

열간 사상압연기의 장력 연산모델과 루퍼-장력 ILQ 서보 제어 Tension Modeling and Looper-Tension ILQ Servo Control of Hot Strip Finishing Mills

황이철 · 박철재

I. C. Hwang and C. J. Park

Key Words : Hot Strip Finishing Mill(열간사상압연기), Looper-Tension Control(루퍼-장력제어), Disturbance Observer(외란관측기), Inverse Linear Quadratic Optimal Control(ILQ: 역최적제어)

Abstract : This paper designs a looper-tension controller for mass-flow stabilization in hot strip finishing mills. By Newton's 2nd law and Hooke's law, nonlinear dynamic equations on the looper-tension system are firstly derived, and linearized by a linearization algorithm using a Taylor's series expansion. Moreover, a tension calculation model is obtained from the nonlinear dynamic equations which is called as a soft sensor of strip tension between two neighboring stands. Next, a looper-tension servo controller is designed by an ILQ(Inverse Linear Quadratic optimal control) algorithm, and it is combined with a minimal disturbance observer which to attenuate speed disturbances by AGC and operator interventions, etc.. Finally, it is shown from by a computer simulation that the proposed ILQ controller with a disturbance observer is very effective in stabilizing the strip mass-flow under some disturbances, moreover it has a good command following performance.

1. 서 론

θ : 루퍼각도[radian]
 σ_f : 스트립 단위장력[$kg_f/mm, N$]
 J : 루퍼 2차 관성모멘트[$kg - mm^2$]
 Z : 루퍼 감쇠 계수
 A_s, h, b : 스트립 단면적 ($A_s = bh$)[mm^2], 두께
 [mm], 폭[mm]
 L, L_i, R_i : 스탠드간 거리[mm], 루퍼 길이[mm], 루퍼
 롤 반경[mm]
 L_1, L_2 : 전후방 스탠드와 루퍼간 거리[mm]
 L_G : 루퍼의 무게중심 위치[mm]
 g, ρ, E : 중력 가속도[kgf/sec^2], 스트립 밀도
 [kg/mm^3], 영률[kgf/mm^2]
 m_l, m_s : 루퍼 질량[kg], 스트립 질량[kg]
 s_f, ϕ : 선진율, 루퍼 모터 토크상수
 v_R, v : 스탠드 롤 속도[rpm], 스트립 속도[m/sec]

v_{Re}, i_{im} : 메인 롤 모터의 속도 차, 루퍼모터 전류[A]
 T_{ASR}, T_{LCC} : ASR 및 LCC 시정수
 T_{sw} : 스트립 자중에 의한 부하토크[$kg_f - mm$]
 T_{sb} : 스트립 굽힘력에 의한 부하토크[$kg_f - mm$]
 T_{lw} : 루퍼 자중에 의한 부하토크[$kg_f - mm$]
 $F_1(\theta)$: 장력 부하토크를 제외한 전체 루퍼 부하토크
 크[$kg_f - mm$]
 $F_2(\theta)$: 스트립의 기하학적인 길이 증가량[mm]
 $F_3(\theta)$: 루퍼 각도와 스트립 장력간의 영향 계수
 K_I, K_F : 적분 제어기와 상태 피드백 제어기 계인
 K_I^0, K_F^0 : 기준 적분 및 상태 피드백 제어계인
 Σ : 계인 조정 파라미터

1. 서 론

열간 사상압연공정에서는 스트립 통관성 확보를 위하여 루퍼를 사용하고 있다. 루퍼는 인접하고 있는 두 스탠드 사이에 설치되어 스트립 장력을 설정치에 유지하게끔 함으로써 스트립의 통관성을 원활하게 하는 역할을 수행하게 된다. 이러한 루퍼-장력 시스템은 루퍼 모터와 각 스탠드의 구동 모터를 입력으로 하고, 루퍼 각도와 스트립 장력을 출력으로

접수일 : 2007년 10월 31일, 채택확정 : 2007년 11월 29일
 황이철(책임저자) : 동의대학교 메카트로닉스공학과
 E-mail : ichwang@deu.ac.kr, Tel : 051-890-2256
 박철재 : (주)POSCO 기술연구소

하는 2-입력/2-출력 다변수 시스템으로 기술되어, 이에 대한 제어 알고리즘 연구가 활발히 진행되고 있다¹⁻⁵⁾. 특히 비선형성과 외란요소, 루퍼 각도와 스트립 장력 간에 발생하는 상호 간섭현상 등을 제어 할 수 있는 알고리즘 개발에 많은 노력을 기울이고 있다.

지금까지 국내외 대부분의 제철소 열간 사상압연기에 적용되고 있는 루퍼-장력 제어 알고리즘은 주로 비간섭화된 PI 제어기법이였지만, 최근 수확모델에 기초한 최적제어(ILQ, ILQ, H_∞), 모델예측제어(MPC) 등과 같은 다변수 최적제어 기법을 적극적으로 적용하고 있는 추세이다. 특히 역 최적제어(ILQ) 알고리즘이 적용된 압연 제어설비가 주목을 받고 있다⁵⁾.

위와 같은 다변수 최적제어 기법의 실용성을 높이기 위해서는 (i) 신뢰성이 확보된 스트립 장력의 측정법과 (ii) 스트립 두께, 폭, 형상을 제어하는 주변 제어기기(AGC, AWC, ASC 등)들에 의한 외란 영향을 최소화할 수 있는 견실(robust) 제어성능 확보가 우선적으로 요구되고 있다.

일반적으로 열간 사상압연공정에서 물리적인 센서(루퍼 로드셀)를 통해 스트립 장력을 엄밀히 측정한다는 것은 매우 어려운 문제로 인식되고 있다. 왜냐하면, 열악한 압연 환경, 루퍼 구조 상 로드셀을 부착하기가 곤란하기 때문이다. 또한 로드셀의 부착이 가능하더라도 열악한 작업환경으로 인하여 로드셀의 장력치를 장기간 지속적으로 신뢰하기가 어렵다. 그래서 기존 루퍼-장력 제어 시스템은 루퍼 모터 전류로부터 계산되는 스트립 장력의 수확 연산 모델을 이용하고 있는 실정이다. 그런데 아직 스트립 장력 연산모델의 정확성에 관한 검증이 체계적으로 이루어지지 않은 상태에서 사용되고 있다는 것이 문제점으로 지적되고 있다. 따라서 이 논문에서는 먼저 스트립 장력에 관한 로드셀 실측 데이터를 이용하여 수학적인 장력 연산모델을 검증하고, 오차를 보정할 수 있는 방법을 제시하기로 한다.

다음으로는 위에서 언급한 다변수 최적제어 가운데 앞에서 기술하였듯이 가장 적극적으로 적용되고 있는 것이 ILQ 제어 알고리즘^{5,6)}이다. ILQ 제어기는 구조가 간단하면서, 제어 계인들을 시스템 파라미터나 바람직한 제어 시스템의 성능지수로 표현할 수 있어 제어계인의 튜닝이 매우 용이하다는 장점을 가진다. 반면에 모델링 오차나 외란 등의 불확실성에 대한 견실성은 이론적으로 충분하지 않는 단점을 가지고 있다. 특히 스트립 두께를 제어하는

AGC나 작업자 수동 개입 등으로 발생하는 스트립 속도 외란에 대한 외란제거성능이 다소 부족하다는 문제점을 가지고 있다. 따라서 이 논문에서는 기존의 피드백 ILQ 제어기에 속도 외란을 최소차원 관측기로 추정한 후 피드포워드 제어하는 구조의 2 자유도 루퍼-장력 제어기를 설계하기로 한다.

이 논문의 연구 내용은 다음과 같다. 먼저 루퍼-장력 시스템의 비선형 모델을 통하여 스트립 장력 연산모델과 검증법을 설명하고, 두 번째로는 테일러 선형화 모델을 기초로 ILQ 제어기 설계법을 간단히 소개한 후, 속도 외란 관측기를 통한 피드포워드 제어기 설계를 수행한다. 끝으로 컴퓨터 모의실험을 통하여 본 논문에 제안한 루퍼-장력 제어시스템에 대한 유용성을 고찰하기로 한다.

2. 루퍼-장력 시스템 모델링

2.1 루퍼-장력 비선형 모델

Fig. 1과 같이 인접 스탠드 사이에 설치된 단일 루퍼 시스템을 제어대상으로 설정하여, 루퍼-장력 시스템의 운동방정식을 기술한다. 아래의 식 (1)~(4)들은 각각 루퍼 및 스트립 장력, 그리고 구동기에 대한 운동방정식을 나타내고 있다.

$$J \frac{d^2 \theta}{dt^2} = -F_1(\theta) - A_s \sigma_f F_3(\theta) - Z \frac{d\theta}{dt} + \phi i_{lm} \quad (1)$$

$$\frac{d\sigma_f}{dt} = \frac{E}{L} \left\{ \frac{\partial F_2(\theta)}{\partial \theta} \frac{d\theta}{dt} - (1 + s_f) v_{Re} \right\} \quad (2)$$

$$\frac{dv_{Re}}{dt} = -\frac{1}{T_{ASR}} v_{Re} + \frac{1}{T_{ASR}} v_{Re}^{ref} \quad (3)$$

$$\frac{di_{lm}}{dt} = -\frac{1}{T_{LCC}} i_{lm} + \frac{1}{T_{LCC}} i_{lm}^{ref} \quad (4)$$

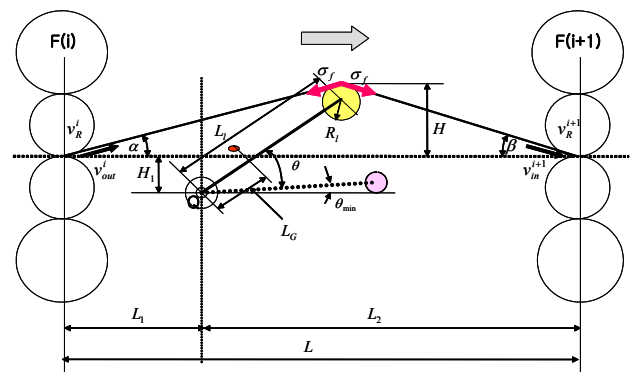


Fig. 1 Geometric diagram of looper-tension system

여기서

$$F_1(\theta) = T_{lw} + T_{sw} + T_{sb} \quad (5)$$

$$\begin{aligned} T_{lw} &= m_l g L_g \cos(\theta) \\ T_{sw} &= \left(\frac{1}{2} m_s g\right) L_l \cos \theta \\ T_{sb} &= 16 E b \left(\frac{h}{L_l}\right)^3 H(\theta) L_l \cos \theta \\ H(\theta) &= L_l \sin \theta - H_1 + R_l \end{aligned}$$

$$F_2(\theta) = L(\theta) - L \quad (6)$$

$$\begin{aligned} L(\theta) &= \{H^2(\theta) + (L_1 + L_l \cos \theta)^2\}^{1/2} \\ &+ \{H^2(\theta) + (L_2 - L_l \cos \theta)^2\}^{1/2} \end{aligned}$$

$$F_3(\theta) = L_l \{\sin(\theta + \beta) - \sin(\theta - \alpha)\} \quad (7)$$

위의 비선형 수학모델에 관한 블록선도는 Fig. 2와 같다.

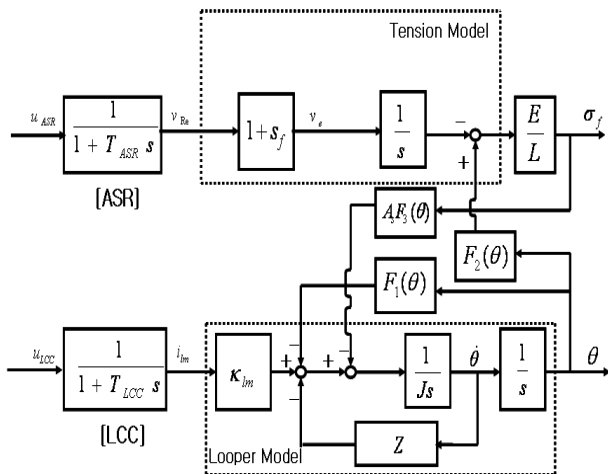


Fig. 2 Block diagram of a looper-tension system

2.2 루퍼-장력 시스템의 선형화

동작점 근방의 미소변위에 대한 상태변수 δx 와 입출력변수 δu , δy 를 각각 다음과 같이 정의한다.

$$\begin{aligned} \delta x &\equiv [\delta \sigma_f \ \delta \theta \ \delta \dot{\theta} \ \delta v_{Re} \ \delta i_{lm}] \in \mathbf{R}^{5 \times 1}, \\ \delta u &\equiv [\delta v_{Re}^{ref} \ \delta i_{lm}^{ref}] \in \mathbf{R}^{2 \times 1}, \quad \delta y \equiv [\delta \sigma_f \ \delta \theta] \in \mathbf{R}^{2 \times 1} \end{aligned}$$

여기서, $\mathbf{R}^{m \times n}$ 은 실수를 요소로 하는 $m \times n$ 크기의 행렬 집합을 의미한다. 이때 테일러 급수 전개를 이용하여 식 (1)~(4)의 비선형 방정식을 선형화하면, 다음과 같은 상태공간방정식이 얻어진다.

$$\frac{d}{dt} \delta x = A \delta x + B \delta u, \quad \delta y = C \delta x \quad (8)$$

여기서 $A \in \mathbf{R}^{5 \times 5}$, $B \in \mathbf{R}^{5 \times 2}$, $C \in \mathbf{R}^{2 \times 5}$ 는 각각 다음과 같다.

$$A = \begin{bmatrix} a_{11} & 0 & a_{13} & a_{14} & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & 0 & a_{35} \\ 0 & 0 & 0 & a_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & a_{55} \end{bmatrix},$$

$$B = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & b_{41} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & b_{52} \end{bmatrix}, \quad C = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

여기서,

$$\begin{aligned} a_{11} &= -\frac{E}{L} \frac{\partial s_f}{\partial \sigma_f} \Big|_o v_{Reo}, \quad a_{13} = \frac{E}{L} F_3(\theta_o), \\ a_{14} &= -\frac{E}{L} (1 + s_f), \quad a_{31} = -\frac{1}{J} A_s F_3(\theta_o), \\ a_{32} &= -\frac{1}{J} \left[\frac{\partial F_1}{\partial \theta} \Big|_o + A_s \sigma_{fo} \frac{\partial F_3}{\partial \theta} \Big|_o \right], \\ a_{33} &= -\frac{Z}{J}, \quad a_{35} = \frac{\phi}{J}, \\ a_{44} &= -\frac{1}{T_{ASR}}, \quad a_{55} = -\frac{1}{T_{LCC}}, \\ b_{41} &= -a_{44}, \quad b_{52} = -a_{55} \end{aligned}$$

단, $\cdot|_o$ 는 동작점에서의 값을 의미한다.

3. 장력 연산모델 및 보정

이 절에서는 루퍼-장력 시스템에 대한 운동방정식을 이용하여, 루퍼 모터의 전류로부터 스트립 장력을 계산하는 연산모델과 루퍼 로드셀로부터 측정된 하중으로부터 장력을 연산하는 모델에 대하여 각각 기술하고, 그 결과를 비교, 고찰한다. 그리고 해석 결과를 통하여 현재 현장에서 실제 사용되고 있는 루퍼 모터 전류를 이용한 장력 연산모델을 보정하기로 한다.

3.1 루퍼 모터 전류로부터의 장력 연산모델

루퍼 모터 전류로부터의 스트립 장력 F_T 는 식 (1)~(7)로부터 아래 식 (9)와 같이 주어진다.

$$F_T = \frac{\phi i_{lm} - \left\{ J \frac{d^2 \theta}{dt^2} + T_{load} + Z \frac{d\theta}{dt} \right\}}{F_3(\theta)} \quad (9)$$

위의 식에서 T_{load} (=식 (5)의 $F_1(\theta)$)는 루퍼에 작용하는 전체 부하토크에서 스트립 장력에 의한 부

하토크를 제외한 나머지 부하토크를 나타낸다.

3.2 로드셀 측정치로부터의 장력 연산모델

아래 Fig. 3은 루퍼에 설치된 로드셀의 기구학적인 메커니즘에 대한 개략도를 나타내고 있다.

Fig. 3에서 로드셀을 지지하는 봉이 없다고 가정하면, 즉 $\phi = \gamma$ 이 되며, 이때 로드 셀에 검출되는 힘 F_{LC} 는 다음 식과 같이 수직분력(F^V)과 수평분력(F^H)으로 나타내어진다.

$$F_{LC} = F^H \sin \phi + F^V \cos \phi \quad (10)$$

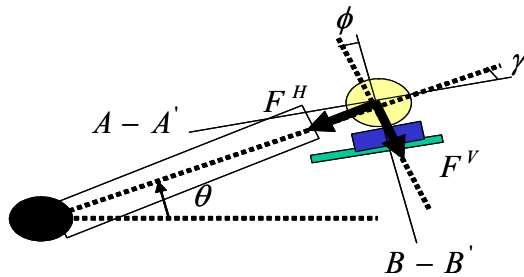


Fig. 3 Schematic diagram of a looper load-cell mechanism

따라서 식 (10)으로부터 스트립 장력 연산모델은 아래의 식 (11)과 같이 주어진다.

$$F_T = \frac{F_{nom}}{F_{denom}} \quad (11)$$

여기서

$$\begin{aligned} F_{nom} &= F_{LC} - \sin \phi \cdot f_1(\theta) - \cos \phi \cdot f_2(\theta) \\ F_{denom} &= \sin \phi \{ \cos(\theta - \alpha) - \cos(\theta + \beta) \} \\ &\quad + \cos \phi \{ -\sin(\theta - \alpha) + \sin(\theta + \beta) \} \end{aligned}$$

단, 위의 식에서 $f_1(\theta)$, $f_2(\theta)$ 는 참고문헌⁵⁾를 참고하기 바란다.

3.3 장력 연산모델의 검증 및 보정

이 절에서는 루퍼 로드셀로부터 측정된 루퍼 하중을 이용하여 계산된 스트립 장력(식 (11))과 루퍼 모터 전류로부터 계산된 장력(식 (9))을 비교하기로 한다. 단, 여기서는 정상상태에서 동작하는 스트립 중앙부에서의 장력만을 고려하여 루퍼의 각속도 및 각가속도는 0으로 가정한다.

Fig. 4는 루퍼 모터의 전류와 루퍼 로드셀로부터

계산된 스트립 장력과 보정된 스트립 장력을 각각 나타낸다.

Fig. 4에서 루퍼 모터 전류로부터 계산된 스트립 장력은 로드셀에 의한 검출치보다 약 1.8배정도 작음을 알 수 있다. 이는 실제 스트립에는 많은 장력이 작용하고 있음에도 불구하고, 스트립 장력 연산모델의 부정확성으로 인하여 장력이 작은 것으로 잘못 인식되고 있음을 의미한다. 실제 생산 현장에서 이러한 측정 오차는 루퍼 각도 및 장력 제어 시스템의 성능 저하를 초래시켜, 스트립의 제품 품질(두께, 폭, 형상 등)에 매우 악 영향을 초래하게 된다.

위와 같이 장력 측정 오차는 식 (9)의 스트립 장력 연산모델에서 부하토크(T_{load})의 부정확성에 기인하는 것으로 생각할 수 있다. 즉 무시된 힘(가속력, 원심력 등)들에 의한 부하토크의 영향으로 해석할 수 있다. 따라서 본 논문에서는 무시된 부하토크($\Xi(\theta)$)를 고려하여 식 (9)를 아래와 같이 보정하기로 한다.

$$F_T = \frac{\phi_{im}^i - \left\{ J \frac{d^2 \theta}{dt^2} + T_{load} + Z \frac{d\theta}{dt} + \Xi(\theta) \right\}}{F_3(\theta)} \quad (12)$$

여기서 보정항 $\Xi(\theta)$ 는 다음과 같이 주어지며,

$$\Xi(\theta) = \epsilon_1 \theta + \epsilon_2 \dot{\theta} + \epsilon_3 \ddot{\theta}$$

위의 ϵ_1 , ϵ_2 , ϵ_3 는 강종과 사이즈에 따라 실험적으로 구해지는 보정계수를 나타낸다.

결과적으로 Fig. 4에서 알 수 있는 바와 같이 보정된 스트립 장력은 로드셀로부터 측정된 장력과 거의 일치함을 볼 수 있다.

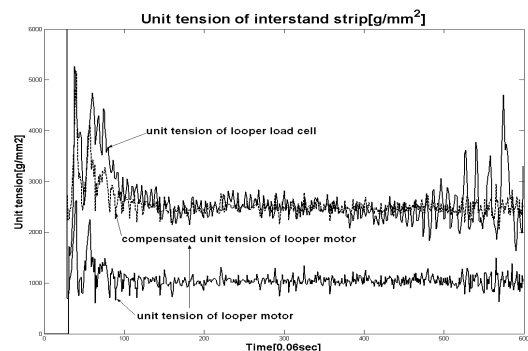


Fig. 4 Unit strip tensions of looper motor current, looper load-cell, compensated looper motor current

4. 루퍼-장력 ILQ 제어기 설계

4.1 ILQ 제어기 설계

이 논문에서 설계된 열간 사상압연 루퍼-장력 ILQ 서보 제어시스템의 구조는 Fig. 5와 같이 적분 제어기와 상태 피드백 제어기를 가지며, 이때 제어 입력 u 는 다음과 같이 결정된다^{5,6)}.

$$u = \frac{K_I}{s} (r - y) - K_F x \tag{13}$$

여기서 r , x , y 는 각각 목표입력, 상태, 출력변수를 나타내며, 각 제어기들은 아래 식 (14)와 같이 게인조정 파라미터(Σ), 기준 적분 및 상태 피드백 제어기인 (K_I^0 , K_F^0)으로 표현할 수 있다.

$$[K_F \ K_I] = \Sigma [K_F^0 \ K_I^0] \tag{14}$$

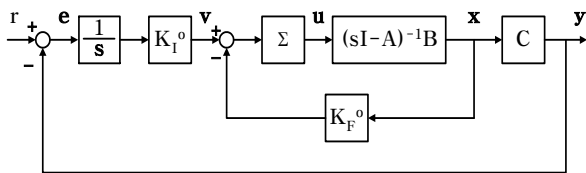


Fig. 5 Block diagram of an ILQ control system

식 (14)의 각 제어기들은 제 2장에서 구한 테일러 선형화 모델에 기초하여 구하면 구체적으로 다음 식 (15), (16)과 같이 주어진다. 이에 대한 위에 관한 구체적인 설계법은 문헌^{5,6)}을 참고하기 바란다.

$$\Sigma = \begin{bmatrix} \sigma_1 & 0 \\ 0 & \sigma_2 \end{bmatrix} \tag{15}$$

$$K_I^0 = \begin{bmatrix} K_{I011} & K_{I012} \\ K_{I021} & K_{I022} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{I011} & 0 \\ 0 & K_{I022} \end{bmatrix} \tag{16}$$

$$K_F^0 = \begin{bmatrix} K_{F011} & 0 & K_{F013} & K_{F014} & 0 \\ K_{F021} & K_{F022} & K_{F023} & 0 & K_{F025} \end{bmatrix}$$

여기서

$$K_{I011} = -\frac{T_{ASR}L\omega_1^2}{E(1+s_f)}, \quad K_{I022} = \frac{T_{LCC}J\omega_2^3}{\phi},$$

$$K_{F011} = \frac{T_{ASR}}{(1+s_f)}(2L\omega_1 - 1),$$

$$K_{F013} = \frac{T_{ASR}F_3(\theta_\alpha)}{(1+s_f)}, \quad K_{F014} = -T_{ASR}$$

$$K_{F021} = \frac{T_{LCC}Z}{\phi},$$

$$K_{F022} = -\frac{T_{LCC}}{\phi} \{F_1(\theta_\alpha) + A\sigma_f F_3(\theta_\alpha)\},$$

$$K_{F023} = -\frac{T_{LCC}}{\phi}(Z - 3J\omega_2), \quad K_{F025} = T_{LCC}$$

ILQ 제어기는 서론에서 언급한 바와 같이 페루프 제어 시스템의 설계 사양을 제어기 설계 단계에서부터 고려할 수 있고, 동시에 가중행렬을 시행착오적으로 조정할 필요가 없으며, 항상 최적성이 보장된다는 장점을 가지게 된다.

그리고 각 제어 게인들은 제어대상의 모델 파라미터($L, J, E, s_f, Z, \phi, T_{ASR}, T_{LCC}$)나 페루프 제어 시스템의 바람직한 성능지수(ω_1, ω_2)들을 통해 해석적으로 주어지므로 제어대상의 파라미터의 변동이 존재하더라도 쉽게 제어 게인들을 튜닝할 수 있음을 볼 수 있다. 만약 파라미터 변동이 거의 없는 경우에는 일반적으로 식 (13)의 게인조정 파라미터 (Σ)만으로 성능을 튜닝할 수 있다.

4.2 외란 관측기(DOB) 설계

이 절에서는 루퍼-장력 제어에 있어 작업자의 수동개입이나 AGC 등에 의한 속도 외란에도 견실 성능을 가지도록 하기 위하여, 외란 관측기를 설계하기로 한다. 이 외란 관측기로부터 속도 외란에 대한 피드포워드 제어가 이루어져 외란제거능성이 향상된다.

Fig. 6은 외란 관측기를 이용한 피드포워드 제어 개념을 나타낸다.

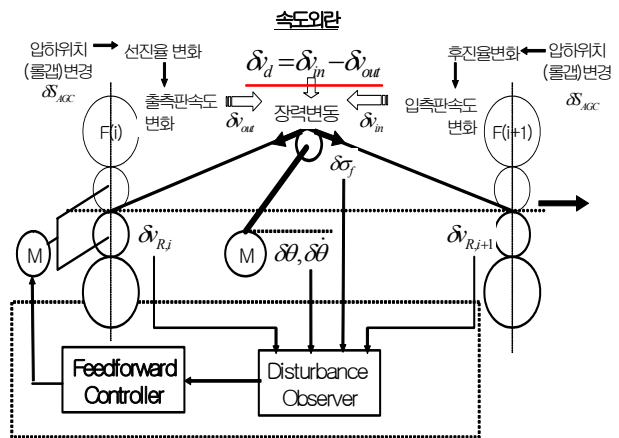


Fig. 6 Schematic diagram of a feedforward controller with a disturbance observer

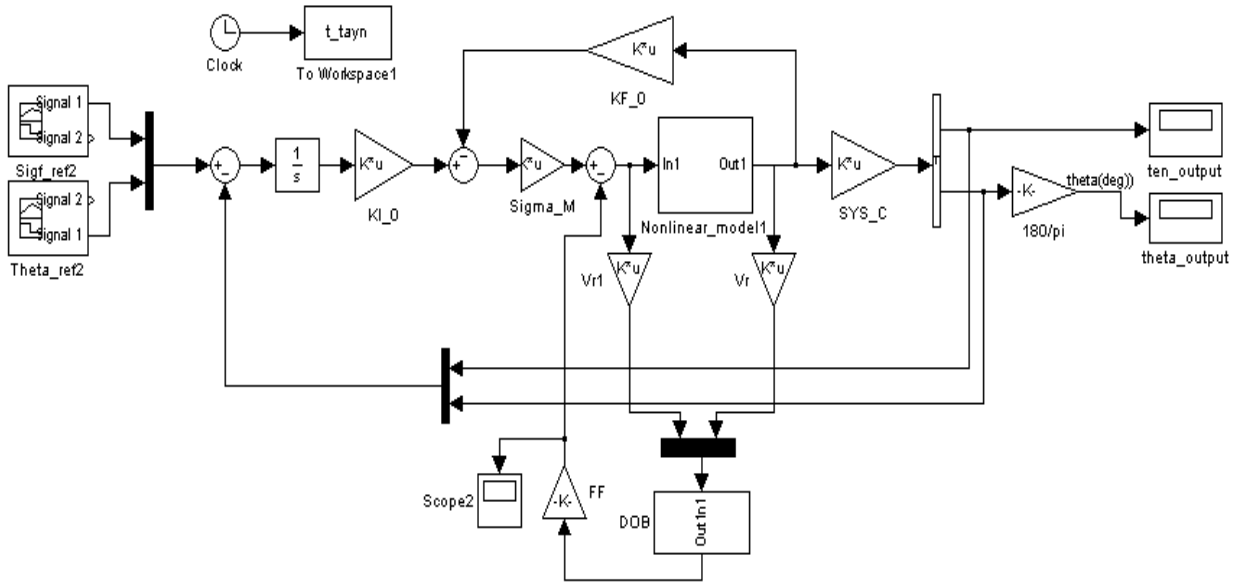


Fig. 7 Simulink diagram of ILQ controller with DOB

먼저 AGC나 작업자의 수동개입에 의한 속도 외란은 각 스탠드 메인 롤 모터로 인가된다고 가정한다. 즉, 속도외란(v_d)는 제 2장의 구동기 모델식(식 (3))에서 다음과 같이 주어진다.

$$\frac{dv_{Re}}{dt} = -\frac{1}{T_{ASR}}(-v_{Re} - v_{Re}^{ref}) + \frac{1}{T_v}v_d \quad (17)$$

여기서 T_v 는 속도 외란의 시정수를 나타내며, 이때 최소차원 외란 관측기와 속도 외란 추정치(\hat{v}_d)는 각각 다음과 같이 주어진다.

$$\frac{dz}{dt} = -\frac{1}{T_{ob}}z + \frac{T_v - 1}{T_{ob}}v_{Re} - \frac{1}{T_{ob}}v_{Re}^{ref} \quad (18)$$

$$\hat{v}_d = z + \frac{T_v}{T_{ob}}v_{Re}$$

여기서 z , T_{ob} 는 각각 외란 관측기의 상태변수, 시정수를 나타낸다. 여기서 외란 관측기의 시정수 T_{ob} 는 루퍼-장력 제어 시스템의 시정수(0.1sec)보다 매우 작은 값(0.05sec)이 되도록 설정되어야 한다. 위의 최소차원 관측기에 대한 구체적인 설계 절차는 문헌⁷⁾를 참고 바란다.

5. 모의실험 결과 및 고찰

이 장에서는 컴퓨터 모의실험을 통하여 제 4장에서 설계된 ILQ 제어기의 성능 결과를 고찰한다. 이를 위한 제어 시스템의 시뮬링크(Simulink) 블록선

도는 Fig. 7과 같다. 단, 루퍼 각도와 스트립 장력의 목표치를 각각 $\theta = 18^\circ$, $\sigma_f = 8.6N/mm^2$ 로 설정하여, 이를 동작점으로 하였다. 그리고 시뮬레이션 시 사용한 주요 시스템 파라미터 제원은 Table 1과 같다.

Table 1 Values of system parameters

Parameter	Value	Parameter	Value
L_l [mm]	612.4	b [mm]	1240
H_1 [mm]	184	h [mm]	3.13
R_l [mm]	92	ρ [kg/mm ³]	7.850e-6
L_1 [mm]	2185.2	J [kg-m ²]	1750
L_2 [mm]	3314.8	E [N/mm ²]	1.5e4

Fig. 8과 Fig. 9는 ILQ 제어 시스템의 응답과 기존 PI 제어 시스템과의 응답을 각각 나타낸다.

Fig. 8은 외란 관측기를 고려하지 않은 ILQ 서보 제어기를 각각 테일러 선형모델과 비선형모델에 적용한 결과를 나타낸다. 그림으로부터 ILQ 서보 제어기는 루퍼 각도나 스트립 장력이 정상상태 오차없이 매우 양호한 명령추종성능을 보임을 알 수 있다.

Fig. 9는 ILQ 서보 제어기와 기존의 PI 제어기의 응답을 나타낸다. 그림에서 기존 PI 제어기는 루

퍼 각도와 스트립 장력간의 상호 간섭현상을 이론적으로 고려할 수 없어 약간의 정상상태오차를 보이면서 정착시간이 매우 큼을 알 수 있다.

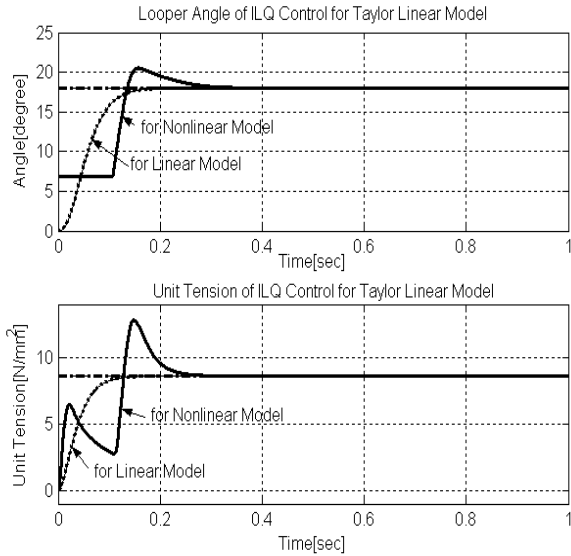


Fig. 8 Time responses of an ILQ control system without a disturbance observer

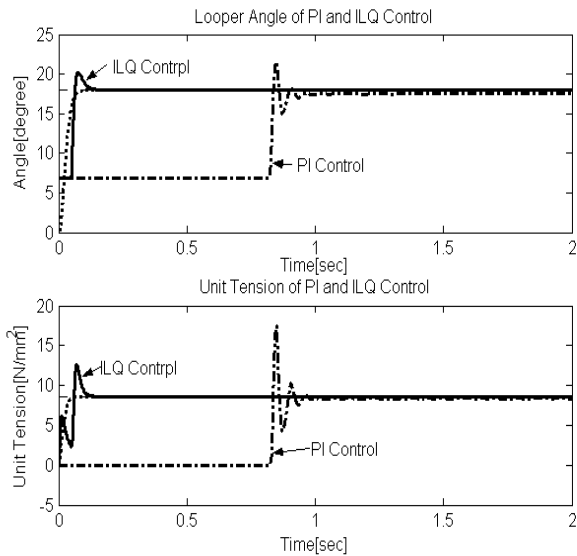


Fig. 9 Time responses of ILQ and conventional PI control systems

Fig. 10은 외란 관측기에 대한 성능을 나타내는 결과이다. 이때 속도외란은 정현파 함수 형태로 고려하였다. 그림으로부터 외란 관측기를 고려하지 않은 결과보다 외란 관측기를 고려한 2 자유도 ILQ 서보 제어기가 매우 양호한 외란제거성능을 보이고 있음을 알 수 있다.

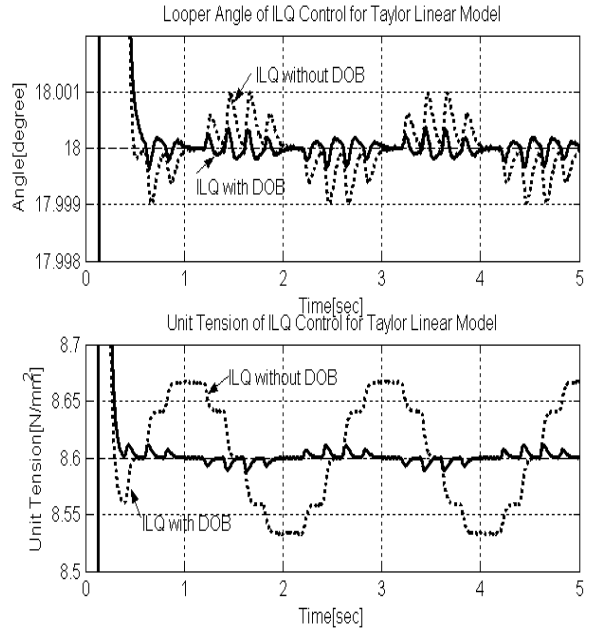


Fig. 10 Time responses of an ILQ control system with a disturbance observer

4. 결론

이 논문에서는 열간 사상압연기의 루퍼-장력 시스템의 모델링을 통해, 스트립 장력을 측정 정도를 보정하였고, 동시에 외란 관측기가 결합된 2 자유도 ILQ 서보 제어기를 설계하였다. 즉, 열간 사상압연 공정에서 루퍼 모터 전류로부터 스트립 장력을 연산할 경우 무시된 부하토크를 보다 엄밀히 해석하여 고려해야 함을 알았다. 그리고 스트립 두께, 폭, 형상제어기(AGC, AWC, ASC) 및 작업자의 수동개입으로 인한 속도 외란의 영향을 줄이는 있어 외란 관측기가 매우 유용함을 확인하였다. 향후, 본 논문의 결과를 기존 루퍼-장력 제어 시스템에 적용하는 연구가 필요할 것으로 사료된다.

후 기

이 논문은 2005학년도 동의대학교 교내연구비에 의해 연구되었음(과제번호 2005AA155).

참고문헌

1. K. Asano, K. Yamamoto, T. Kawase and N. Nomura, 2000, "Hot Strip Mill Tension Looper Control Based on Decentralization and

- Coordination," Control Engineering Practice 8, pp. 337~344.
2. H. Imanari, Y. Morimatsu, K. Sekiguchi, H. Ezure, R. Matuoka, A. Tokuda and H. Otobe, 1997, "Looper H-Infinity Control for Hot-Strip Mills," IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 33, No. 3, pp. 790~796.
 3. H. Imanari, Y. Seki, K. Sekiguchi and Y. Anbe, 1998, "Application of ILQ Control Theory to Steel Rolling Processes", Proc. of the 17th International Conference on Steel Rolling, pp. 36~41.
 4. J. Imura, A. Kojima, S. Masuda, K. Asano and K. tsuda, 2004, "Hybrid System Modeling and MPC of a Hot Strip Mill Tension-Looper System", *Tetsu-to-Hagane* 90, pp. 1241~1253.
 5. 황이철, 박철재, 2007, "열간사상압연기의 루퍼 ILQ 제어에 있어 선형화 기법에 따른 제어기 구조 및 성능", 제어·자동화·시스템공학회 논문집, Vol. 13, No. 4, pp. 377~384.
 6. 大村英紀, 藤井隆雄, 森武宏, 1994, *ロバスト制御*, ユロナ社, pp. 109~156.
 7. 岩井先太, 井上昭, 川路無保, 1988, *OBSERVER*, ユロナ社, pp. 36~43.