해 렌즈를 포함한 금형 내부 및 표면의 열 접촉 컨덕턴스를 구하였으며 그 값은 $375\text{-}500\text{ W/m}^2\text{K}$ 였다.

2. 냉각 시간이 짧을수록 과도 열전도 해석 결과에 대한 열 접촉 컨덕턴스의 영향이 크게 작용하였다.

3. 다단의 GMP 냉각 공정에서 냉각 시간이 충분하지 않을 경우, 렌즈 내부 불균일한 온도 분포는 공정이 진행될수록 심화되어 렌즈 내부 잔류 응력이 증가하였다.

4. 냉각의 마지막 단계에서 냉각 시간의 증가는 냉각 종료 후 잔류 응력의 크기를 감소시킬 수 있지만, 냉각 공정 중 발생하는 최대 주응력의 크기는 이전 공정 종료 시점의 최대 주응력에 크게 영향받았다.

5. 공정 단계를 세분화하여 냉각 속도를 감소시킬 경우 렌즈 내부의 최대 주응력이 갖는 최댓값을 감소시켜 냉각 과정 중 발생할 수 있는 렌즈 손상을 방지할 수 있음을 확인하였다.

6. 냉각 방법이 동일한 조건에서는, 렌즈 내 최대 온도 차의 변화와 최대 주응력 값의 변화 경향이 일치하였다.

7. 금형의 윗면과 아랫면이 가열블록과 접촉하여 냉각되는 경우, 금형의 아랫면만 접촉하여 냉각되는 조건에 비해 렌즈 내부 온도 분포가 더 균일하여 냉각 종료 시 렌즈 내부 잔류 응력은 최대 9.7 MPa 감소하지만, 전체 냉각 과정에서 렌즈 내부 응력의 최댓값은 16 MPa 더 크게 발생하였다.

8. 빠르게 냉각되는 렌즈 표면에 인장 응력, 상대적으로 느리게

냉각되는 렌즈 내부에서 압축 응력이 나타나므로, 인장 응력에 취약한 유리 재료의 특성을 고려하였을 때 렌즈 표면과 인장 응력과 압축 응력이 발생하는 경계면에서 변형률 차이로 인한 파손 위험이 높을 것으로 판단되었다.

ACKNOWLEDGEMENT

본 연구는 산업통상자원부의 재원으로 한국산업기술진흥원 및 한국산업기술기술평가원의 지원으로 수행되었으며 이에 감사드립니다(산업기술혁신사업 No. 20010775, 2024년 산업혁신 인재성장지원사업 No. P0012744).

REFERENCES

- Jung, T.-S., Park, K.-S., Yoon, G.-S., (2011), A study on the optimal molding conditions for aspheric glass lenses in progressive gmp, Journal of the Korea Academia-Industrial Cooperation Society, 12(3), 1051-1057.
- Choi, J., Tamang, S., Park, H., (2024), A study on numerical analysis for determination of glass molding process conditions for glass lenses, Journal of the Korean Society for Precision Engineering, 41(3), 207-214.
- Seo, B. M., Jung, D. Y., Park, K., Park, C. Y., (2022), A study on the heat transfer characteristics of a glass lens mold heating block according to design of a heat radiating block, Journal of the Korean Society for Precision Engineering, 39(7), 493-500.
- Chen, Y., Yi, A. Y., Su, L., Klocke, F., Pongs, G., (2008), Numerical simulation and experimental study of residual stresses in compression molding of precision glass optical components, Journal of Manufacturing Science and Engineering, 130(5), 0510121-0510129.
- Li, K., Gong, F., (2019), Numerical simulation of glass molding process for large diameter aspherical glass lens, IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, 490(5), 052018.
- Chang, S. H., Lee, Y. M., Jung, T. S., Kang, J. J., Hong, S. K., Shin, G. H., Heo, Y. M., (2007), Simulation of an aspheric glass lens forming behavior in progressive GMP process, AIP Conference Proceedings, 908, 1055-1060.
- Vu, A. T., Vu, A. N., Liu, G., Grunwald, T., Dambon, O., Klocke, F., Bergs, T., (2019), Experimental investigation of contact heat transfer coefficients in nonisothermal glass molding by infrared thermography, Journal of the American Ceramic Society, 102(4), 2116-2134.
- Yan, J., Zhou, T., Masuda, J., Kuriyagawa, T., (2009), Modeling high-temperature glass molding process by coupling heat transfer and viscous deformation analysis, Precision Engineering, 33(2), 150-159.

9. Zhou, J., Shi, T., Hu, Y., Ji, Y., Li, M., Shen, L., (2013), Numerical simulation in compression molding of glass lens, Proceedings of the 2013 IEEE International Conference on Automation Science and Engineering (CASE), 669-674.
10. Zhou, T., Yan, J., Masuda, J., Oowada, T., Kuriyagawa, T., (2011), Investigation on shape transferability in ultraprecision glass molding press for microgrooves, Precision Engineering, 35(2), 214-220.
11. Tao, B., He, P., Shen, L. G., (2014), Measurement of residual stresses in molded glass lenses, Advanced Materials Research, 902, 144-147.
12. Nguyen, L. P., Wu, M. H., Hung, C., (2019), Finite element analysis of ultrasonic vibration-assisted microstructure hot glass embossing process, Australian Journal of Mechanical Engineering, 17(3), 199-208.
13. Mosaddegh, P., Ziegert, J., Iqbal, W., Tohme, Y., (2011), Apparatus for high temperature friction measurement, Precision Engineering, 35(3), 473-483.
14. Tsai, Y.-P., Hung, J.-C., Yin, L.-C., Hung, C., (2012), Ultrasonic vibration-assisted optical glass hot embossing process, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 60, 1207-1213.
15. Brand, J., Gadow, R., Killinger, A., (2004), Application of diamond-like carbon coatings on steel tools in the production of precision glass components, Surface and Coatings Technology, 180, 213-217.
16. Dambon, O., Wang, F., Klocke, F., Pongs, G., Bresseler, B., Chen, Y., Yi, A. Y., (2009), Efficient mold manufacturing for precision glass molding, Journal of Vacuum Science & Technology B: Microelectronics and Nanometer Structures Processing, Measurement, and Phenomena, 27(3), 1445-1449.
17. Zhou, T., Liu, X., Liang, Z., Liu, Y., Xie, J., Wang, X., (2017), Recent advancements in optical microstructure fabrication through glass molding process, Frontiers of Mechanical Engineering, 12, 46-65.
18. Ananthasayanam, B., Joseph, P. F., Joshi, D., Gaylord, S., Petit, L., Blouin, V. Y., Richardson, K. C., Cler, D. L., Stairiker, M., Tardiff, M., (2012), Final shape of precision molded optics: Part i—computational approach, material definitions and the effect of lens shape, Journal of Thermal stresses, 35(6), 550-578.
19. Tao, B., He, P., Shen, L., Yi, A., (2014), Quantitatively measurement and analysis of residual stresses in molded aspherical glass lenses, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 74, 1167-1174.
20. Cha, D. H., Park, H. S., Hwang, Y., Kim, J.-H., Kim, H.-J., (2011), Experimental study of glass molding process and transcription characteristics of mold surface in molding of aspheric glass lenses, Optical Review, 18, 241-246.
21. Feli, S., Aalami Aaleagha, M. E., Foroutan, M., Borzabadi Farahani, E., (2012), Finite element simulation of welding sequences effect on residual stresses in multipass butt-welded stainless steel pipes, Journal of Pressure Vessel Technology, 134(1), 011209.
22. AMS Technologies, D-ZLaF52LA Glass Datasheet. <https://shop.amstechnologies.com/>
23. MatWeb, Free-Cutting Breass, UNS C36000. <https://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=bae961d2d6ed497a9096986641162def&ckck=1>
24. Liu, W., Ruan, H., Zhang, L., (2014), Revealing structural relaxation of optical glass through the temperature dependence of young's modulus, Journal of the American Ceramic Society, 97(11), 3475-3482.
25. Ozaki, Y., Zee, R. H., (1995), Investigation of thermal and hydrogen effects on emissivity of refractory metals and carbides, Materials Science and Engineering: A, 202(1-2), 134-141.
26. Xu, Y., Zhang, K., Tian, Z., Tong, R., Yu, K., Liu, Y., (2022), Comparison research on spectral emissivity of three copper alloys during oxidation, Infrared Physics & Technology, 126, 104344.
27. Incropera, F. P., DeWitt, D. P., Bergman, T. L., Lavine, A., (2017), Incropera's principles of heat and mass transfer, Wiley.
28. Churchill, S. W., Chu, H. H., (1975), Correlating equations for laminar and turbulent free convection from a vertical plate, International Journal of Heat and Mass Transfer, 18(11), 1323-1329.
29. Reeber, R. R., Wang, K., (1999), Thermophysical properties of α -tungsten carbide, Journal of the American Ceramic Society, 82(1), 129-135.
30. Chow, W. K., Gao, Y., (2008), Thermal stresses on window glasses upon heating, Construction and Building Materials, 22(11), 2157-2164.
31. Yin, S., Li, C., Fang, H., Ma, Q., (2024), Effects of annealing on thermal stress generation during the cooling process of large-size silica glass, Journal of Non-Crystalline Solids, 628, 122857.



Ji Hyun Hong

M.Sc. candidate in the Department of Mechanical Design and Robot Engineering, Seoul National University of Science & Technology. Her research interest is experimental and numerical heat transfer.

E-mail: ghd4274@seoultech.ac.kr



Jeong Taek Hong

M.Sc. candidate in the Department of Mechanical Design and Robot Engineering, Seoul National University of Science & Technology. His research interest is experimental and numerical heat transfer.

E-mail: hong980923@seoultech.ac.kr



Dong Yean Jung

CTO in R&D Center of Daeho Technology Korea Co., Ltd. His research interest is thermoforming equipment and F.A. system.

E-mail: dongyeon@daehoteck.co.kr



Young Bok Kim

Ph. D. and Principal Researcher at the Intelligent Optical Module Research Center, Korea Photonics Technology Institute. His research interest is design of optical system and optical lens manufacturing.

E-mail: ybkim@kopti.re.kr



Keun Park

Professor in the Department of Mechanical System Design Engineering, Seoul National University of Science & Technology. His research interest is finite element analysis of manufacturing processes.

E-mail: kpark@seoultech.ac.kr



Chang Yong Park

Professor in the Department of Mechanical System Design Engineering, Seoul National University of Science & Technology. His research interest is heat transfer and energy system analysis.

E-mail: cypark@seoultech.ac.kr

시정수 변경 기능을 가지는 블록 오버랩 기반 CNC 보간기

Block Overlap Based CNC Interpolator with Variable Time Constant

이찬영^{1,#}, 김창주¹, 백승국¹, 허세곤²
Chan-Young Lee^{1,#}, Chang-Ju Kim¹, Seung Guk Baek¹, and Segon Heo²

¹ 한국기계연구원 초정밀장비연구실 (Department of Ultra-Precision Machines and Systems, Korea Institute of Machinery & Materials)

² 한국기계연구원 3D프린팅장비연구실 (Department of 3D Printing, Korea Institute of Machinery & Materials)

Corresponding Author / E-mail: cylee@kimm.re.kr, TEL: +82-42-868-7129

ORCID: 0000-0002-5240-8230

KEYWORDS: Interpolation (보간), Corner smoothing (코너 스무딩), Tool path (공구경로)

This paper proposed a CNC interpolator based on block overlap, capable of changing acceleration and deceleration time constants during continuous machining. The time constant can be set individually for each block through G-code commands. A velocity profile generation algorithm is proposed to set different time constants for both acceleration and deceleration phases. This algorithm can be applied to short blocks. The block overlap algorithm can be used for corner smoothing. A simulation model of the CNC interpolator was constructed to evaluate the proposed interpolation algorithm. Simulation results demonstrated that the proposed algorithm increased precision in areas with significant angular changes by adjusting time constants while simultaneously reducing machining time.

Manuscript received: October 23, 2024 / Revised: November 20, 2024 / Accepted: November 29, 2024

1. 서론

Computer Numerical Control (CNC) 보간기는 고속, 고정밀 가공을 위해 가감속 알고리즘과 코너 스무딩 기법을 적용하여 공구경로를 생성한다. 가감속 알고리즘을 통해 급격한 가속과 감속으로 발생하는 공작기계 이송계의 진동을 억제한다. 코너 스무딩 기법은 G코드 블록 사이의 코너 부근에서 매끄러운 경로를 생성하여 연속 가공이 가능하게 하고, 이를 통해 가공 시간을 단축한다.

저크, 가속도 한계값을 고려하여 가감속이 적용된 속도 프로파일을 생성하고, 코너 부근에 매끄러운 곡선을 삽입하여 공구 경로를 생성하는 연구들이 제안되었다. Tulsyan은 코너에서 발생하는 오차를 제한하기 위하여 B-Spline 커브를 삽입하는 코너 스무딩 기법을 사용하였다[1]. Wang은 비대칭 코너를 삽입하여 코너링 오차를 제한하고, 블록의 이송 길이에 따라 오차 제한값을 조절하는 기능을 제안하였다[2]. Shi는 코너 스무딩을 위해 5차 PH 곡선을 사용하였다[3]. 이러한 공구경로 생성 방법은 저크,

가속도의 한계를 활용하여 경로 생성이 가능하다. 하지만 연산 부하가 크고, 커브 삽입을 위한 거리가 확보되어야 하므로 미소 블록으로 구성되는 가공에서는 적용하기 어렵다.

상용 CNC에서는 가감속 시정수를 이용해 속도 프로파일을 생성하고, 블록 오버랩 알고리즘을 활용해 코너 스무딩을 구현하는 방식이 일반적으로 사용된다. 이러한 공구경로 생성 방법은 미소블록에도 적용 가능하며, 연산 부하가 낮아 실시간 시스템에 적용하기 용이하다. 이 기법을 고정밀 가공에 적용하기 위하여 블록 오버랩의 중첩 시간을 조절하여 코너 부근에서 오차를 제한하기 위한 연구들이 제안되었다[4,5]. 하지만, 시정수를 변경하지 않고 중첩 시간을 감소시켜 오차를 제한하므로 가공 시간이 증가한다.

본 논문에서는 연속가공 중 가감속 시정수를 변경하여 공구 경로를 생성할 수 있는 CNC 보간기를 제안하였다. 파트 프로그램에서 G코드를 이용해 각 블록별로 가감속 시정수를 설정할 수 있게 하였다. 직선형 가감속 알고리즘에서 가속구간과 감속구간의 시정수를 다르게 설정하여 속도 프로파일을 생성하는

알고리즘을 제안하였다. 가공 시간 단축을 위해 블록 오버랩 알고리즘을 적용하였다. 제안된 공구경로 생성 방법은 미소블록에도 적용이 가능하다. 또한, 가공 정밀도 요구에 따라 구간별로 가감속 시정수를 조절함으로써 정밀도를 향상시키는 동시에 전체 가공 시간을 단축할 수 있다. CNC 보간기 시뮬레이션 모델을 제작하여 제안된 알고리즘의 시정수 변경 기능과 기능을 평가하였다.

2. 시정수 변경 가능 보간기

이번 장에서는 시정수 변경이 가능한 보간기에 대해 제안한다. 파트 프로그램 내에서 G코드를 이용하여 시정수를 지령할 수 있다. G코드로 'TA'를 사용하며, ms 단위로 설정할 수 있다. 예를 들어 파트 프로그램에 'G01 X10. F1200 TA30'과 같이 지령하면 해당 이송 시 시정수가 30 ms로 변경이 된다. Fig. 1은 시정수 변경 기능을 적용할 경우 블록의 속도 프로파일을 나타낸 것이다. Fig. 1에서 보이는 것과 같이 변경된 시정수는 감속 구간부터 적용이 되며, 가속구간에는 변경하기 전 시정수가 사용된다. 변경된 시정수는 다음 블록에도 연속해서 사용되며, 'TA' 코드를 이용해 새로운 시정수가 지령되기 전까지 적용된다. 제안된 시정수 변경 기능은 연속가공 중에도 사용이 가능하다.

2.1 정상블록 속도 프로파일 생성

CNC 보간기는 속도 프로파일 생성 시 가속도와 저크를 제한하기 위하여 가감속 알고리즘을 적용한다. 본 연구에서는 직선형 가감속 알고리즘을 적용하여 속도 프로파일을 생성하였다. Fig. 2는 시정수가 변하지 않는 경우 직선형 가감속 알고리즘이 적용된 정상블록의 프로파일을 나타낸 것이다. 정상블록은 블록의 이송 길이 내에서 지령된 이송 속도에 도달 가능한 경우를 의미한다. τ_a 는 가속구간의 시정수이고, τ_d 는 감속구간의 시정수이다. 상용 CNC는 가속구간과 감속구간에 동일한 시정수를 적용한다. τ 는 가감속 알고리즘을 적용하기 전의 블록 이송 시간을 나타내며, 다음과 같이 계산한다.

$$\tau = \left\lceil \frac{l}{FT_s} \right\rceil T_s \quad (1)$$

F , l , T_s 는 각각 블록의 이송 길이와 지령된 이송 속도, CNC의 샘플링 시간을 나타낸다. CNC는 실시간 시스템에서 작동하기 때문에, 블록 이송 시간을 샘플링 시간의 정수배로 변환한다. 블록 이송 시간을 조정하였기 때문에, 지령 속도를 조절하여 이송 시간 내에 블록의 종점까지 이동할 수 있도록 한다.

$$F_1 = \frac{l}{\tau} \quad (2)$$

직선형 가감속 알고리즘이 적용된 정상블록의 속도 프로파일은 다음과 같이 생성할 수 있다.

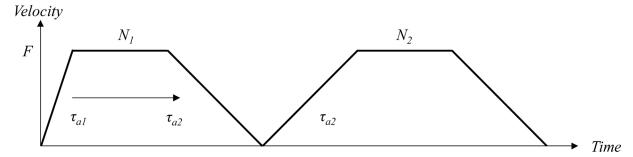


Fig. 1 Velocity profile with variable time constant

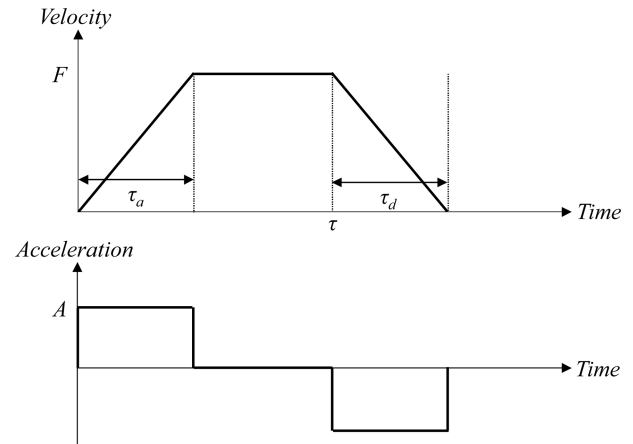


Fig. 2 Trapezoidal velocity profile

$$V = \begin{cases} At, & 0 \leq t \leq \tau_a \\ F_1, & \tau_a \leq t \leq \tau \\ F_1 - A(t - \tau), & \tau \leq t \leq \tau + \tau_d \end{cases} \quad (3)$$

A 는 가속도를 나타내며, 다음과 같이 계산한다.

$$A = \frac{F_1}{\tau_a} \quad (4)$$

식(3)에서 생성된 속도 프로파일은 접선방향의 속도 프로파일이다. 이를 각 축의 속도 프로파일로 분해하며, x 축을 예시로 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$V_x = \frac{V\Delta x}{l} \quad (5)$$

Δx 는 해당 G코드 블록에서 x 축의 이송 변위량을 나타낸 것으로, x 축의 종점 좌표와 시점 좌표의 차이이다. y 축에 대해서도 식(5)와 동일한 방법으로 해당 축의 속도 프로파일을 계산할 수 있다.

Fig. 3은 정상 블록에서 시정수 변경 시 속도 프로파일의 변화를 나타낸 것이다. τ_a 는 변경된 감속구간의 시정수이다. 가속구간과 감속구간의 전체 시정수의 합이 증가하게 되는 경우를 예시로 속도 프로파일을 생성하였다. 감속구간이 증가함에 따라, 지령된 이송 속도로 이동하는 등속구간이 줄어들게 된다. 감속구간 시정수 변화로 인해, 감속구간의 길이는 다음과 같이 증가한다.

$$l_{diff} = \left| \frac{F_1}{2\tau_a'} - \frac{F_1}{2\tau_a} \right| \quad (6)$$

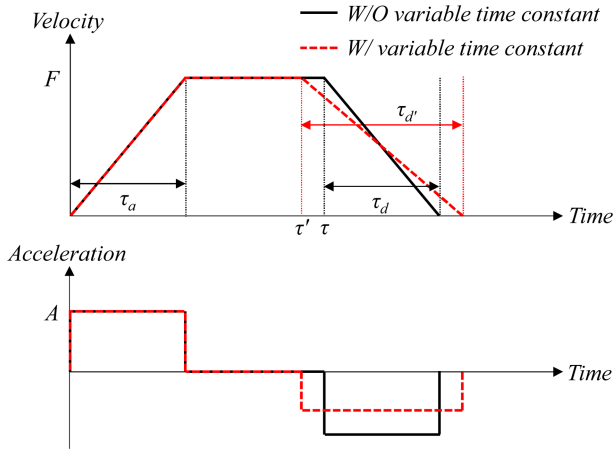


Fig. 3 Trapezoidal velocity profile with variable time constant

등속구간의 감소분만큼 블록 이송 시간이 감소하므로, 변경된 블록 이송 시간은 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$\tau' = \tau - \text{sgn}(\tau_d' - \tau_d) \left[\frac{l_{diff}}{F_1 T_s} \right] T_s \quad (7)$$

따라서 시정수 변경 시 정상블록의 속도 프로파일은 다음과 같이 생성할 수 있다.

$$V = \begin{cases} At, & 0 \leq k \leq \tau_a \\ F_1, & \tau_a \leq t \leq \tau' \\ F_1 - A_1(t - \tau'), & \tau' \leq t \leq \tau' + \tau_d' \end{cases} \quad (8)$$

A_1 은 감속구간의 가속도를 나타내며, 다음과 같이 계산한다.

$$A_1 = \frac{F_1}{\tau_d'} \quad (9)$$

감속구간의 시정수가 기존의 값보다 작아지는 경우에도, 식(6)부터 식(9)에 의해 동일하게 속도 프로파일의 생성이 가능하다.

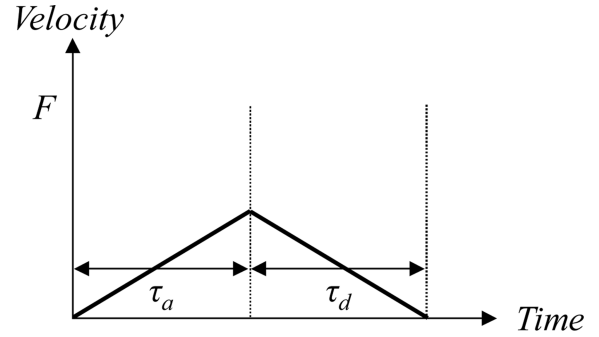
2.2 미소블록 속도 프로파일 생성

미소블록의 경우 블록의 이송 시간이 시정수보다 작으며, 블록 내에서 지령된 이송 속도에 도달하지 못한다. Fig. 4(a)는 시정수가 동일한 경우 미소블록의 속도 프로파일을 나타낸 것이다. 미소블록은 등속구간이 없으며, 가속구간과 감속구간만으로 구성된다. 미소블록에서 도달가능한 최대 이송 속도는 다음과 같이 계산할 수 있다.

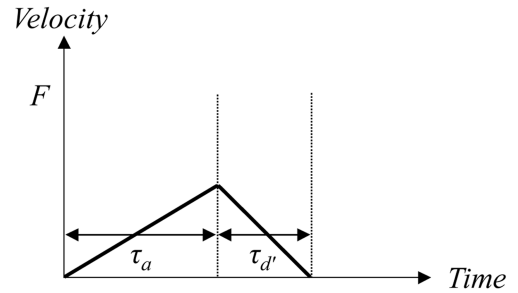
$$F_2 = \frac{l}{\tau_a} \quad (10)$$

시정수가 동일한 경우의 속도 프로파일은 다음과 같이 생성한다.

$$V = \begin{cases} A_2 t, & 0 \leq k \leq \tau_a \\ F_2 - A_2(t - \tau_a), & \tau_a \leq t \leq \tau_a + \tau_d \end{cases} \quad (11)$$



(a) Normal case



(b) Time constant change case

Fig. 4 Velocity profile of short block

A_2 는 가속도를 나타내며, 다음과 같이 계산한다.

$$A_2 = \frac{F_2}{\tau_a} \quad (12)$$

감속구간의 시정수가 변경되는 경우는 Fig. 4(b)와 같으며, 도달가능한 최대 이송 속도는 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$F_3 = \frac{l}{0.5\tau_a + 0.5\tau_d'} \quad (13)$$

속도 프로파일은 다음과 같이 생성한다.

$$V = \begin{cases} A_2 t, & 0 \leq k \leq \tau_a \\ F_3 - A_3(t - \tau_a), & \tau_a \leq t \leq \tau_a + \tau_d' \end{cases} \quad (14)$$

A_3 는 가속도를 나타내며, 다음과 같이 계산한다.

$$A_3 = \frac{F_3}{\tau_d'} \quad (15)$$

2.3 블록 오버랩 알고리즘

가감속 알고리즘을 적용함에 따라 각 G코드의 실제 이송 시간이 설정된 시정수만큼 증가한다. CNC 보간기는 가공 시간을 줄이기 위해 블록 오버랩 알고리즘을 적용한다. 블록 오버랩 알고리즘은 보간기에서 생성한 축별 속도 프로파일을 중첩하여 합성 속도 프로파일을 생성한다.

Fig. 5는 블록 오버랩 알고리즘 적용 시 생성되는 속도 프로파일을 나타낸 것이다. 블록 오버랩 알고리즘의 중첩 시간은

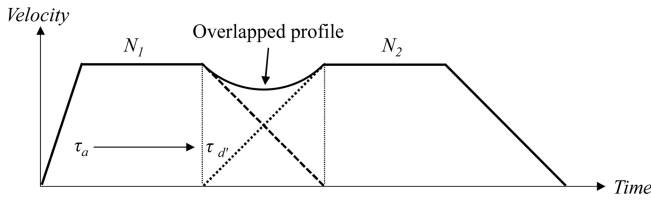


Fig. 5 Block overlap algorithm

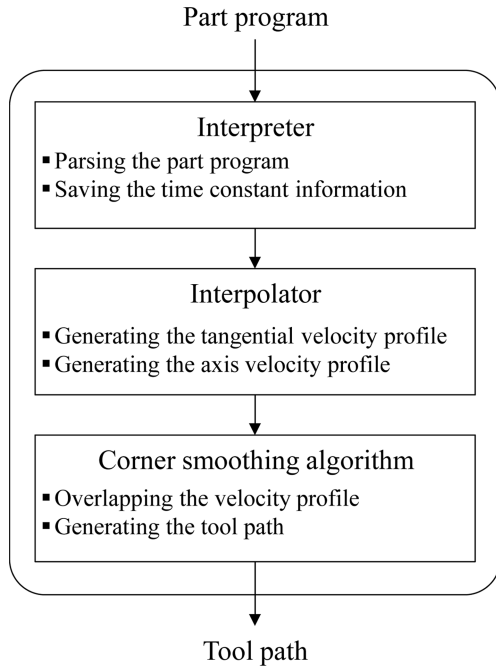


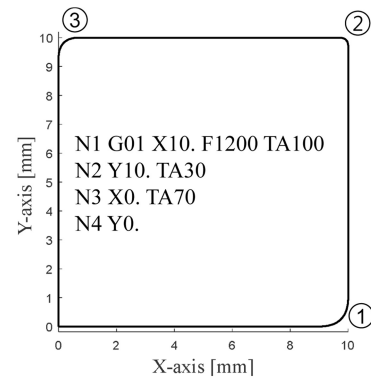
Fig. 6 Block diagram of CNC interpolator

첫 번째 블록의 감속구간 시정수와 동일하게 설정하였다. Fig. 5에서 보이는 것과 같이 N1 블록에서 시정수 변경 기능이 적용되더라도, 해당 블록의 감속구간부터 변경된 값이 지령된다. 따라서 N1 블록의 감속구간과 N2 블록의 가속구간의 시정수는 항상 동일하므로, 블록 오버랩 알고리즘의 적용이 가능하다

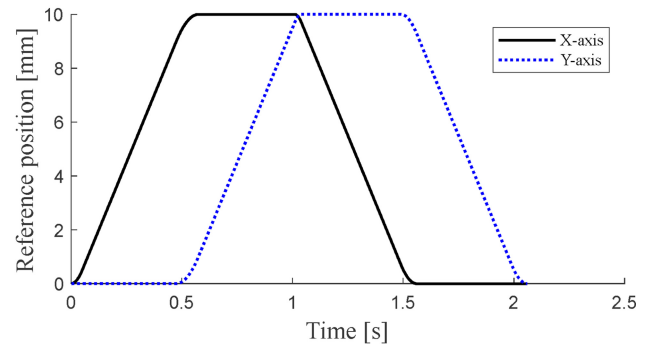
2.4 CNC 보간기 시뮬레이션 모델

제안된 시정수 변경 가능 보간기의 성능 평가를 위해 시뮬레이션 모델을 제작하였다. Fig. 6은 CNC 보간기 시뮬레이션 모델의 블록 다이어그램을 나타낸 것이다. 모델은 해석기, 보간기, 코너 스무딩 알고리즘으로 구성되어 있다.

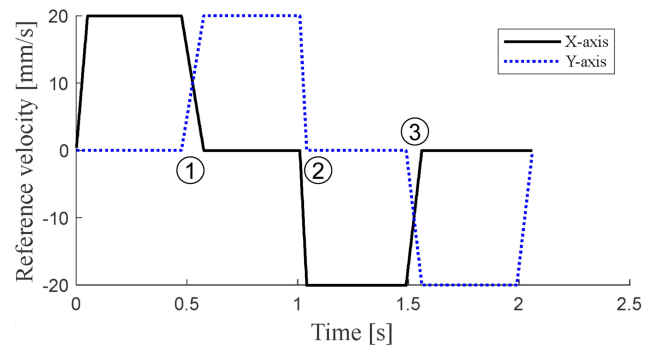
해석기는 파트 프로그램으로부터 G코드로 지령된 정보를 해석하여, 경로 생성에 필요한 정보를 추출한다. 시정수 변경 지령을 해석하여 각 G코드 마다 가속구간과 감속구간의 시정수 정보를 저장한다. 보간기는 해석된 정보를 바탕으로 접선방향 속도 프로파일을 생성한다. 이를 이용해 각 축의 속도 프로파일을 계산한다. 마지막으로 코너 스무딩 알고리즘은 인접한 G코드 블록에서 축 별로 속도 프로파일의 감속구간과 가속구간을 중첩하여 합성 속도 프로파일을 계산한다. 그리고 속도 프로파일을 적분하여 공구경로를 생성한다.



(a) Tool path with G-code



(b) Reference position



(c) Reference velocity

Fig. 7 Tool path and axis profiles in normal block

3. 시정수 변경 가능 보간기 성능 평가

제안한 CNC 보간기 시뮬레이션 모델의 성능을 평가하였다. 먼저 정상블록으로만 구성된 파트 프로그램을 사용해 알고리즘을 검증하였다. Fig. 7은 경로 및 축별 프로파일 생성 결과를 나타낸 것이다. 초기 시정수는 50 ms로 설정하였으며, 1-3번 G코드 블록에서 시정수를 변경하였다. Fig. 7(c)의 속도 프로파일에서 확인할 수 있듯이, 변경된 시정수는 해당 블록의 감속 구간부터 적용되었다. 다음 블록의 가속구간에서도 변경된 시정수가 적용되었으며, 블록 오버랩 알고리즘에 의해 코너 스무딩이 이루어져 연속적이고 매끄러운 경로가 생성되었다.

Fig. 8은 미소블록을 포함한 파트 프로그램을 사용하여 알고리즘을 검증한 결과이다. 1번 블록과 3번 블록은 미소블록으로서,

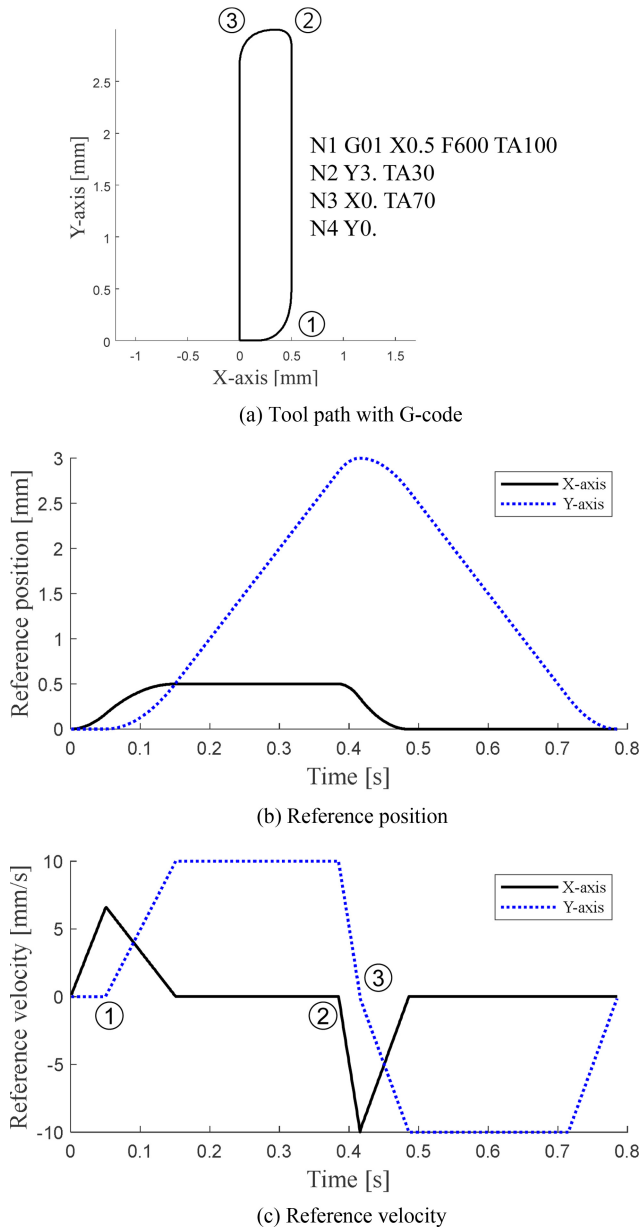
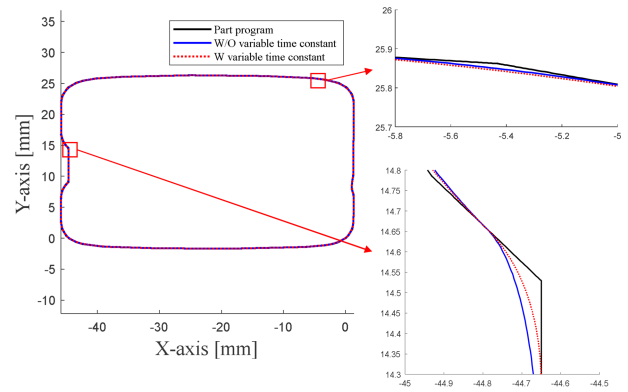


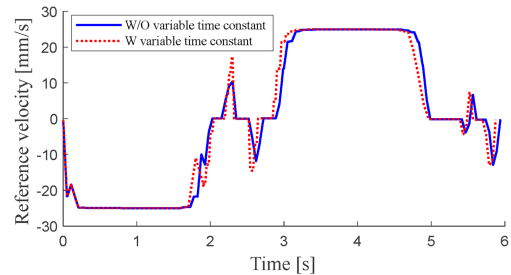
Fig. 8 Tool path and axis profiles with mixed normal and short blocks

가속구간과 감속구간만으로 구성된다. Fig. 8(c)에서 보이는 것과 같이 미소블록에서도 시정수 변경이 가능하다. 미소블록이 포함된 경우에도 블록 오버랩 알고리즘이 적용되어 연속적인 경로가 생성된다.

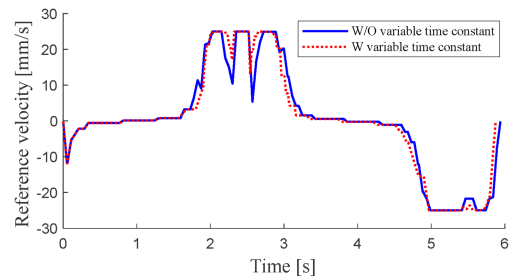
Fig. 9는 CAM에서 생성된 파트프로그램을 대상으로 시정수 변경 기능 적용 전후의 결과를 비교한 것이다. Fig. 9(a)에서 볼 수 있듯이, 각도 변화가 커서 코너링 오차가 증가하는 구간에서는 시정수를 감소시켜 정밀도를 향상시켰다. 각도 변화가 완만한 구간에서는 시정수를 감소시켜 전체 가공 시간을 단축하였다. 시정수 변경 기능을 사용하여 전체 가공 시간을 줄이면서도, 정밀도가 요구되는 구간에서는 코너링 오차를 줄이면서 경로를 생성할 수 있음을 확인하였다.



(a) Tool path with G-code



(b) Reference velocity of x-axis



(c) Reference velocity of y-axis

Fig. 9 Tool path and axis profiles

4. 결론

본 논문에서는 CNC 보간기에서 가감속 시정수의 변경이 가능한 경로 생성 방법을 제안하였다. 가속구간과 감속구간의 시정수를 다르게 설정하여 속도 프로파일을 생성하기 위한 알고리즘을 제안하였으며, 블록 오버랩 알고리즘을 활용해 코너 스무딩을 구현하였다. 제안된 방법은 미소블록에도 적용이 가능하다. 시정수 변경 기능을 사용하여 각도 변화가 큰 구간에서 정밀도를 향상시키면서도 전체 가공 시간이 단축되는 것을 확인하였다. 제안된 방법은 2축을 기반으로 검증하였지만, 3축에도 적용이 가능하다.

ACKNOWLEDGEMENT

이 연구는 2024년도 산업통상자원부 및 산업기술기획평가원 (KEIT) 연구비 지원에 의한 연구임(No. 20023418).

REFERENCES

1. Tulsyan, S., Altintas, Y., (2015), Local toolpath smoothing for five-axis machine tools, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 96, 15-26.
2. Wang, W., Hu, C., Zhou, K., He, S., Zhu, L., (2021), Local asymmetrical corner trajectory smoothing with bidirectional planning and adjusting algorithm for cnc machining, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 68, 102058.
3. Shi, J., Bi, Q., Zhu, L., Wang, Y., (2015), Corner rounding of linear five-axis tool path by dual PH curves blending, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 88, 223-236.
4. Sencer, B., Ishizaki, K., Shamoto, E., (2015), High speed cornering strategy with confined contour error and vibration suppression for CNC machine tools, *CIRP Annals*, 64(1), 369-372.
5. Lee, C.-Y., Min, J., Min, B.-K., (2017), Limiting tool path error generated by corner blending of CNC interpolator, *Journal of the Korean Society for Precision Engineering*, 34(10), 695-700.

**Segon Heo**

Principal researcher in the Korea Institute of Machinery & Materials (KIMM). His research interest is process simulation and additive manufacturing.

E-mail: heo@kimm.re.kr

**Chan-Young Lee**

Senior researcher in the Korea Institute of Machinery & Materials. His research interest is CNC interpolation and digital twin simulation.

E-mail: cylee@kimm.re.kr

**Chang-Ju Kim**

Principal researcher in the Korea Institute of Machinery & Materials. His research interest is machine tool dynamics, and precision engineering.

E-mail: changjukim@kimm.re.kr

**Seung Guk Baek**

Senior researcher in the Korea Institute of Machinery & Materials. His research interests is data-driven algorithms, including iterative learning control, online parameter estimation, anomaly detection in dynamic systems, and task intelligence in manufacturing systems.

E-mail: bsg17@kimm.re.kr

휴대용 광학 장비의 시선 안정화 제어기 설계 시뮬레이션 연구

Simulation Study on Line-of-sight Stabilization Controller Design for Portable Optical Systems

정재우¹, 정상원¹, 김재현¹, 임선빈¹, 박영진¹, 김원목¹, 임재현¹, 진재호², 박노철¹, 윤준영^{1,#}
Jae Woo Jung¹, Sang Won Jung¹, Jae Hyun Kim¹, Seonbin Lim¹, Youngjin Park¹, Onemook Kim¹,
Jaehyun Lim¹, Jae Ho Jin², No-Cheol Park¹, and Jun Young Yoon^{1,#}

¹ 연세대학교 기계공학과 (Department of Mechanical Engineering, Yonsei University)
² 이오시스템 종합연구소 (Research & Development Center, EOsystem)
Corresponding Author / E-mail: junyoung.yoon@yonsei.ac.kr, TEL: +82-2-2123-2817
ORCID: 0000-0001-5893-3477

KEYWORDS: Line of sight stabilization (시선 안정화), Portable optical system (휴대용 광학 장비), Hand tremor (손 떨림), Disturbance feedforward control (외란 피드포워드 제어), Control simulation (제어 시뮬레이션)

This paper presents a line-of-sight (LOS) stabilization control method for portable optical systems by analyzing fast steering mirror, image sensor, and gyro sensor system. To compensate for LOS errors caused by hand tremors in portable optical systems, we present the configuration of an image sensor-based LOS stabilization control system and a control strategy considering the phase delay effect caused by low sampling frequency of the image sensor. The phase delay effect of the image sensor caused restricted bandwidth, which limited the stabilization performance. To overcome such limitations, we present disturbance feedforward control using the gyro sensor and controller design method considering characteristics of the gyro sensor. Through overall system modeling, we constructed a control simulation model. The LOS stabilization performance against hand tremor disturbances was analyzed based on the proposed controller design. Simulation results demonstrated that integrating a gyro sensor-based disturbance feedforward control with the image sensor-based LOS stabilization control significantly enhanced the stabilization performance.

Manuscript received: October 24, 2024 / Revised: November 9, 2024 / Accepted: November 13, 2024

1. 서론

다양한 첨단 영상 및 광학 장비는 구조 진동 및 대기 외란 등의 외부 환경에서도 정밀한 목표 지향 및 높은 품질의 영상 획득을 위해 시선(Line-of-sight, LOS) 안정화 시스템이 요구된다[1-3]. 김발 시스템은 시선 안정화를 위한 가장 대표적인 장비로 많은 분야에서 널리 사용되지만, 상대적으로 큰 구동 부하로 인한 제한된 구동대역폭으로 안정화 성능의 한계점을 가지고 있다[1,4]. 장비 요구 성능의 고도화와 소형/경량화 시스템 기술 개발의 필요성 증대로 개인이 휴대하여 운용할 수 있는 휴대용 광학 장비의 개발에 대한 수요가 점차 증가함에 따라서, 이를 위한 LOS 안정화 시스템 기술 개발도 활발히 진행 중에 있다[5-7].

따라서 최근에는 고속 조준 거울(Fast Steering Mirror, FSM)과 센서를 탑재한 적응 광학 시스템을 통해서 광학계의 광 경로상에서 LOS 안정화를 직접적으로 수행하여 높은 LOS 안정화 성능을 확보하고자 하는 연구들이 활발히 진행 중에 있다[1,4,7,8]. 휴대용 장비 운용 시 인체의 손 떨림에 의해 발생하는 진동 외란은 LOS 안정화 성능을 저해하는 주요 요인 중 하나이다. 이를 해결하기 위해서 적응 광학 시스템에서는 일반적으로 CCD 카메라 등의 이미지 센서를 활용하여 LOS 안정화 제어를 수행한다. 하지만, 이미지 센서는 상대적으로 낮은 샘플링 주파수와 그에 따른 높은 시간 지연을 가지며, 이는 안정화 대역폭의 범위를 제한하여 LOS 안정화 성능의 한계를 가지게 한다[9,10].

LOS 안정화 성능을 향상시키기 위해서 Sliding Mode Control (SMC), Linear Quadratic Gaussian (LQG), Disturbance Observer (DOB) 등의 제어 알고리즘을 적용하여 피드백 제어 성능을 향상시키고자 하는 많은 선행연구들이 있었다[10,11]. 이러한 제어기들은 제어 대역폭 내에서는 향상된 외란 저감 능력을 가지지만, 대역폭 밖의 고주파 영역에 존재하는 진동 외란 저감은 어렵다는 한계점을 가진다.

이를 해결하기 위해서 가속도계, 자이로 센서 등의 상대적으로 높은 샘플링 주파수를 가지는 관성 측정 센서 기반으로 외란 피드포워드 제어를 추가하여 진동 외란을 보상하는 연구들이 제시되었다[9,12,13]. 외란 피드포워드 제어는 피드백 제어 시스템의 루프 안정성에 영향을 주지 않으면서도 넓은 주파수 영역에서 효과적인 외란 저감 성능을 가진다는 장점이 있지만, 효과적인 성능 확보를 위해서는 시스템 모델에 대한 이해와 이를 기반으로 한 정교한 설계가 필요하다. 해당 선행 연구들은 외란 피드포워드 제어기 설계 방안 연구에 집중하여 좋은 효과를 보여주었지만, 외란 억제에 위한 안정화 제어기 및 FSM 제어기 설계 방안, 그리고 시스템에 대한 분석 등의 통합적인 관점에서 제한적으로 기술되었다.

휴대용 광학 장비에 발생하는 저주파, 큰 진폭의 손 떨림 외란을 저감하여 정밀한 LOS 안정화 성능을 확보하기 위해서는 손 떨림 외란의 주파수보다 충분히 큰 안정화 대역폭과 외란 억제 성능이 요구된다. 이를 위해서는 광학 장비의 LOS 안정화 시스템에 대한 이해와 시스템 특성을 고려한 안정화 제어기 설계 방안이 필요하다. 따라서, 본 논문에서는 안정화 시스템을 구성하는 요소들의 특성, 모델링, 그리고 제어기 설계 방안에 대한 통합적인 분석을 통해 LOS 안정화 성능 확보 방안에 대해서 제시하였다. 휴대용 광학 장비의 손 떨림 진동에 대해 LOS 안정화 성능 확보를 위해서 LOS 안정화 시스템을 구성하는 FSM, 이미지 센서, 자이로 센서에 대한 통합적인 분석을 진행하였으며, 이를 기반으로 LOS 안정화에 필요한 FSM 제어기, LOS 안정화 제어기, 외란 피드포워드 제어기 설계 방안에 대해서 제시하였다. 또한, 각 시스템에 대한 모델링을 통해 제어 시뮬레이션 모델을 구축하여, 제어기 설계에 따른 손 떨림 외란에 대한 LOS 안정화 성능을 비교 분석하였다.

2. 휴대용 광학 장비의 시선 안정화 제어기 설계

2.1 이미지 센서 기반 시선 안정화 제어기 설계

Fig. 1은 레이저를 이용한 휴대용 광학 장비의 LOS 안정화 시스템의 개략도를 보여주고 있다. LOS 안정화 시스템 내부에는 레이저를 목표에 지향하기 위한 반사 거울 등의 광학 부품들과 장비 휴대 시 손 떨림에 의해 발생하는 레이저의 LOS 오차를 관찰하기 위한 이미지 센서, 시스템의 진동을 측정하기 위한 자이로 센서, 그리고 외부 진동 상황에서 LOS를 안정화하기 위한 틸트/틸트 구동을 하는 FSM으로 구성되어 있다.

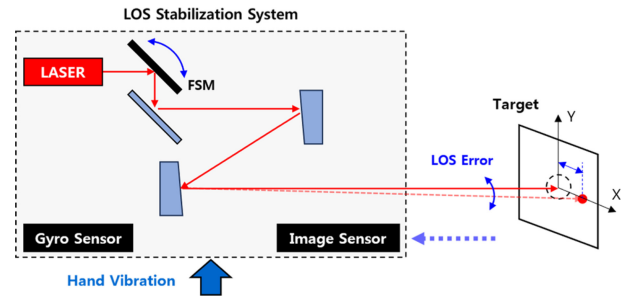


Fig. 1 Schematic structure of LOS stabilization system

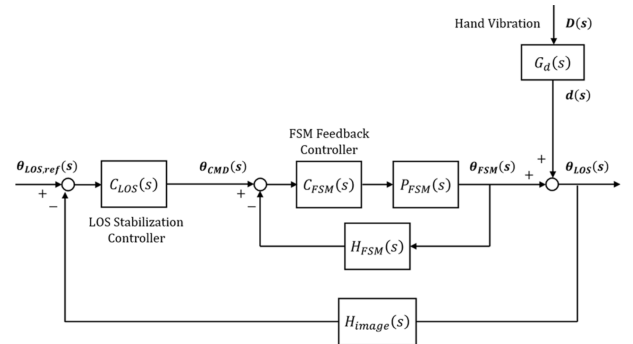


Fig. 2 Block diagram of LOS stabilization control loop

Fig. 2는 이미지 센서 기반의 LOS 안정화 제어 시스템의 블록 다이어그램을 보여주고 있다. LOS 안정화 제어 시스템은 이미지 센서 $H_{image}(s)$ 로부터 측정된 LOS 오차의 보상을 위해 LOS 안정화 제어기 $C_{LOS}(s)$ 가 구성되어 있으며, 이 제어기로부터 계산된 지령을 빠르게 보상하기 위한 높은 제어 대역폭을 가지는 FSM 제어 루프가 내부에 구성된 이중 루프 형태를 가진다. FSM 피드백 제어 루프는 FSM 플랜트 $P_{FSM}(s)$ 와 틸트/회전 변위를 관찰하기 위한 센서 $H_{FSM}(s)$, 그리고 FSM의 피드백 제어기 $C_{FSM}(s)$ 로 구성되어 있으며, FSM의 폐루프 전달함수 $CL_{FSM}(s)$ 는 아래의 식(1)과 같다.

$$CL_{FSM}(s) = \frac{\theta_{FSM}(s)}{\theta_{CMD}(s)} = \frac{C_{FSM}(s)P_{FSM}(s)}{1 + C_{FSM}(s)P_{FSM}(s)H_{FSM}(s)} \quad (1)$$

손 떨림 외란에 해당하는 $D(s)$ 는 $G_d(s)$ 의 전달함수를 통해서 시스템에 외란으로 작용하며, 이때 LOS 안정화 시스템의 외란 억제 능력은 아래의 식(2)의 민감도 함수 $S_1(s)$ 와 같다.

$$S_1(s) = \frac{\theta_{LOS}(s)}{D(s)} = \frac{G_d(s)}{1 + L_{LOS}(s)} = \frac{G_d(s)}{1 + CL_{FSM}(s)C_{LOS}(s)H_{image}(s)} \quad (2)$$

외란에 대한 민감도 함수의 크기가 작을수록 높은 외란 억제 능력을 가지므로, LOS 안정화 성능은 LOS 안정화 시스템의 루프 전달 함수 $L_{LOS}(s)$ 로부터 결정된다. 주어진 FSM 피드백 제어 시스템과 이미지 센서에 대해서 LOS 안정화 제어기의 설계를 통해 $L_{LOS}(s)$ 의 크기를 크게 만들어줄수록 높은 외란 억제 능력을 가질 수 있으며, $L_{LOS}(s)$ 의 크로스오버 주파수의 크기를

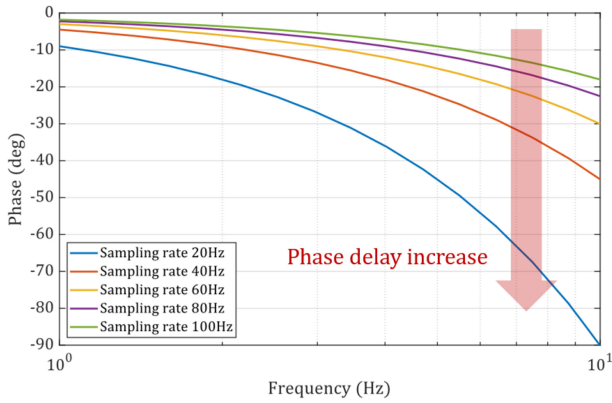


Fig. 3 Phase delay in the frequency domain depending on the sampling frequency of the image sensor

크게 만들수록 더 넓은 LOS 안정화 주파수 대역폭을 가질 수 있다.

이미지 센서는 이미지의 SNR (Signal-to-noise Ratio)을 높이기 위해서 긴 노출시간과 이미지 처리 시간이 필요로 하기 때문에, 낮은 샘플링 주파수와 그에 따른 높은 시간 지연을 가진다. f_1 의 샘플링 주파수를 가지는 이미지 센서는 $T_1 = 0.5/f_1$ 의 시간 지연을 가지며, 전달함수는 다음의 식(3)과 같이 표현된다.

$$H_{image}(s) = e^{-(0.5/f_1)s} = e^{-T_1 s} \quad (3)$$

이미지 센서가 가지는 시간 지연은 주파수 영역에서의 위상 지연을 발생시키며, Fig. 3은 이미지 센서의 샘플링 주파수에 따른 주파수 영역에서의 위상 지연을 보여주고 있다. 60 Hz의 샘플링 주파수를 가지는 이미지 센서의 경우 10 Hz에서 약 30 deg의 위상 지연 효과를 가지며, 샘플링 주파수가 낮아질수록 지연 효과는 더욱 커지게 된다. 이러한 위상 지연 효과는 $L_{LOS}(s)$ 의 위상 여유를 확보하는 데에 큰 방해로 작용을 하여, 크로스오버 주파수의 크기와 그에 따른 LOS 안정화 제어 대역폭의 범위를 제한하게 된다.

2.2 자이로 센서 기반 외란 피드포워드 제어기 설계

Fig. 4는 이미지 센서의 낮은 샘플링 주파수에 따른 LOS 안정화 제어 성능의 한계를 극복하기 위해서 상대적으로 높은 샘플링 주파수를 가지는 자이로 센서를 활용해 외란 피드포워드 제어기가 추가된 LOS 안정화 제어 시스템의 블록 다이어그램을 보여주고 있다. 자이로 센서 $H_{gyro}(s)$ 는 레이저의 LOS를 직접 관측하는 것이 아닌 안정화 시스템에 전달되는 진동을 측정하며, 이는 외란 피드포워드 제어기 $C_{FF}(s)$ 를 통해서 LOS 안정화 피드백 제어 시스템에 인가된다. 본 연구에서 손 떨림 외란에 의한 LOS 진동과 자이로 센서가 측정하는 진동 성분은 서로 동일하다 가정하였다. 이때, 외란 피드포워드 제어기가 추가된 LOS 안정화 제어 시스템의 외란 억제 능력은 식(4)의 민감도 함수 $S_2(s)$ 와 같다.

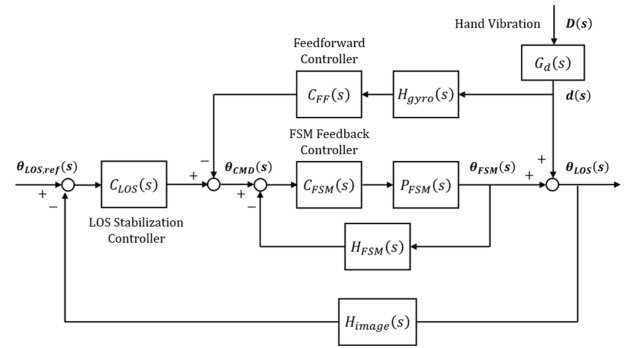


Fig. 4 Block diagram of LOS stabilization control loop with disturbance feedforward control

$$S_2(s) = \frac{1 - CL_{FSM}(s)C_{FF}(s)H_{gyro}(s)}{1 + CL_{FSM}(s)C_{LOS}(s)H_{image}(s)} \cdot G_d(s) \quad (4)$$

$$= S_1(s) \cdot (1 - CL_{FSM}(s)C_{FF}(s)H_{gyro}(s)) = S_1(s)S_f(s)$$

식(4)에서 외란에 대한 민감도 $S_2(s)$ 는 기존 LOS 안정화 시스템의 민감도 $S_1(s)$ 에 외란 피드포워드 제어 루프에 의한 민감도 $S_f(s)$ 가 추가된 것을 확인할 수 있다. 외란 피드포워드 제어기 $C_{FF}(s)$ 의 설계를 통해 $S_f(s)$ 의 크기를 작게 만들어 $|S_f(s)| < 1$ 을 만족한다면, LOS 안정화 시스템의 외란에 대한 민감도는 $|S_2(s)| < |S_1(s)|$ 을 만족하며 기존보다 향상된 외란 억제 성능을 가질 수 있다. 따라서, 자이로 센서 기반 외란 피드포워드 제어기를 추가함으로써 기존 이미지 센서만을 활용한 LOS 안정화 제어 시스템보다 향상된 LOS 안정화 성능을 확보할 수 있음을 알 수 있다.

외란 피드포워드 제어기가 추가된 LOS 안정화 시스템의 외란 억제 성능을 최대화하기 위해서는 $S_f(s)$ 의 크기를 최대한 0에 근접하게 만들어야 하며, 이를 만족하는 피드포워드 제어기는 식(5)와 같다.

$$C_{FF}(s) = \frac{1}{H_{gyro}(s)CL_{FSM}(s)} \quad (5)$$

자이로 센서는 시스템의 진동을 측정할 수 있는 주파수 범위에 해당하는 측정대역폭 w_{gyro} 를 가지며, 측정된 신호를 처리하여 f_2 의 샘플링 주파수로 출력한다. 따라서, 자이로 센서의 전달함수는 다음의 식(6)과 같이 표현할 수 있다.

$$H_{gyro}(s) = \frac{w_{gyro}}{s + w_{gyro}} \cdot s \cdot e^{-(0.5/f_2)s} \approx s \quad (6)$$

자이로 센서의 측정대역폭에 따른 Dynamics와 각속도 신호 출력 과정을 모델링하기 위해 1차 시스템에 s 를 추가하였으며, 샘플링 주파수에 따른 시간 지연 효과를 식(3)과 동일하게 추가하였다. 자이로 센서의 측정대역폭과 샘플링 주파수는 일반적으로 본 연구에서 목적으로 하는 손 떨림의 주파수 영역에 비해 매우 높기 때문에, 식(6)의 오른쪽 항과 같이 s 로 근사를 할 수

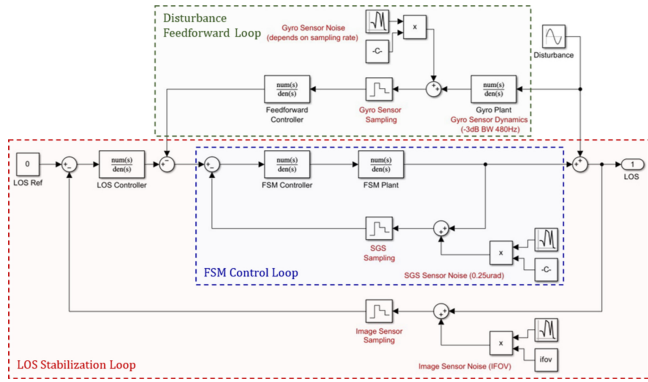


Fig. 5 LOS stabilization simulation model designed by SIMULINK

있다. 또한, FSM의 피드백 제어 시스템 $CL_{FSM}(s)$ 도 손 떨림의 주파수 영역에 비해서 매우 높은 구동대역폭을 가지고 있기 때문에 $CL_{FSM}(s) \approx 1$ 로 근사를 할 수 있다. 따라서, 피드포워드 제어기는 $C_{FF}(s) = 1/s$ 과 같이 적분기 형태로 설계를 할 수 있다. 하지만, 실제 운용 환경에서 자이로 센서의 노이즈 성분에 의한 드리프트 등의 현상들을 방지하기 위해서는 고역 필터 (High Pass Filter)가 필요하다. 따라서, 피드포워드 제어기는 차단주파수 w_{hpf} 를 가지는 고역 필터와 함께 다음의 식(7)과 같이 설계가 되어야 한다.

$$C_{FF}(s) = \frac{s}{s + w_{hpf}} \cdot \frac{1}{s} = \frac{1}{s + w_{hpf}} \quad (7)$$

고역 필터의 차단주파수의 설계에 따라서도 LOS 안정화 성능은 달라지며, 그에 대한 자세한 내용은 다음 장에서 기술한다.

3. 시뮬레이션을 통한 시선 안정화 성능 검증

3.1 시뮬레이션 모델 구성

Fig. 5는 시선 안정화 시스템의 손 떨림 외란에 대한 안정화 성능을 비교 분석하기 위해 SIMULINK를 통해 설계한 제어 시뮬레이션 모델을 보여주고 있다. 시뮬레이션 모델을 Fig. 2와 Fig. 4의 제어 블록 다이어그램과 동일하게 내부에는 FSM 피드백 제어 루프, 외부에는 이미지 센서 기반의 LOS 안정화 피드백 제어 루프가 구성된 이중 루프 형태로 구성하였으며, 자이로 센서 기반의 외란 피드포워드 제어 루프를 추가하여 제어기 설계에 따른 성능 비교를 할 수 있도록 구성하였다. 본 시뮬레이션은 FSM의 틸/틸트 축이 서로 디커플링되어 있다는 가정하에 하나의 축에 대해서 진행하였다.

휴대용 시선 안정화 시스템에 외란으로 작용하는 손 떨림 진동은 10 Hz 미만의 상대적으로 저주파 영역의 성분을 가지며, 시스템에 전달되는 전달함수는 $G_d(s) = 1$ 로 가정하였다. 이를 보상하기 위한 안정화 시스템의 FSM은 ± 2.5 mrad의 구동 범위를 가지며,

Table 1 Parameters of the LOS stabilization simulation model

	Max. Tip/Tilt Angle	± 2.5 mrad
Fast steering mirror (PI S-330.4SL)	Resonant frequency (Unloaded)	2000 Hz
	Resolution	0.25 urad
	Moment of inertia (Unloaded)	1530 g·mm ²
Image sensor	Sampling frequency	60 Hz
	Resolution	20 urad
	Bandwidth	480 Hz
Gyro sensor	Sampling frequency	1000 Hz
	Resolution	766 urad

무부하 상태에서 2000 Hz의 공진주파수를 가지는 S-330.4SL (Physik Instrumente, PI)를 기준으로 모델링을 진행하였다.

본 시뮬레이션에 적용한 이미지 센서의 샘플링 주파수는 60 Hz으로 설정하였고, 자이로 센서의 샘플링 주파수 그리고 측정대역폭은 각각 1000과 480 Hz 설정하였다. 추가적으로 상용 제품을 참고하여 각 센서의 측정 분해능(Resolution)을 설정하였고, 이에 상응하는 크기의 노이즈를 각 시뮬레이션 모델에 추가하였다. 시뮬레이션에 사용한 모델들에 대한 상세 정보는 Table 1에 정리하였다.

3.2 시선 안정화 성능 비교 분석

3.2.1 FSM 제어 시스템 설계

LOS 안정화 루프의 안정화 제어기로부터 계산된 지령을 빠르게 보상하기 위해서는 내부 루프에 위치한 FSM 제어 시스템은 높은 구동대역폭과 정밀한 추종 성능을 가져야 한다. 따라서, 먼저 FSM 제어 루프의 설계 및 그에 따른 제어 성능 검증을 진행하였다.

FSM은 레이저 빔 반사를 위해 구동부에 반사경이 부착되며, 반사경 부하로 인해서 시스템의 특성이 변화한다. 구동부에 직경 25, 두께 5 mm의 거울을 장착하는 것을 시뮬레이션에 반영하였으며, 그에 따른 FSM 플랜트는 1711 Hz의 공진주파수, 2089 g·mm²의 관성모멘트를 가진다. 본 시뮬레이션에서 FSM 구동을 위한 전력 증폭기와 내부 센서 신호 증폭기의 Dynamics는 고려하지 않았다. 따라서, $H_{FSM}(s) \approx 1$ 로 가정하였고, 센서 노이즈에 따른 외란을 모사하기 위해서 센서의 측정 분해능에 해당하는 0.25 urad의 신호 노이즈를 시뮬레이션에 추가하였으며, 샘플링 주파수는 10 kHz로 설정하였다.

Fig. 6은 FSM 플랜트와 제어기 설계에 따른 시스템의 주파수 응답을 보여주고 있다. FSM의 피드백 제어기는 PI 제어기로 기본 설계를 진행하였으며, 공진 완화 및 노이즈 저감을 위해 노치 필터와 저역 필터를 추가하여 아래 식(8)과 같이 설계하였다. 시뮬레이션에 사용한 제어기 파라미터에 대한 상세 정보는 Table 2에 정리하였다.

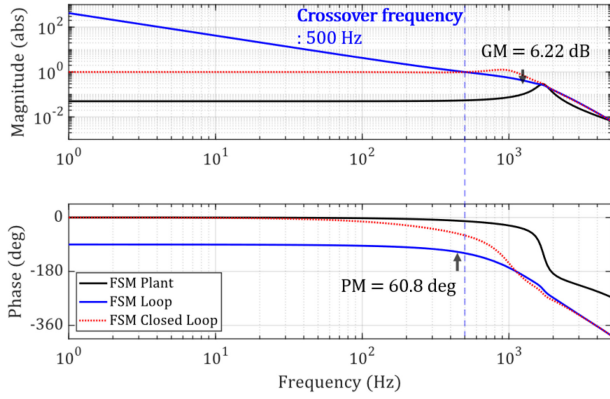


Fig. 6 Bode plot of plant, loop, and closed-loop of the fast steering mirror equipped with the mirror of size $\phi 25 \times 5T$

Table 2 Controller parameters of the LOS stabilization simulation

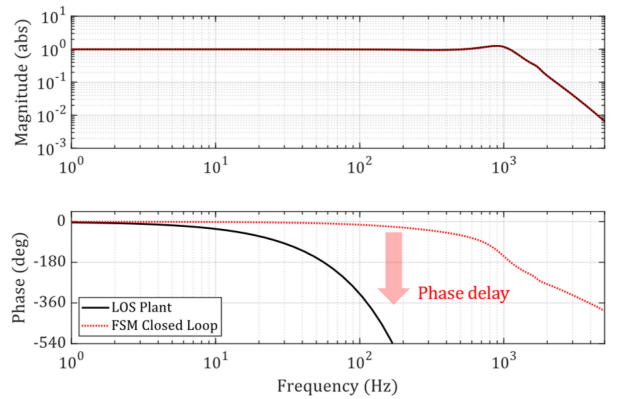
FSM feedback controller	PI controller	k_{p1}	13.98 V/mrad
		k_{I1}	52726 Vs ⁻¹ /mrad
	Notch filter	w_{n1}	10744 rad/s
		ζ_1	0.2
Q_1		10	
Low-pass filter	w_{lpf}	9425 rad/s	
LOS feedback controller	PI controller	k_{p2}	0.1487
		k_{I2}	93.4 s ⁻¹
	Notch filter	w_{n2}	5403 rad/s
		ζ_2	0.5
	Q_2	5	
Feedforward controller	High-pass filter	w_{hpf}	3.14 rad/s

$$C_{FSM}(s) = \left(K_{p1} + \frac{K_{I1}}{s} \right) \cdot \frac{s^2 + \zeta_1 w_{n1} s + w_{n1}^2}{s^2 + Q_1 \zeta_1 w_{n1} s + w_{n1}^2} \cdot \frac{w_{lpf}^2}{s^2 + \sqrt{2} w_{lpf} s + w_{lpf}^2} \quad (8)$$

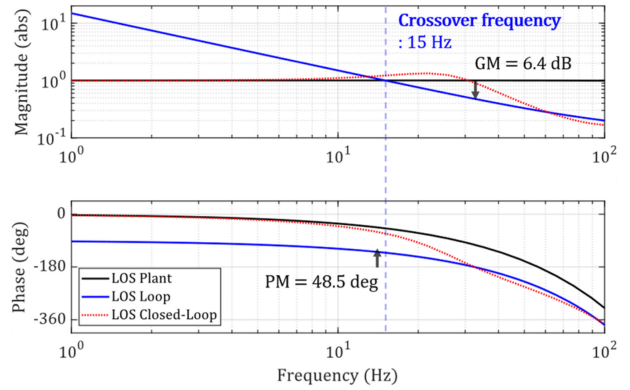
피드백 제어기 설계에 따른 파란색 실선의 루프 전달 함수는 500 Hz의 크로스오버 주파수를 가지며, 위상 여유와 이득 여유는 각각 60.8 deg, 6.22 dB이다. 그에 따른 FSM 페루프의 구동대역폭(-3 dB)은 1245 Hz이다. 손 떨림의 주파수 영역에서 FSM의 피드백 제어 시스템은 매우 높은 구동대역폭을 가지고 있음을 확인할 수 있다.

3.2.2 시선 안정화 제어기 설계 및 성능 비교 분석

Fig. 7은 위에서 설계한 FSM 제어 시스템을 내부 루프로 가지는 이미지 센서 기반의 LOS 안정화 제어 시스템의 주파수 응답을 보여주고 있다. 먼저 Fig. 7(a)는 LOS 안정화 제어 시스템에서 플랜트(LOS Plant)의 주파수 응답을 보여주고 있다. LOS



(a)



(b)

Fig. 7 Bode plot of the line-of-sight stabilization (LOS) control loop with the image sensor having sampling frequency of 60 Hz. (a) LOS plant combined with the image sensor, and (b) LOS loop and closed-loop with the stabilization controller

안정화 제어 관점에서 플랜트는 FSM 페루프 시스템과 이미지 센서가 결합된 전달함수 $CL_{FSM}(s) \cdot H_{image}(s)$ 로 정의하였으며, Fig. 7(a)의 검정색 실선에 해당한다. 이미지 센서의 낮은 샘플링 주파수로 인해서 주파수가 증가함에 따라 위상 지연 효과가 급격하게 증가하는 것을 확인할 수 있다.

Fig. 7(b)는 LOS 안정화 제어기 설계에 따른 LOS 안정화 루프 전달 함수(파란색 실선, LOS Loop)와 그에 따른 페루프(빨간색 점선, LOS Closed-Loop)를 보여주고 있다. LOS 안정화 제어기의 경우 FSM에서와 동일하게 PI 제어기와 노치 필터를 기반으로 루프 성형 기법을 활용해 아래 식(9)와 같이 설계하였고, 제어기 파라미터에 대한 상세 정보는 Table 2에 정리하였다.

$$C_{LOS}(s) = \left(K_{p2} + \frac{K_{I2}}{s} \right) \cdot \frac{s^2 + \zeta_2 w_{n2} s + w_{n2}^2}{s^2 + Q_2 \zeta_2 w_{n2} s + w_{n2}^2} \quad (9)$$

이미지 센서의 위상 지연에 의한 위상 여유 확보의 어려움으로 LOS 안정화 루프의 크로스오버 주파수는 15 Hz로 설계하였고, 그때의 위상 여유와 이득 여유는 각각 48.5 deg, 6.4 dB이다. 그에 따른 LOS 안정화 페루프의 구동대역폭(-3 dB)은 37 Hz로 설계가 되었다.

다음으로 자이로 센서를 이용한 외란 피드포워드 루프 설계

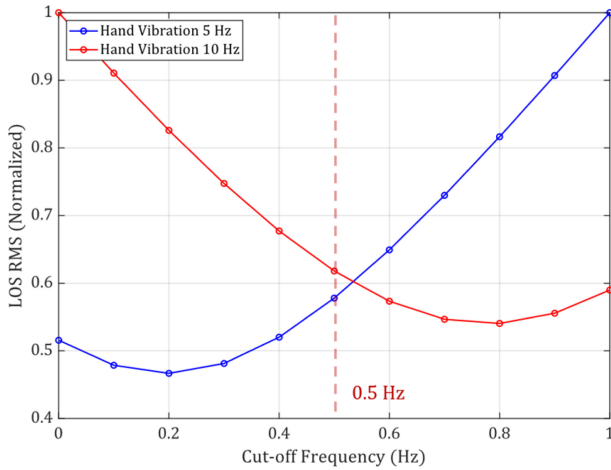


Fig. 8 Line-of-sight stabilization performance against the cut-off frequency of the high-pass filter of the feedforward controller

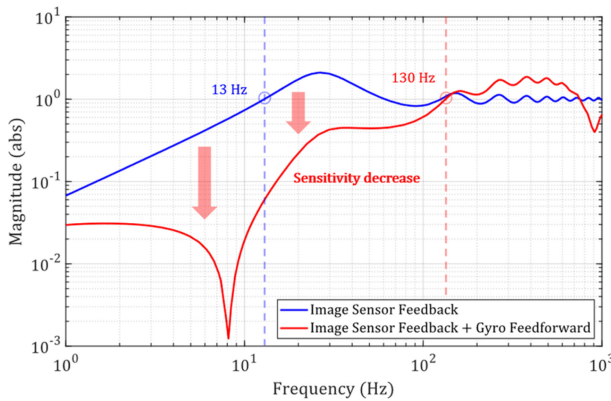


Fig. 9 Bode plot of the sensitivity function of line-of-sight to disturbance with or without the disturbance feedforward loop

과정을 진행하였다. 외란 피드포워드 제어기는 식(7)에서와 같이 적분기에 고역 필터를 추가한 형태로 설계를 진행하였고, Fig. 8은 고역 필터의 차단주파수에 따른 손 떨림 외란의 각 주파수 성분에 대한 LOS 안정화 성능을 보여주고 있다. LOS 안정화 성능은 손 떨림 외란에 대한 LOS의 실효 값(Root-mean-square, RMS)을 통해서 확인하였고, Fig. 8에서는 성능 비교를 위해서 LOS 값을 표준화하여 나타내었다. 그 결과, 손 떨림이 5 Hz의 주파수를 가진 경우, 차단주파수가 0.2 Hz일 때 가장 우수한 LOS 안정화 성능을 보여주고 있으며, 손 떨림이 10 Hz인 경우에는 0.8 Hz의 차단주파수에서 LOS 안정화 성능이 가장 우수하게 나타났다.

이에 대한 원인은 적분기에서 발생하는 신호 노이즈에 의한 드리프트로 인해 LOS 안정화 성능이 저하되기 때문에 이를 보상하기 위해서는 충분한 크기의 차단주파수가 필요로 하지만, 차단주파수가 저감하고자 하는 외란 진동 주파수와 비교하여 상대적으로 높은 경우에는 저감하고자 하는 진동 신호의 왜곡을 일으켜 성능을 악화시키기 때문이다.

고역 필터의 차단주파수가 0.5 Hz일 때, 5와 10 Hz의 외란에

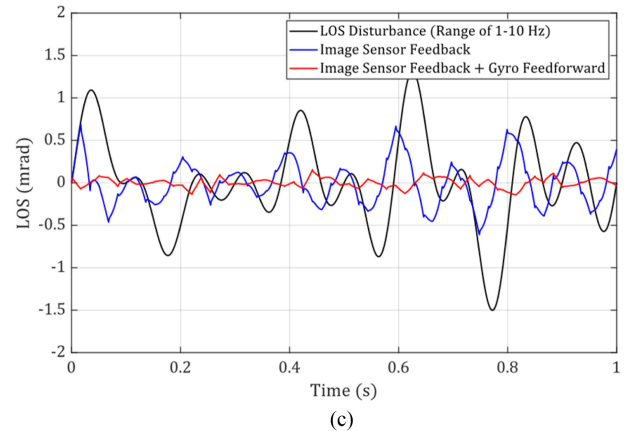
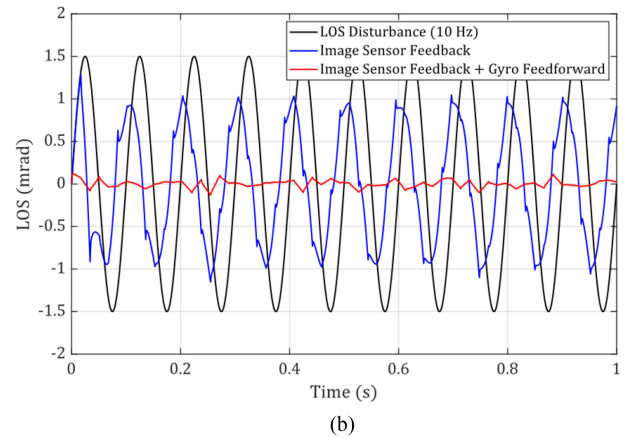
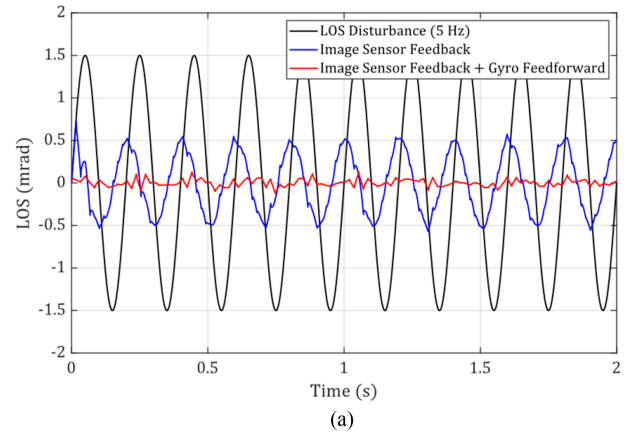


Fig. 10 LOS stabilization performance of image sensor feedback and gyro feedforward controller at the hand vibration frequency of (a) 5, (b) 10, and (c) range of 1-10 Hz

대해서 모두 준수한 LOS 안정화 성능을 가질 수 있음을 알 수 있다. 따라서, 본 연구에서는 10 Hz 미만의 주파수 영역에 존재하는 손 떨림 외란에 대해서 LOS 안정화 성능의 강건성 확보를 위해서 피드포워드 제어기 고역 필터의 차단주파수를 0.5 Hz로 선정하였다.

Fig. 9는 외란 피드포워드 루프에 따른 외란에 대한 시선의 민감도 변화를 보여주고 있다. 파란색 실선은 이미지 센서 기반의 LOS 안정화 제어만 적용하였을 때의 민감도 $S_1(s)$ 에 해당

Table 3 Comparison of LOS stabilization performance

Vibration frequency	LOS performance (RMS)		
	Feedback	Feedback + feedforward	Reduction rate
5 Hz	353.3 urad	36.1 urad	89.8%
10 Hz	681.1 urad	38.7 urad	94.3%
Range (1-10 Hz)	255.7 urad	51.8 urad	79.7%

하며, 빨간색 실선은 자이로 센서를 통한 외란 피드포워드 루프가 추가되었을 때의 민감도 $S_2(s)$ 에 해당한다. LOS 안정화 제어만 이루어지고 있을 때, 외란을 보상할 수 있는 주파수 대역폭은 약 13 Hz로 안정화 루프의 크로스오버 주파수에 해당하는 15 Hz보다 약간 작은 수준이다. 외란 피드포워드 루프 추가에 따라서 저주파 영역에서 민감도가 크게 감소한 것을 확인할 수 있으며, 외란 억제 대역폭 또한 약 130 Hz 수준으로 크게 향상된 것을 알 수 있다.

Fig. 10은 LOS 안정화 제어기에 따른 손 떨림 외란에 대한 시선 안정화 성능을 보여주고 있다. 먼저 주파수 성분에 따른 시선 안정화 성능을 비교 분석하기 위해서 1.5 mrad 크기를 가지는 정현파 외란을 LOS에 인가하였고(Figs. 10(a): 5, 10(b): 10 Hz), LOS 안정화 성능은 LOS의 실효 값(RMS)을 통해서 확인하였다. Fig. 10(a)의 5 Hz의 손 떨림 외란에 대해서 이미지 센서 기반의 LOS 안정화 제어는 LOS 피드백 제어를 통해서 파란색 실선의 외란이 저감된 LOS를 보여주고 있으며, 353.3 urad (RMS)의 안정화 성능을 가진다. 하지만, 외란 주파수가 증가함에 따라 안정화 대역폭의 한계로 외란 억제 성능은 저하되며, Fig. 10(b)의 10 Hz 외란에 대해서 안정화 성능은 681.1 urad (RMS)로 크게 저하되는 것을 확인할 수 있다.

여기에 설계한 외란 피드포워드 제어기를 추가함에 따라 빨간색 실선에서 볼 수 있듯이 5와 10 Hz 외란에 대해서 모두 외란 억제 성능이 크게 향상된 것을 확인할 수 있다. 그에 따른 LOS 안정화 성능은 36.1, 38.7 urad (RMS)로 이미지 센서 기반 LOS 안정화 제어만 적용하였을 때보다 각각 89.8, 94.3% 향상된 성능을 보여주고 있으며, 그 결과는 Table 3에 정리하였다.

다음으로, Fig. 10(c)는 1-10 Hz의 주파수 범위를 가지는 손 떨림 외란이 LOS에 인가되었을 때의 시선 안정화 성능을 보여주고 있다. 본 시뮬레이션의 손 떨림 외란은 1-10 Hz 범위에서 특정 주파수 성분을 가지는 정현파들을 결합하여 생성하였으며, 해당 외란에 의해서 발생하는 LOS 진동은 551.1 urad (RMS)이다. 이미지 센서 피드백 제어만 사용하였을 경우 LOS 안정화 성능(파란색 실선)은 255.7 urad (RMS)이지만, 외란 피드포워드 제어기까지 적용한 경우 안정화 성능(빨간색 실선)은 51.8 urad (RMS)으로 79.7% 향상된 성능을 보여주고 있다. 이를 통해서 자이로 센서 기반 외란 피드포워드 루프 적용 시 외란 억제 성능이 대폭 향상됨을 실증하였다.

4. 결론

본 논문에서는 시선 안정화 시스템을 구성하는 FSM, 이미지 센서, 자이로 센서 시스템에 대한 분석을 통해 휴대용 광학 장비의 LOS 안정화 제어기 설계 방안에 대해서 제시하였다. 휴대용 광학 장비의 손 떨림에 의해 발생하는 LOS 오차를 보상하기 위해서 이미지 센서 기반의 LOS 안정화 제어 시스템의 구성 방안과 이미지 센서의 낮은 샘플링 주파수에 의해 발생하는 위상 지연 효과를 고려한 제어기 설계 방안에 대해서 제시하였다. 이미지 센서의 위상 지연 효과에 의해 제한된 안정화 대역폭에 따른 시선 안정화 성능의 한계를 극복하기 위해서 자이로 센서를 활용한 외란 피드포워드 제어 루프의 구성 방안을 제시하였고, 자이로 센서의 특성을 고려한 제어기 설계 방안에 대해서 제시하였다. 시스템 모델링을 통해서 제어 시뮬레이션 모델을 구축하여, 위의 제어기 설계 방안에 따른 손 떨림 외란에 대한 시선 안정화 성능을 비교 분석하였다. 그 결과, 이미지 센서 기반 LOS 안정화 제어와 자이로 센서 기반 외란 피드포워드 제어를 통해서 대폭 향상된 외란 안정화 성능을 확인하였다.

ACKNOWLEDGEMENT

이 논문은 2022년도 정부(방위사업청)의 재원으로 국방기술진흥연구소의 지원을 받아 수행된 연구임(No. 21-107-F00-016).

REFERENCES

- Hilkert, J. M., (2008), Inertially stabilized platform technology concepts and principles, IEEE Control Systems Magazine, 28(1), 26-46.
- Masten, M. K., (2008), Inertially stabilized platforms for optical imaging systems, IEEE Control Systems Magazine, 28(1), 47-64.
- Gillmer, S. R., Smeaton, C. V., Burnside, J. W., Torres, J., Hubbard, W., Bennett, C., DeVoe, C., Wellman, J. A., Rey, J. J., Zervas, M. J., (2021), Demonstration of a modular, scalable, laser communication terminal for manned spaceflight missions, SPIE Optics and Photonics 2021.
- Xia, Y., Bao, Q., Liu, Z., (2018), A new disturbance feedforward control method for electro-optical tracking system line-of-sight stabilization on moving platform, Sensors, 18(12), 4350.
- Kang, S.-H., (2024), The development trend and future direction of laser-based individual combat firearm weapon systems, Journal of the Korea Academia-Industrial cooperation Society, 25(6), 544-552.
- Song, G., Jelly, E. T., Chu, K. K., Kendall, W. Y., Wax, A., (2021), A review of low-cost and portable optical coherence tomography, Progress in Biomedical Engineering, 3(3), 032002.

7. Bae, H., Jang, H., Park, D., Kim, H., (2021), Development of moving mirror assembly in the spectroscopic sensor for remote gas monitoring, *Journal of the Korean Society for Precision Engineering*, 38(8), 581-587.
8. Li, Q., Liu, L., Ma, X., Chen, S.-L., Yun, H., Tang, S., (2018), Development of multitarget acquisition, pointing, and tracking system for airborne laser communication, *IEEE Transactions on Industrial Informatics*, 15(3), 1720-1729.
9. Wen, L., Xu, T., Ruan, Y., Tang, T., Yang, H., (2022), Disturbance feedforward control of tip-tilt mirror with gyro measuring for large-amplitude vibration rejection, *IEEE Sensors Journal*, 22(16), 16351-16358.
10. Tang, T., Niu, S., Chen, X., & Qi, B., (2018), Disturbance observer-based control of tip-tilt mirror for mitigating telescope vibrations, *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, 68(8), 2785-2791.
11. Tang, T., Niu, S., Ma, J., Qi, B., Ren, G., Huang, Y., (2019), A review on control methodologies of disturbance rejections in optical telescope, *Opto-Electronic Advances*, 2(10), 190011.
12. Bian, Q., Wang, Y., Ruan, Y., Tang, T., (2023), Accelerometer-assisted disturbance feedforward control of an inertially stabilized platform, *IEEE Sensors Journal*, 23(9), 9880-9888.
13. Wen, L., Ruan, Y., Yang, H., Tang, T., (2023), Adaptive high-frequency feedforward control with accelerometer measurement of tip-tilt mirror for line-of-sight stabilization, *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, 72, 1-10.



Jae Woo Jung

Received the B.S. degree in mechanical engineering in 2020 from Yonsei University, Seoul, South Korea, where he is currently working toward the Ph.D. degree in mechanical engineering. His research interests include mechatronic systems for manufacturing, electromagnetic and electromechanical machine design, and precision motion control.

E-mail: jjwooo@yonsei.ac.kr



Sang Won Jung

Received The B.S. degree in mechanical engineering from Yonsei University, Seoul, South Korea, in 2020. He is currently working toward the Ph.D. degree in mechanical engineering at Yonsei University. His research interests include analytical modeling and design of electromagnetic machine, manufacturing mechatronics and precision motion control.

E-mail: jahoo135@yonsei.ac.kr



Jae Hyun Kim

Received the B.S. degree in mechanical engineering from Yonsei University, Seoul, South Korea, in 2021. He is currently working toward the Ph.D. degree in mechanical engineering at Yonsei University. His research interests include analytical modeling and design optimization of electromagnetic machines.

E-mail: jaehyun0924@yonsei.ac.kr



Seonbin Lim

Is graduate school student in mechanical engineering at Yonsei University and currently majoring in Structural Vibration. He is especially interested in vibration transmissions in electric vehicles.

E-mail: dlaths@yonsei.ac.kr



Youngjin Park

Received the B.S. degree in mechanical engineering from Soongsil University, Seoul, South Korea, in 2020. He is currently working toward the Ph.D. degree in mechanical engineering at Yonsei University. His research interests include mechanical vibration, haptic, and structural vibration.

E-mail: pyj1586@yonsei.ac.kr



Onemook Kim

Is graduate school student in mechanical engineering at Soongsil University and currently majoring Structural Vibration in Yonsei University. He is especially interested in vibration analysis of actuator.

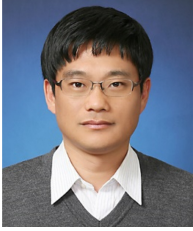
E-mail: ookss2@yonsei.ac.kr



Jaehyun Lim

Received the B.S degree in mechanical engineering from Gachon University, Seongnam, South Korea, in 2024. He is currently working toward the M.S degree in mechanical engineering at Yonsei University. His research interests include mechanical vibration, vibroacoustics, and structural vibration.

E-mail: jhlim00@yonsei.ac.kr

**Jae Ho Jin**

Received the master's degree in control and measurement engineering from Chonbuk National University in 2002. He is a research engineer at R&D Center, EOSystem. His research interests include mechatronic systems for manufacturing, electromagnetic and electromechanical machine design, and precision motion control.

E-mail: jhjin@eosystem.com

**No-Cheol Park**

Received B.S., M.S., and Ph.D. degrees from Yonsei University in 1986, 1988, and 1997, respectively. He is currently a professor at the department of mechanical engineering in Yonsei University. His research interest is in Vibration & Optics.

E-mail: pnych@yonsei.ac.kr

**Jun Young Yoon**

Received the B.S. degree in mechanical engineering from Yonsei University, Seoul, South Korea, in 2009 and the M.S. and Ph.D. degrees in mechanical engineering from the Massachusetts Institute of Technology (MIT), Cambridge, MA, USA, in 2011 and 2017, respectively.

He is currently an Associate Professor at the Department of Mechanical Engineering, Yonsei University. From 2017 to 2019, he was a postdoctoral researcher in mechanical engineering and biological engineering at MIT. His research interests include manufacturing mechatronics and robotics system design, electromagnetic and electromechanical machine design, mechatronic devices for biomedical applications, and precision motion control.

E-mail: junyoung.yoon@yonsei.ac.kr

딥러닝 기반 제직준비 공정 실시간 고장 진단 기법 검증

Verification of Real-time Fault Diagnosis Techniques for Weaving Preparation Process Based on Deep Learning

김민재¹, 안우현¹, 주백석^{2,#}
Minjae Kim¹, Woohyun Ahn¹, and Baeksuk Chu^{2,#}

¹ 국립금오공과대학교 대학원 항공기계전자융합전공 (Department of Aeronautics, Mechanical and Electronic Convergence Engineering, Graduate School, Kumoh National Institute of Technology)

² 국립금오공과대학교 기계시스템공학부 (School of Mechanical System Engineering, Kumoh National Institute of Technology)

Corresponding Author / E-mail: bschu@kumoh.ac.kr, TEL: +82-54-478-7398

ORCID: 0000-0002-3253-1506

KEYWORDS: Weaving preparation process (제직준비 공정), Fault diagnosis (고장 진단), Artificial intelligence (인공지능), Environment recognition (환경인식), Measurement system (계측 시스템)

In this study, we developed a deep learning-based real-time fault diagnosis system to automate the weaving preparation process in textile manufacturing. By analyzing typical faults such as shaft eccentricity and rotational imbalance, we designed a data-driven fault diagnosis algorithm. We utilized tension data from both normal and faulty states to implement AI-based diagnostic models, including 1D CNN (Convolutional Neural Network), RNN (Recurrent Neural Network), and LSTM-AE (Long Short-Term Memory Autoencoder). These models enable real-time fault classification, followed by a comparative performance analysis. The LSTM-AE model achieved the best performance, with a classification accuracy of 99-100% for severe faults, such as 1.5 mm eccentricity and 100 or 150 g rotation imbalance, and 92.2% for minor faults like 1 mm eccentricity. This accuracy was optimized through threshold adjustments based on ROC curve analysis to select an optimal threshold. Building on these findings, we developed a GUI (Graphical User Interface) system capable of real-time fault diagnosis using TCP/IP (Transmission Control Protocol/Internet Protocol) communication between Python and LabVIEW. The results of this study are expected to accelerate the smartization of the weaving preparation process, contributing to improved textile quality and reduced defect rates, while also serving as a model for automation in other sectors.

Manuscript received: November 3, 2024 / Revised: January 3, 2025 / Accepted: January 7, 2025

1. 서론

최근 고부가가치 섬유 기반의 제품 수요가 늘어나면서 고내열성, 고강도의 특성을 가진 고부가 가치 섬유를 다룰 수 있는 기술력의 중요성이 부각되고 있다. 이러한 수요에 따라 섬유의 품질을 향상시키기 위한 고정밀, 고응답 특성을 가진 제어 기술과 고장 진단 시스템의 도입이 필요하다. 하지만 Fig. 1의 2023년 섬유 패션산업 인력현황 보고서에 따르면 열악한 작업환경으로 인해 매년 고령 섬유산업 종사자 비율이 증가하고 노동자 수는 지속적으로 감소하고 있다[1]. 또한, 국내 공정 작업자의 경험에

의한 수동 제어 방식을 사용하고 있다. 이러한 방식을 사용할 경우 장력을 일정하게 유지하지 못하는 문제가 발생하고, 원사의 장력이 일정하게 유지되지 않으면 원사의 품질이 저하되어 제직 공정 중 제품의 불량률이 크게 늘어나 고부가 가치 섬유 생산수율이 감소한다. 반면 해외 섬유업종의 선진사는 공정 중 원사의 장력을 최신 제어 기법을 통해 관리함으로써 문제를 해결했다. Fig. 2는 섬유업종의 대표 선진사인 Texmer사의 제직 준비 시스템으로, 원사의 장력을 정밀하게 제어하고 공정 데이터를 실시간으로 모니터링하는 자동화 시스템을 적용한 고부가가치 섬유 생산 시스템을 갖추었다[2].

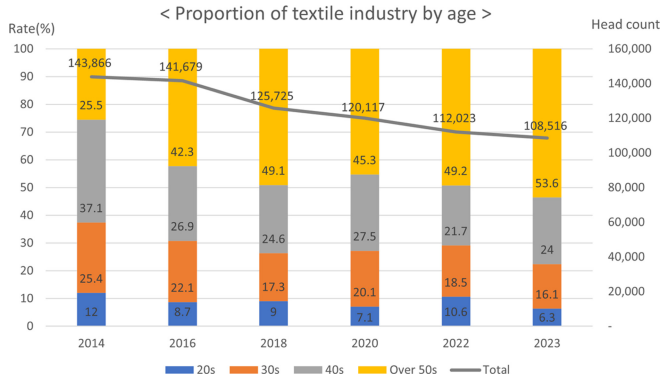


Fig. 1 Age distribution of workers in the textile industry [1] (Adapted from Ref. 1 on the basis of OA)

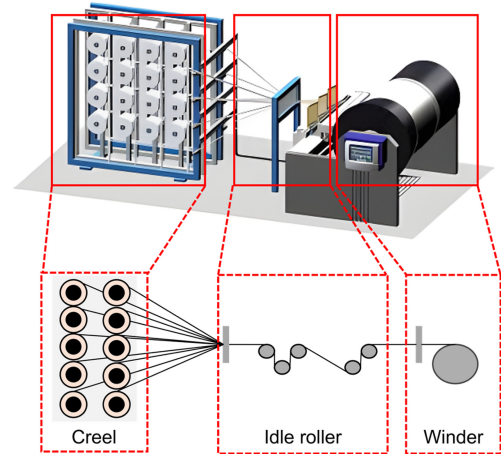


Fig. 3 Configuration of creel system [3] (Adapted from Ref. 3 on the basis of OA)

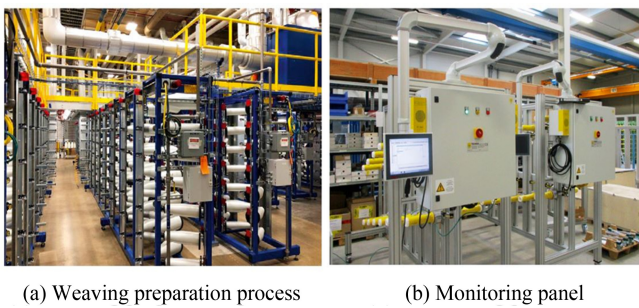


Fig. 2 Automated weaving preparation system of Texmer [2] (Adapted from Ref. 2 on the basis of OA)

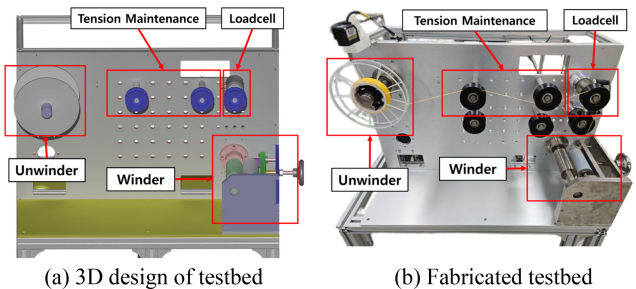


Fig. 4 Prototype testbed of creel system

이에 따라 국내 섬유산업 또한 기존의 수동 제어 방식을 벗어나 스마트화 된 제직준비 공정을 구축이 필수적이다. 하지만 불량률 및 노동력 문제를 해결함과 동시에 고부가 가치 섬유 제품의 생산을 할 수 있는 기술력을 갖추고자 하는 연구를 수행하고 있지만 실제 적용 사례를 찾아보기 어렵다. 본 논문에서는 생산 기술력을 확보하기 위해 장력을 제어하는 시스템을 적용하고, 이후 발생하는 고장의 유형을 분석하고, 딥러닝을 적용해 학습하여 최적의 고장 진단 기법을 검증했다.

2. 크릴 시스템

제직준비 공정은 제직에 필요한 경사나 위사를 알맞은 상태로 준비하도록 하는 시스템이며, 크릴 시스템은 제직준비 공정에 사용되는 정경공정의 섬유 기계이다. 크릴 시스템은 Fig. 3과 같이 원사 크릴대, 이송용 롤러, 와인더로 구성 되어있으며 원사 크릴대의 보빈에서 풀리는 다수의 원사를 이송용 롤러를 거쳐 하나의 큰 와인더에 감는 역할을 수행한다[3]. 본문에서는 실제 제직준비 공정을 소형화한 프로토타입 테스트베드를 설계하여 고장 유형에 대한 분석 및 고장 요소 실증 등 고장 진단 시스템을 구현하고 고장 진단 알고리즘을 최적화했다.

2.1 크릴 시스템 테스트베드

Fig. 4(a)는 제직준비 공정을 소형화한 프로토타입 테스트베드를 3차원 설계 도구인 CATIA를 이용해 3D 모델링한 것이다. 그리고 이를 실제로 제작하여 Fig. 4(b)와 같은 실제 테스트베드를 구축했다. 테스트베드는 크릴 시스템에서 원사 크릴대의 역할을 하는 Unwinder, 원사를 이송하는 역할을 하는 장력 유지 장치, 원사의 장력을 측정하기 위한 센서, 원사가 감기는 빔 역할을 대체할 Winder로 구성했다. Unwinder와 Winder의 경우 장력을 제어하기 위해 모터가 부착되어 있으며 Winder의 경우 속도제어를 통해 60 RPM의 일정한 출사속도를 유지하도록 하고, Unwinder는 토크 제어 하여 원사의 피드백을 바탕으로 목표 장력을 달성하도록 했다.

제어 시스템과 계측 시스템은 Fig. 5와 같은 하드웨어로 구성되어 있으며, 상위제어기는 SBC (Single Board Computer)인 LattePanda를 사용하였고 하위 제어기로는 STM32 사의 Nucleo-F334R8, 장력 측정 센서는 Montalvo 사의 XBS Type을 사용했다. 그리고 산업용 모터는 LS사의 APMC-FBL04AMK 서보 모터와 L7S 모터 드라이버를 사용했다. 그리고 DAQ를 이용해 장력을 모니터링할 수 있는 시스템을 구성하여 제어뿐만 아니라 데이터를 실시간으로 계측할 수 있도록 했다. 제어 시스템은 PI 제어를 사용하였으며 Fig. 6의 구조와 같이 시스템에서 장력을 입력 받고 토크제어를 통해 목표 장력을 출력할 수 있도록 구성했다.

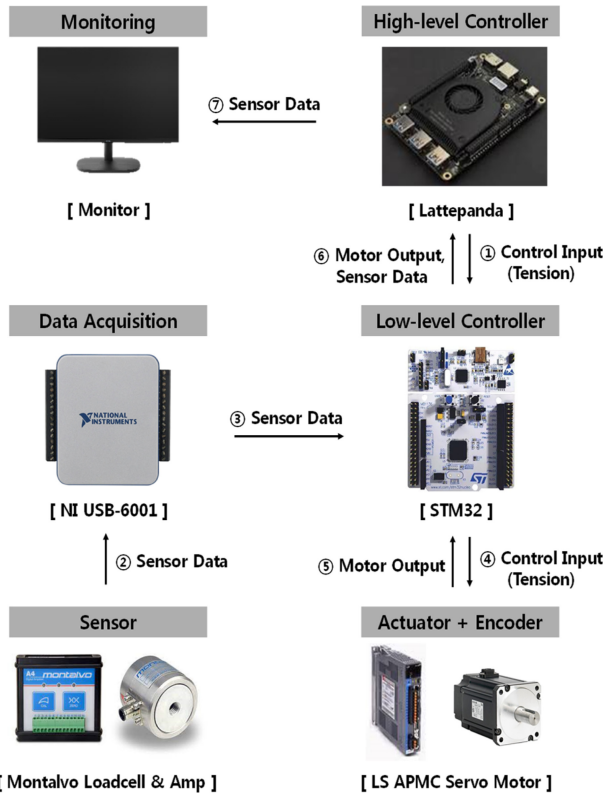


Fig. 5 Configuration of tension control, measurement system

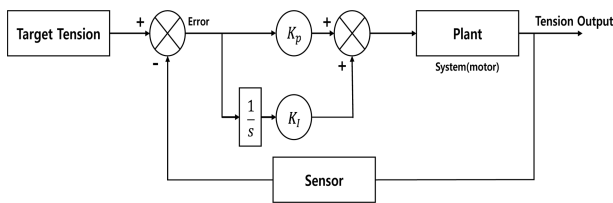


Fig. 6 Block diagram of PI control applied in the system

2.2 고장 진단 목표물 분석

현장에서 제직준비 공정 시 Unwinder에서 보빈의 무게 변화, 축 뒤틀림에 의한 회전 불균형 등의 문제가 발생하며, 이 경우 장력이 일정하게 유지되지 않아 제품의 품질에 영향을 미칠 수 있다. 본문에서는 제어 시스템을 적용하더라도 목표 장력 값과 30% 이상 차이가 발생하는 요소를 고장으로 정의했다.

고장 요소는 실제 공정이 오랜 시간동안 가동되었을 때 가장 빈번하게 발생하는 회전축의 변형으로 선정했다. 회전축의 변형 중에서 가장 발생 빈도가 높은 것이 축의 편심과 회전 불균형이며, 발생 정도에 따른 데이터 변화와 분류율을 확인하기 위해 축의 편심 2가지, 회전 불균형 2가지를 고장 진단 대상으로 선정하였다. 먼저 Figs. 7(b)와 7(e)는 회전축에 편심을 적용한 3D 모델 및 제작품으로, 회전축에서 1, 1.5 mm 틀어진 형상으로 제작했다. 그리고, Figs. 7(c)과 7(f)는 회전축에 볼트와 너트의 양을 변경하며 회전 불균형을 유발하도록 한 3D 모델 및 제작품이다. 볼트는 4개를 사용하며, 100 g의 경우 볼트당 너트 2개, 150 g의 경우 볼트당 너트 3개를 사용한 불균형을 가진 회전축을 구성하여 고장 진단 실험을 진행했다.

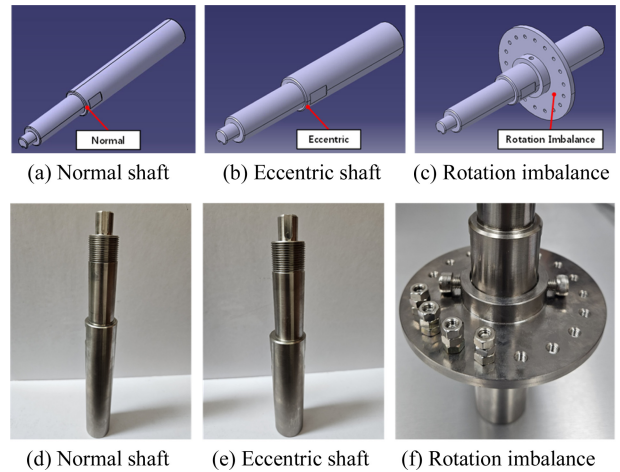


Fig. 7 Configuration of normal, abnormal shafts

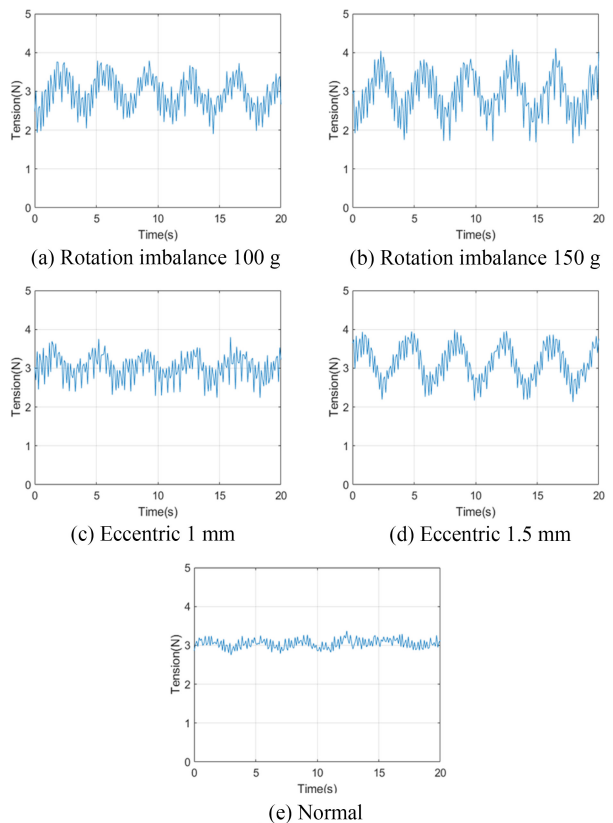


Fig. 8 Data types of rotation imbalance, eccentric, normal shaft

3. 고장 진단 알고리즘

3.1 데이터 수집

데이터 수집은 고장 진단에 적용할 알고리즘을 학습하는 데 필수적이다. 수집된 데이터의 품질과 적절성은 모델의 성능에 직접적으로 영향을 미친다. 본문에서는 측정 주기, 측정 시간 등 데이터의 특성이 알고리즘 학습에 적합하도록 설정하여 수집했다. Fig. 8은 각각의 축을 통해 추출한 데이터이며 사용한 변형이 없는 기본 축, 편심 축, 회전 불균형 축으로 구성했다. DAQ 보드인

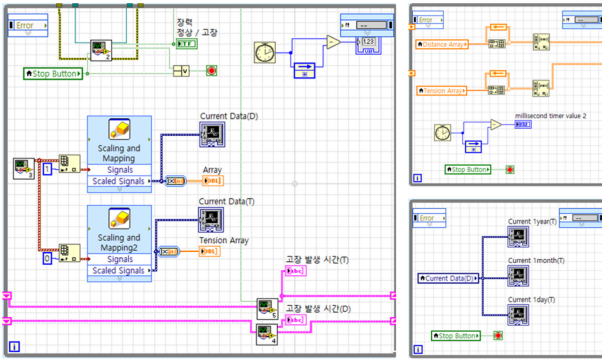


Fig. 9 LabVIEW structure for data acquisition

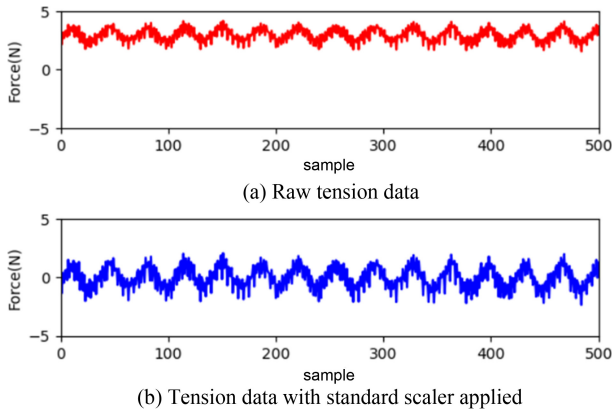


Fig. 10 Normalization applied to tension data

NI USB-6001을 통해 수집하였으며, Fig. 9와 같이 NI LabVIEW를 통해 데이터를 저장할 수 있도록 구성했다. 측정된 데이터를 저장하는 주기는 50 ms으로 설정했으며 실험 시간은 10분으로 설정했고, 측정 데이터 샘플 개수는 12,000개로 각각 5세트를 수집하여 고장 진단에 적용했다.

3.2 데이터 전처리

인공지능 알고리즘을 이용한 학습을 시행할 때 데이터에 포함된 노이즈, 이상치, 비정규화된 특성들은 알고리즘의 성능을 저하시킬 수 있다 본 논문에서는 이를 해결하기 위해 데이터 전처리 과정으로 데이터를 정제하고 알고리즘 학습에 적합한 형태로 변환하였다.

먼저, 노이즈 제거나 데이터 평탄화를 위한 기법인 이동 평균 필터를 적용했다. 필터를 적용하기 위해 Window Size, Padding 등 파라미터 설정이 필요하며, Window의 크기를 유지하기 위해 데이터의 앞뒤에 0을 추가하여 필터 적용에 용이하도록 하는 Zero Padding을 적용하고 Window Size를 50으로 설정하여 데이터를 전처리를 적용했다. 또한, 데이터 정규화 과정을 적용하여 데이터 분포를 일정하게 유지하고 학습의 정확도를 향상시켰다.

본문에서는 Fig. 10과 같이 데이터 특성 간의 분포를 동일하게 맞추는 용도로 사용되는 Standard Scaler 기법을 적용했다. Figs. 10(a)는 8(a)인 Rotation Imbalance 100 g축의 데이터로, 전처리

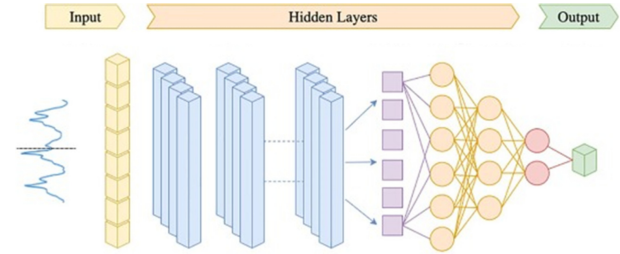


Fig. 11 Structure of 1D CNN layer [6] (Adapted from Ref. 6 on the basis of OA)

Table 1 Configuration of 1D CNN model and parameters

Model	Value
Convolutional layer	32
ReLU layer	-
Maxpooling layer	2
Convolutional layer	32
ReLU layer	-
Maxpooling layer	2
Flatten	-
Dense	32
Classification layer	5 (Softmax)
Optimizer	Adam
MiniBatch	32
Shuffle	Every epoch
Epoch	50
Callback	EarlyStopping
Train:Test	8:2

과정을 거치지 않은 장력 데이터이며, Fig. 10(b)는 Standard Scaler 전처리 기법이 적용되어 평균이 0으로 조정되고 스케일링이 적용된 장력 데이터이다[4,5].

3.3 고장 진단 학습 알고리즘

크릴 시스템에 고장 진단을 적용하기 위해 인공지능 학습 알고리즘 선정이 필수적이다. 수집한 데이터가 시계열의 특성을 가지기 때문에 인공지능 알고리즘 중에서도 시계열 데이터를 사용하는 1D CNN, RNN, LSTM-AE를 학습 알고리즘으로 선정했다. 학습 데이터에 맞게 모델을 구성해 정상과 고장에 대한 분류 성능이 가장 뛰어난 알고리즘을 선정하기 위해 최적화 및 검증 실험을 진행했다.

3.3.1 1D CNN

1D CNN은 Fig. 11과 같이 1차원 신호를 처리하는 인공 신경망이며, 본 연구에서는 Table 1과 같이 2개의 합성곱 레이어와 각각의 ReLU 활성화 함수 및 Max Pooling 레이어로 구성하여

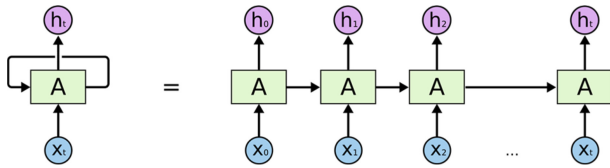


Fig. 12 Structure of RNN layer [7] (Adapted from Ref. 7 on the basis of OA)

Table 2 Configuration of RNN model and parameters

Model	Value
RNN layer	32
ReLU layer	-
Dense	32
ReLU layer	-
Classification layer	5(Softmax)
Optimizer	Adam
MiniBatch	32
Shuffle	Every Epoch
Epoch	50
Callback	EarlyStopping
Train:Test	8:2

정상과 고장을 분류하도록 했다[6]. 그리고 Softmax 함수를 이용해 최종적으로 분류하는 구조로 모델을 설계했다. 모델 학습을 위한 최적화 기법으로 학습 초기에 빠르게 수렴하고 안정적인 학습을 할 수 있도록 하는 적응적 학습률을 가진 Adam Optimizer를 사용했다.

3.3.2 RNN

RNN은 Fig. 12와 같이 이전 입력 정보를 내부 상태에 저장하여 현재 입력과 함께 처리할 수 있는 구조를 가지고 있으며, 본 연구에서는 Table 2와 같이 한 층의 RNN Layer와 ReLU 활성화 함수로 구성하고 Softmax 함수를 이용해 정상과 고장을 분류하여 출력하는 모델을 설계했다[7]. 모델 학습을 위한 최적화 기법으로 Adam Optimizer를 사용했고, 학습 중 검증 손실(Validation Loss)이 일정 횟수동안 개선되지 않을 때 학습을 조기에 종료하는 Early Stopping 기법을 적용했다.

3.3.3 LSTM-AE

LSTM-AE은 Fig. 13과 같이 LSTM모델을 통해 학습하고 Autoencoder의 재구성 오차(Reconstructed Data)를 이용해 진단 및 분류하며 금융 데이터, 산업 데이터 등의 이상 탐지에 사용된다[8]. 본 연구의 경우 Table 3과 같이 Encoder의 LSTM Layer 2개, ReLU 활성화 함수, Repeat Vector 기반의 차원 축소를 통해 Latent Space에 특징을 저장했다. 그리고 Decoder는

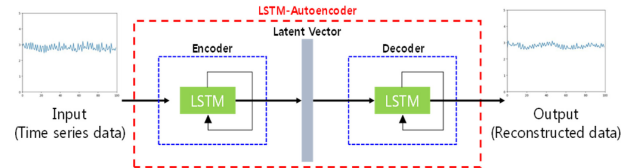


Fig. 13 Structure of LSTM-AE layer [8] (Adapted from Ref. 8 on the basis of OA)

Table 3 Configuration of LSTM-AE model and parameters

Model	Value
Encoder	
LSTM 1 layer	32
ReLU layer	-
LSTM 2 layer	16
ReLU layer	-
Repeat Vector	16
Decoder	
LSTM 3 layer	16
ReLU layer	-
LSTM 4 layer	32
ReLU layer	-
Time Distributed	1
Optimizer	Adam
Mini Batch	32
Shuffle	Every Epoch
Epoch	10
Train:Test	8:2

LSTM Layer 2개와 ReLU 활성화 함수로 구성되어 저장된 특징을 최대화하고 차원을 확장하도록 했다. 모델 학습을 위한 최적화 기법으로 학습 초기에 빠르게 수렴하고 안정적인 학습을 할 수 있도록 하는 적응적 학습률을 가진 Adam Optimizer를 사용했다.

LSTM-AE의 분류 성능을 판단하기 전 정상과 고장을 분류하기 위한 임계값 설정이 필수적이다. 이를 위해 먼저 학습에 사용되지 않은 정상데이터와 고장데이터를 각각 임의의 테스트 데이터로 적용해 Fig. 14와 같이 MSE (Mean Square Error) 데이터 포인트로 나타냈다. MSE 데이터 분포를 이용해 임계값을 설정할 수 있으며, 본문에서는 분석 기법으로 이진 분류 모델 평가 기법인 ROC (Receiver Operating Characteristic) curve 기법을 사용했다. 해당 기법은 민감도를 나타내는 TPR (True Positive Rate)을 y축으로, 1-특이도를 나타내는 FPR (False Positive Rate)를 x축으로 하는 그래프를 이용해 AUC (Area Under the Curve) 값을 출력하여 AUC 값이 1에 가까울수록 모델의 성능이 우수함을 나타낸다[8-10].

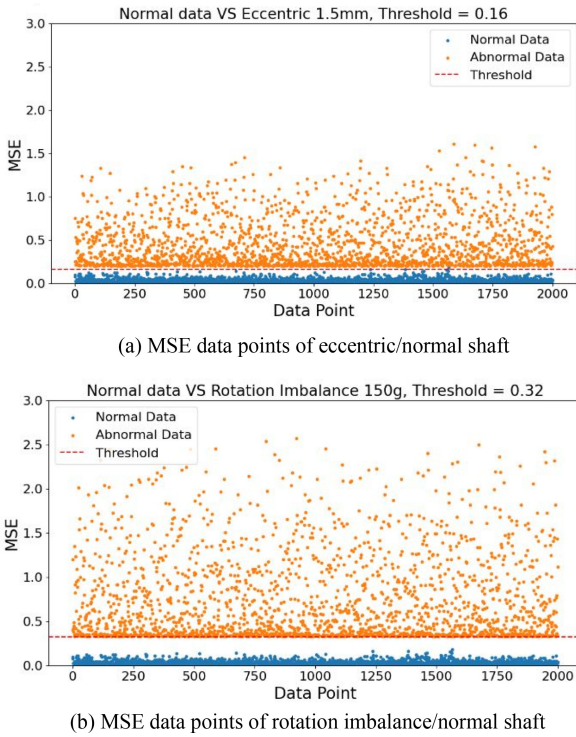


Fig. 14 MSE distribution of normal, abnormal data points

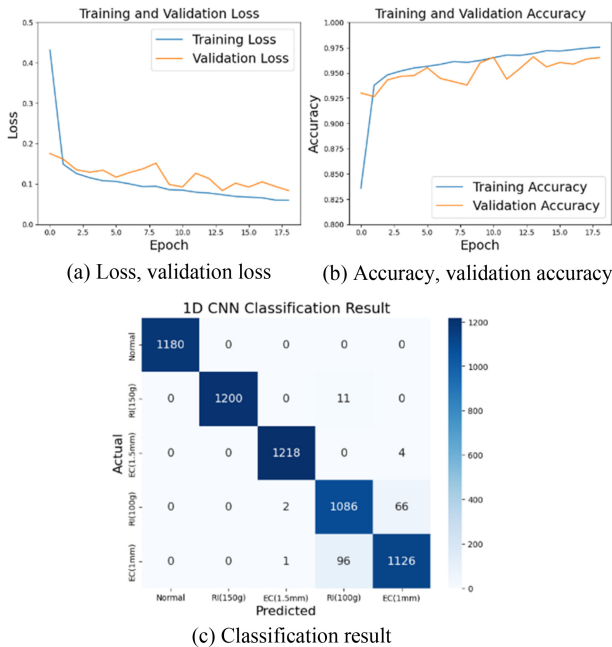


Fig. 15 1D CNN learning results

4. 실험을 통한 학습 기법 검증

4.1 1D CNN 분류 성능 테스트

1D CNN 알고리즘을 이용한 학습은 콜백 함수인 Early Stopping에 의해 학습 Epoch 18회 진행되었으며, Fig. 15(a)와 같이 Loss = 0.0835, Validation Loss = 0.0986, Accuracy = 0.9639, Test

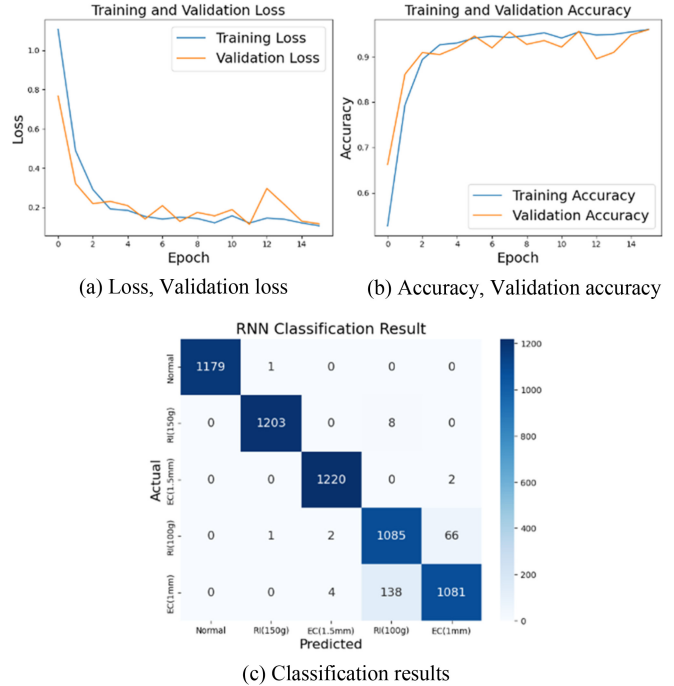


Fig. 16 RNN learning results

Accuracy = 0.9633의 학습 결과를 보인다. Fig. 15(b)는 테스트 데이터를 바탕으로 정상과 4가지 데이터와 편심, 회전 불균형 중 고장 발생 정도가 큰 편심 1.5 mm, 회전 불균형 150 g에 대한 분류율은 98.5-100%로 분류 정확도가 높다. 하지만 고장 발생 정도가 작은 편심 1 mm, 회전 불균형 100 g의 경우는 89-95%로 분류율이 높지 않은 것을 확인할 수 있다.

4.2 RNN 분류 성능 테스트

RNN 알고리즘을 이용한 학습은 콜백 함수인 Early Stopping에 의해 학습 Epoch 15회 진행되었으며, Fig. 16(a)와 같이 Loss = 0.1506, Validation Loss = 0.1812, Accuracy = 0.9417, Test Accuracy = 0.9335의 학습 결과를 보인다. 테스트 데이터를 바탕으로 정상과 4가지 고장상황에 대한 분류 결과는 Fig. 16(b)와 같다. 정상 데이터와 편심, 회전 불균형 중 고장 발생 정도가 큰 편심 1.5 mm, 회전 불균형 150 g에 대한 분류율은 98-99.8%로 분류 정확도가 높다. 하지만 고장 발생 정도가 작은 편심 1 mm, 회전 불균형 100 g의 경우는 88.6-88.3%로 1D CNN보다 낮은 분류율을 보인다.

4.3 LSTM-AE 분류 성능 테스트

LSTM-AE의 분류 성능을 판단하기 위한 방법으로 테스트 데이터의 MSE 데이터 포인트에 ROC Curve 기법을 적용했다. 이를 통해 얻은 데이터의 분석 결과는 Fig. 17과 같다. 회전 불균형 100과 150 g, 편심 1, 1.5 mm에 대해서는 AUC: 0.99-1이라는 결과를 도출했다. ROC Curve의 FPR: 1인 값을 이용해 분류를 위한 최적 임계값을 Table 4와 같이 추출하였고, 이를 적용한 결과는 Fig. 18의 Confusion Matrix와 같다. 회전 불균형 100, 150 g과 편심 1.5 mm의 경우 98-100%의 높은 분류율을

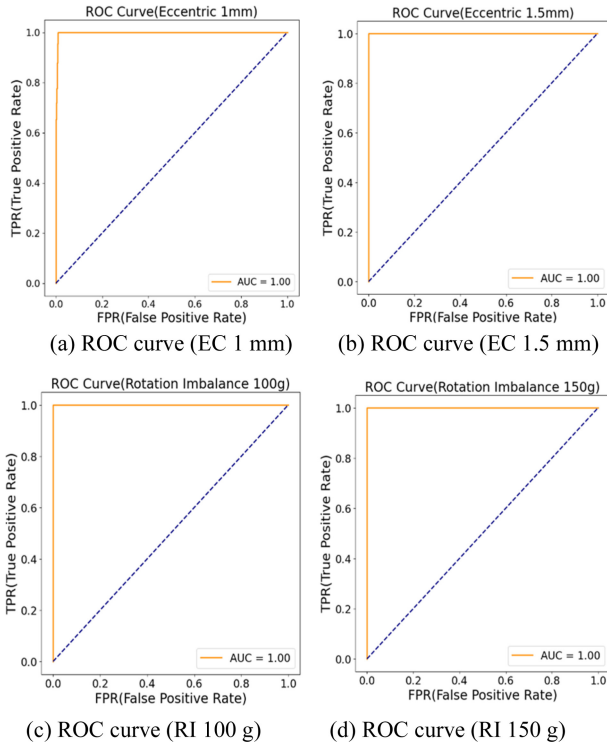


Fig. 17 ROC curve analysis results of normal, abnormal data

Table 4 Optimal thresholds for each element (ROC FPR = 1)

Element	Threshold (FPR = 1)
Eccentric 1 mm	0.114
Eccentric 1.5 mm	0.2016
Rotation imbalance 100 g	0.18
Rotation imbalance 150 g	0.33

보이지만 편심 1 mm은 92.2%로 낮은 분류율을 보이는 것을 확인했다.

임계값의 경우 정상과 고장을 분류하기 위한 1개의 값만 설정할 수 있다. 이 경우 편심 1 mm의 임계값을 반영한다면 정상 데이터를 고장으로 판별할 가능성이 높다. 그래서 편심 1 mm 데이터를 정상과 고장 중간점에 위치한 천이구간으로 분류하고, 다음 최적값인 0.18을 분류 임계값으로 선정했다. Fig. 19는 최적 임계값을 적용한 분류 결과이다. 테스트 데이터를 이용해 정상과 고장을 각각 분류한 결과 회전 불균형 150 g는 100%, 회전 불균형 100 g와 편심 1.5 mm는 99%라는 분류 결과를 도출했다. 분류 실험 결과 1D CNN과 RNN의 성능보다 LSTM-AE의 분류 성능 결과가 우수하다는 것을 확인했다.

4.4 실시간 분류 성능 검증

실험을 통해 얻은 결과를 검증하기 위해 실시간 데이터를 적용한 고장 진단 시스템을 구축했다. 고장 진단 S/W는 LabVIEW를

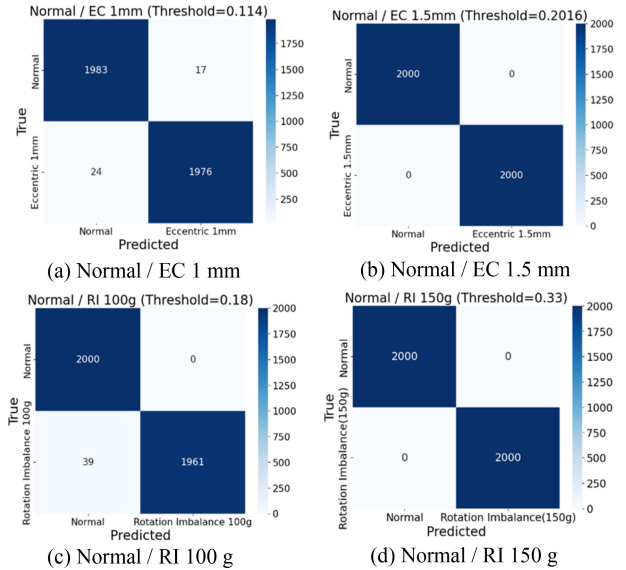


Fig. 18 Results after applying each optimal threshold

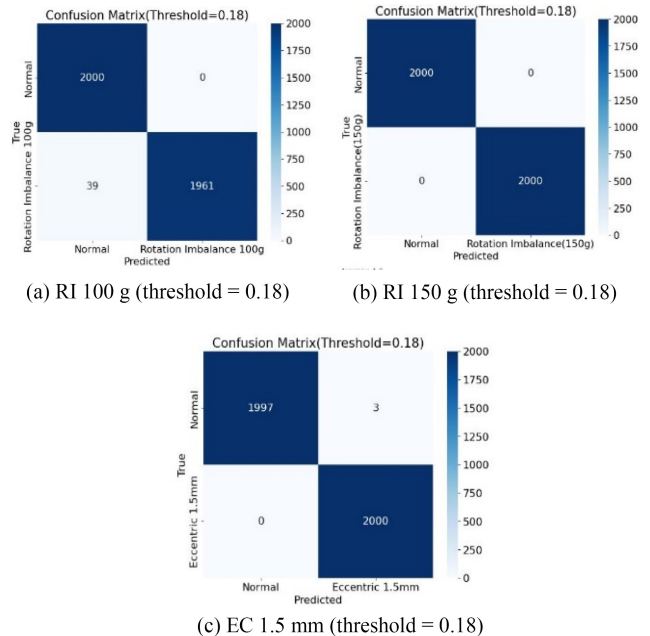


Fig. 19 Classification results using selected threshold (0.18)

이용해 구성했으며, 상태 알람을 통해 정상과 고장을 확인할 수 있도록 했다.

실시간 분류 성능 검증을 위해 GUI기반 모니터링 시스템인 LabVIEW와 고장 진단 모델을 구현한 서버와의 통신이 필요하다. 본문에서는 Fig. 20과 같이 TCP/IP를 이용해 데이터를 송수신했고, 분류 결과를 정상: 0, 고장: 1로 변환하여 LabVIEW로 송신하도록 하는 S/W 알고리즘을 구축했다. Fig. 21은 해당 알고리즘을 적용한 LabVIEW 데이터 모니터링 시스템으로 성능 검증 결과 정상상태의 경우 녹색 알람, 고장 상태일 경우 적색 알람이 발생하는 것을 확인했다.

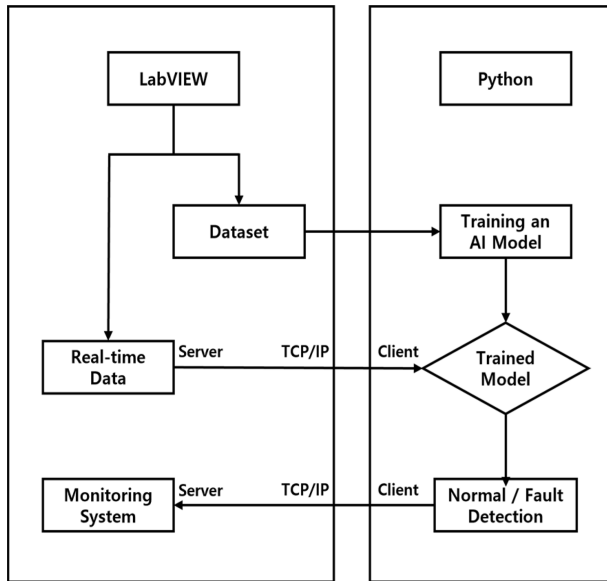
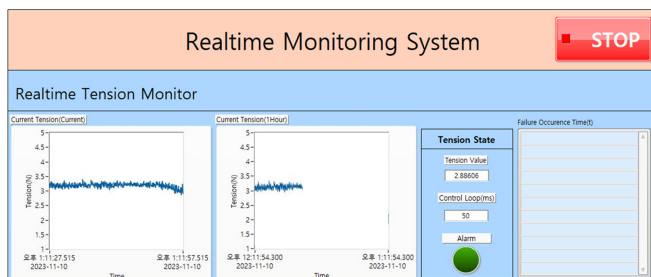
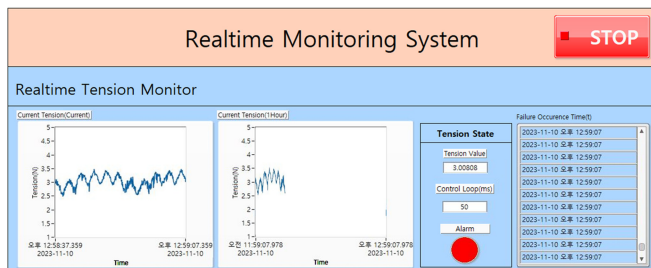


Fig. 20 Configuration of the algorithm for real-time monitoring

기준으로 정상 1가지 경우와 고장 4가지 경우(편심 1.5, 편심 1 mm, 회전 불균형 100, 회전 불균형 200 g)를 분류하며, 실시간 판별을 위해 AI기반 고장 진단 모델을 선정했다. 고장 진단 모델로 시계열 데이터 기반의 학습모델인 1D-CNN, RNN, LSTM-AE를 선정하고, 모델 파라미터를 최적화하여 성능을 분석했다. 1D-CNN, RNN의 경우 정상, 편심 1.5 mm, 회전 불균형 요소에 대해 98-99%의 분류 정확도를 보이지만, 편심 1 mm의 경우 88%라는 낮은 분류 정확도 결과를 나타냈다. LSTM-AE는 분석 기법 중 ROC Curve 기법을 적용하여 분류를 위한 최적 임계값을 설정했고, 임계값으로 0.18을 적용한 결과 정상, 편심 1.5 mm, 회전 불균형 요소에 대해 100%의 분류 정확도를 보이며, 편심 1 mm의 경우 92.2%라는 결과를 도출했다. 가장 분류 성능이 좋은 LSTM-AE모델을 적용한 고장 진단 시스템을 Python을 이용해 구축했으며, Python과 LabVIEW의 TCP/IP 통신 프로그램을 구축하여 실시간 고장 진단할 수 있는 GUI를 구현했다. 추후 연구계획은 테스트 베드가 아닌 실제 제직준비 공정에 적용하기 위해 데이터를 수집하고 높은 분류 성능을 가진 AI모델을 적용하여 분류 성능을 보완할 계획이다. 제직준비 공정뿐만 아니라 제조업 등 자동화 시스템 구축이 요구되는 다양한 분야에 적용 가능할 것으로 기대된다.



(a) Monitoring result for normal state



(b) Monitoring result for abnormal state

Fig. 21 Real-time monitoring system using LabVIEW

5. 결론

본 연구에서는 크릴 시스템의 고장 유형을 분석하고 딥러닝 학습으로 최적의 고장 진단 기법을 적용하여 제직준비 공정 자동화 시스템을 개발했다. 실제 공정 데이터와 유사한 데이터를 얻기 위해 Unwinder, 장력 유지 장치, 장력 측정 장치, Winder 형식으로 구성된 프로토타입 크릴 시스템을 설계하고 제작했다. 현장에서 발생하는 가장 대표적인 고장 요소인 축을 편심, 회전 불균형 형태로 제작했다. 정상 축과 고장 축에 대한 장력 데이터 변화를

ACKNOWLEDGEMENT

이 연구는 국립금오공과대학교 대학 연구과제비로 지원되었음(2022-2024).

REFERENCES

1. Korea Federation of Textile Industries, Survey report on the workforce status of the textile and fashion industry, 2023. http://www.koreafashion.org/news/relevant_notice/read.jsp?reqPageNo=3&no=4038
2. Texmer GmbH & Co, Unsere gatter our creels, <https://www.texmer.de/en/solutionsproducts/creel/our-creels-flip-catalogue>
3. Simco-Ion, Industrial textile. <https://www.simco-ion.co.uk/industry-solutions/textiles-industry/creels/>
4. Hasan, M. J., Sohaib, M., Kim, J.-M., (2021), An explainable ai-based fault diagnosis model for bearings, *Sensors*, 21(12), 4070.
5. Jeon, S., Park, C., Lee, G., Kim, S., Koo, B., (2022), Threshold decision method for anomaly detection using LSTM autoencoder, *Journal of the Korea Institute of Information Technology*, 20(1), 159-169.
6. Mitiche, I., Nesbitt, A., Conner, S., Boreham, P., Morison, G., (2020), 1D-CNN based real-time fault detection system for power asset diagnostics, *IET Generation, Transmission & Distribution*, 14(24), 5766-5773.

7. Wei, Y., Jang-Jaccard, J., Xu, W., Sabrina, F., Camtepe, S., Boulic, M., (2023), LSTM-autoencoder-based anomaly detection for indoor air quality time-series data, *IEEE Sensors Journal*, 23(4), 3787-3800.
8. Nguyen, H. D., Tran, K. P., Thomassey, S., Hamad, M., (2021), Forecasting and anomaly detection approaches using LSTM and LSTM autoencoder techniques with the applications in supply chain management, *International Journal of Information Management*, 57, 102282.
9. Nguyen, V. Q., Van Ma, L., Kim, J., (2018), LSTM-based anomaly detection on big data for smart factory monitoring, *Journal of Digital Contents Society*, 19(4), 789-799.
10. Lee, M.-S., Ahn, H., (2018), A time series graph based convolutional neural network model for effective input variable pattern learning: Application to the prediction of stock market, *Journal of Intelligence and Information Systems*, 24(1), 167-181.

**Minjae Kim**

M.S. candidate in the Department of Mechanical Engineering, Kumoh National Institute of Technology. His research interest is automatic control, fault diagnosis
E-mail: rlaalswo0185@naver.com

**Woohyun Ahn**

M.S. candidate in the Department of Mechanical Engineering, Kumoh National Institute of Technology. His research interest is automatic control
E-mail: awh007@naver.com

**Baeksuk Chu**

Professor in the School of Mechanical System Engineering, Kumoh National Institute of Technology. His research interests include robotics, mechatronics, intelligent control and reinforcement learning
E-mail: bschu@kumoh.ac.kr