

# 열간사상압연기의 루퍼 ILQ 제어에 있어 선형화 기법에 따른 제어기 구조 및 성능

## Controller Structure and Performance According to Linearization Methods in the Looper ILQ Control for Hot Strip Finishing Mills

황이철\*, 박철재

(I-Cheol Hwang and Cheol-Jae Park)

**Abstract :** This paper studies on the relation between linearization methods and controller gains in the looper ILQ(Inverse Linear Quadratic optimal control) system for hot strip finishing mills. Firstly, two linear models are respectively derived by a linearization method using Taylor's series expansion and a static state feedback linearization method, respectively, and the linear models are compared with the nonlinear model. Secondly, the looper servo controllers are respectively designed on the basis of two linearization models. Finally, the relation between the performances of two ILQ servo controllers and the linearization methods, and the structures and control gains of two controllers are evaluated by a computer simulation.

**Keywords :** inverse linear quadratic optimal control, hot strip finishing mill, looper system, strip tension, looper angle, feedback linearization, Taylor's linearization

### I. 서론

열간사상압연공정에서 각 스탠드 사이에 설치되어 있는 루퍼는 스탠드 간의 스트립 장력제어를 통한 통관성 확보와 스트립 치수 품질을 향상시키는 데 그 목적을 두고 있다. 이러한 목적을 달성하기 위해서는 고정밀 루퍼-장력 제어 시스템을 필요로 하고 있는데, 현재까지 이에 관한 많은 연구가 수행되어 오고 있다[1-7]. 그러나 기존 결과들은 스트립 선단부(top part)나 미단부(tail part)를 제외한 중앙부(middle part)에 대한 제어를 목표로 하고 있어 선단부나 미단부에서의 스트립 품질 향상에는 적극적으로 대처할 수 없는 문제점을 가진다. 따라서 이 논문에서는 중앙부뿐만 아니라 선미단부에서도 제어 가능한 새로운 ILQ 루퍼-장력 제어기 설계에 관한 연구를 수행한다. 구체적으로는 루퍼 시스템의 피드백 선형화 모델을 구축하고, 역 최적제어(ILQ:Inverse Linear Quadratic optimal control)기법[7,8]을 통하여 제어기를 설계한 후, 기존의 테일러 선형화 모델과 피드백 선형화 모델에 기초하여 설계된 각각의 ILQ 제어기 구조와 제어성능에 관한 상관성을 고찰하기로 한다.

현재 ILQ 제어기법은 국내외 다수의 제철소 열간사상압연공정에 적용되고 있는 루퍼-장력 제어 알고리즘이다[5,6]. 루퍼 ILQ 제어기는 제어계인들이 제어대상의 시스템 파라미터들과 페루프 제어 시스템의 바람직한 성능지수(극점 또는 시정수)들로 해석적으로 표현 가능하여 제어계인의 튜닝이 매우 명확하고 동시에 최적성이 보장된다. 그렇지만 기존의 루퍼 ILQ 제어기는 비선형 특성을 가지는 루퍼 시스템을 테일러 급수전개로 선형화한 상태공간모델에 기

초하여 설계되고 있어 유효 제어 동작구간이 다소 제한적이다. 즉 테일러 선형화 모델은 특정 동작점 근처의 미소 범위 내에서만 유효성을 가지고 있어, 루퍼가 초기 기동하여 정상상태에 도달하기까지의 선단부 가속구간과 각 스탠드를 최종적으로 빠져나가는 미단부의 감속구간에서는 각각 다른 모델을 사용해야 하고, 결과적으로 제어계인을 온-라인 상에서 스위칭해야 하는 문제점을 가지게 된다. 이로 인하여 ILQ 루퍼 제어기를 포함한 모든 기존의 루퍼 제어 시스템은 루퍼가 정상적으로 동작하는 스트립 중앙부에서의 제어를 목표로 하고 있어 루퍼의 가감속 동작구간인 선단부나 미단부에서는 엄밀한 피드백 제어가 수행되고 있지 않다.

최근 일본에서는 이러한 문제점을 해결하기 위해 선미단부나 중앙부에서의 루퍼 거동을 기술하는 새로운 테일러 선형화 모델을 개발하여, 이를 기초로 최적 제어기 설계법을 제안하고 있다[9,10]. 문헌 [9]에서는 루퍼의 동작 구간을 세 부분 즉 (i) 초기 위치에서 기동하여 스트립에 접촉하기 전까지의 작동 구간, (ii) 접촉 시의 작동 구간, (iii) 접촉한 후 정상적으로 작동하는 구간에 대한 부분구간-어파인 모델(piecewise-affine model)에 기초하여 2-자유도 모델에측기반 최적 제어기 설계법을 제안하고 있다. 그러나 스트립 선단부에서의 소프트 터치(soft touch)기능이나 장력 제어 효과는 있지만, 온-라인 상에서의 계산 부하와 정상적인 동작영역에 도달하기까지 응답 지연 등의 문제점으로 인하여 아직 이론적인 연구 단계에 있는 것으로 알려져 있다[10].

따라서 이 논문에서는 루퍼의 가감속 구간인 스트립 선단부 또는 미단부를 포함한 전 작동 구간에서도 루퍼 거동을 엄밀히 기술할 수 있는 피드백 선형화 모델을 구축하고, 이를 기초로 새로운 루퍼 ILQ 제어기를 설계하기로 한다.

\* 책임저자(Corresponding Author)

논문접수 : 2006. 9. 25., 채택확정 : 2007. 2. 21.

황이철 : 동의대학교 메카트로닉스공학과(ichwang@deu.ac.kr)

박철재 : 포스코 기술연구소 공정제어연구그룹(cjpark@posco.co.kr)

또한 루퍼 ILQ 제어기들은 선형화된 모델 파라미터들과 바람직한 페루프 제어 시스템 성능지수들의 함수로서 해석적으로 표현되므로 선형화 모델구조에 따라서 제어기 구조와 제어성능이 다르게 된다. 그래서 선형화 기법에 따른 ILQ 제어기 구조와 제어성능을 엄밀히 고찰할 필요가 있다. 즉 선형화 단계에서나 시스템 파라미터에 많은 오차가 포함될 경우에는 오히려 그 오차가 제어제인에 직접적으로 반영되어 제어제인의 튜닝에 많은 노력을 기울여야할 필요가 발생한다. 결과적으로 ILQ 제어기가 가지는 장점을 살릴 수 없을 가능성이 있으므로 이러한 문제점에 관해서도 엄밀한 연구를 수행하고자 한다.

이 논문에서 수행한 연구내용을 요약하면 크게 두 가지로 대별된다. 첫 번째는 테일러 선형화 기법과 피드백 선형화 기법을 이용하여 루퍼 시스템의 비선형 모델을 선형화한 후, 선형화에 따른 근사화 오차를 평가한다. 두 번째로는 각각의 선형화 모델을 기초로 루퍼 ILQ 제어 시스템을 설계한 후, 각 제어기의 구조와 제어제인, 그리고 선단부에서의 제어 성능을 비교, 고찰한다. 결과적으로 각 선형화 기법에 따라 루퍼 ILQ 제어기의 구조와 성능이 어떻게 다른 지를 명확히 알 수 있으며, 동시에 선형화 모델을 기반으로 루퍼 ILQ 제어기를 설계할 경우에 있어 반드시 고려해야 할 주요 사항들이 기술된다. 참고로 이 논문의 연구결과는 이미 저자가 수행한 선형 연구[6,12]에 대한 계속적인 연구결과임을 말해 두고 싶다.

이 논문의 구성은 다음과 같다. 제 2장에서는 루퍼 시스템의 비선형 운동방정식을 도출한 후, 제 3장에서는 테일러 선형화 모델과 피드백 선형화 모델을 구하고 그들의 선형화 오차를 평가한다. 제 4장에서는 제 3장에서 구해진 각 선형화 모델에 기초하여 ILQ 제어기를 각각 설계한다. 제 5장에서는 각 선형화 모델에 따른 제어시스템의 성능과 제어기의 구조를 비교, 고찰하며, 이 논문의 결론은 제 6장에서 간략히 요약된다.

**II. 루퍼 시스템의 동적 방정식**

그림 1과 같이 인접 스탠드 사이에 설치된 단일 루퍼 시스템을 제어대상으로 설정한다. 이에 대한 수학적모델은 루퍼의 운동 방정식과 스탠드 사이의 스트립 장력식으로 표현된다. 단 여기서 주어지는 비선형 모델식은 기존의 문헌들과 유사함에 주의하자[4,5]. 그리고 주요 기호에 관한 정의들은 다음의 기호 설명을 참고 바란다.

그림 1은 루퍼 시스템의 스트립에 관한 기하학적인 관계를 나타낸다. 루퍼 시스템에 관한 수학적모델은 뉴턴 운동역학 및 후크의 법칙으로부터 각각 다음 (1), (2)와 같이 주어진다.

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

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

여기서  $F_1(\theta)$ 는 각각 루퍼 자중에 의한 부하토크 ( $T_{lw}$ ), 스트립 자중에 의한 부하토크 ( $T_{sw}$ ) 그리고 스트립 굽힘력

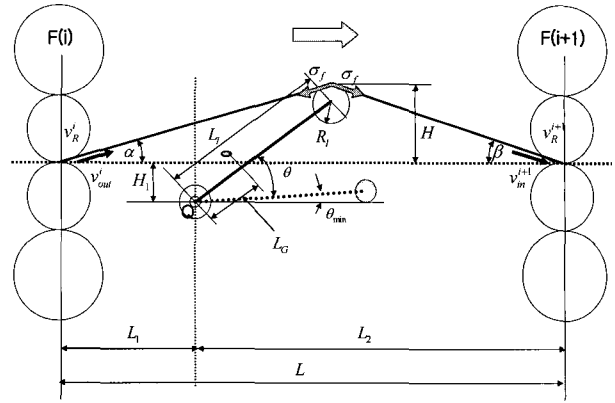


그림 1. 루퍼 시스템의 기하학적 개략도.  
Fig. 1. A geometric diagram of the looper system.

( $T_{sb}$ )에 의한 부하토크들의 합을 나타내고,  $F_3(\theta)$ 는 루퍼각도에 따른 스트립 장력에 의한 부하토크의 영향계수이며,  $F_2(\theta)$ 는 루퍼각도에 따라 기하학적으로 증가된 스트립 길이를 각각 나타낸다. 이들을 구체적으로 기술하면 다음과 같다.

$$F_1(\theta) = T_{lw} + T_{sw} + T_{sb} \quad (3)$$

$$T_{lw} = m g L_g \cos(\theta)$$

$$T_{sw} = \left(\frac{1}{2} m g\right) L_f \cos \theta$$

$$T_{sb} = 16Eb \left(\frac{h}{L_f}\right)^3 H(\theta) L_f \cos \theta \quad (4)$$

$$H(\theta) = L_f \sin \theta - H_1 + R_1$$

$$F_3(\theta) = L_f \{ \sin(\theta + \beta) - \sin(\theta - \alpha) \}$$

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

$$L(\theta) = \{ H^2(\theta) + (L_1 + L_f \cos \theta)^2 \}^{1/2} + \{ H^2(\theta) + (L_2 - L_f \cos \theta)^2 \}^{1/2} \quad (5)$$

위의  $F_1(\theta)$ ,  $F_2(\theta)$  그리고  $F_3(\theta)$ 는 루퍼각도  $\theta$ 가 증가할수록 단조적으로 증가하지만,  $F_3(\theta)$ 는 루퍼각도가  $\theta \geq 50^\circ$ 이면 단조적으로 감소하는 특성을 가진다. 그리고 위에서 고려한 부하토크들 가운데 스트립 장력에 의한 부하토크가 지배적이며, 무시한 부하토크들은 모델링오차를 야기시키게 됨에 주의하자.

(2)에서  $s_f$ 는 선진율이며,  $v_e$ 는 후방 스탠드의 출력 스트립 속도와 전방 스탠드의 입측 스트립 속도와의 차를 나타내는 것으로서, 다음 관계를 만족한다.

$$\begin{aligned} v_e &= v_{out}^i - v_{in}^{i+1} \\ &= (1 + s_f) v_R^i - (1 - s_b) v_R^{i+1} \\ &\approx (1 + s_f) (v_R^i - v_R^{i+1}) = (1 + s_f) v_{Re} \end{aligned} \quad (6)$$

여기서  $v_{Re}$ 는 인접하는 두 스탠드의 메인 롤 모터간의 롤 속도차를 나타낸다. 특히 실제 압연공정에서 선진율을 정확히 측정하는 것이 매우 어려워, 이 역시 모델링 오차를 야기시키는 주요한 원인이 되고 있다.



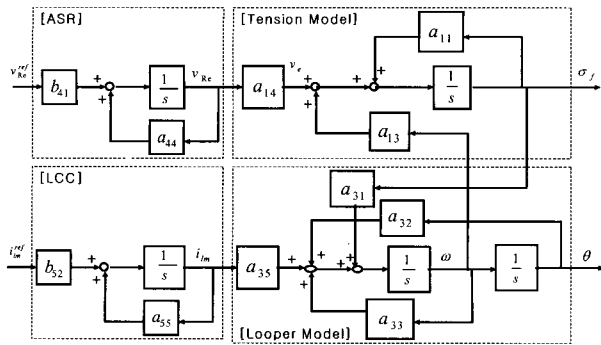


그림 3. 테일러 선형화 모델의 블록선도.  
Fig. 3. Block diagram of a Taylor linearization model.

준형의 상태공간모델로 주어진다. 이에 대한 구체적인 내용은 문헌[11]을 참고하기 바란다.

$$\frac{dz}{dt} = A_f z + B_f u, \quad y = C_f z \quad (11)$$

위의 식에서 각 시스템 계수행렬은 다음과 같이 주어진다.

$$A_f = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ -\rho_0^1 & -\rho_1^1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & -\rho_0^2 & -\rho_1^2 & -\rho_2^2 \end{bmatrix},$$

$$B_f = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}^{tr}, \quad C_f = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

그림 4는 피드백 선형화 모델의 블록선도를 나타낸다.

위의 피드백 선형화 모델에서 주어지는 새로운 상태변수와 입력변수는 (8)의 비선형 모델과 그림 4로부터 다음 관계를 만족한다.

$$z = S(x)$$

$$\Rightarrow z = [z_1 \ z_2 \ z_3 \ z_4 \ z_5]^T$$

$$\approx [\sigma_f \ f_1(x) \ \theta \ f_2(x) \ f_3(x)]^T$$

$$u = \alpha(x) + \beta(x)(-\Omega z + v)$$

$$\Omega = \begin{bmatrix} -\rho_0^1 & -\rho_1^1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\rho_0^2 & -\rho_1^2 & -\rho_2^2 \end{bmatrix}$$

$$\beta(x) = \begin{bmatrix} \frac{LT_{ASR}}{E(1+s_f)} & 0 \\ 0 & \frac{JT_{LCC}}{\phi} \end{bmatrix}$$

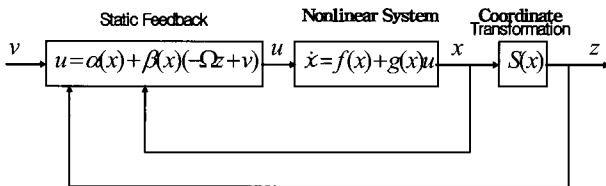


그림 4. 보상기를 가지는 피드백 선형화 모델의 블록선도.  
Fig. 4. Block diagram of a feedback linearization model with a compensator.

$$\alpha(x) = -\beta(x) \begin{bmatrix} M_{11} & M_{12} & M_{13} & M_{14} & M_{15} \\ M_{21} & M_{22} & M_{23} & M_{24} & M_{25} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_1(x) \\ f_2(x) \\ f_3(x) \\ f_4(x) \\ f_5(x) \end{bmatrix}$$

여기서

$$M_{11} = -\frac{E}{L} \frac{\partial s_f}{\partial \sigma_f} v_{Re}, \quad M_{12} = \frac{E}{L} \frac{\partial F_3(\theta)}{\partial \theta} \theta,$$

$$M_{13} = \frac{E}{L} F_3(\theta), \quad M_{14} = -\frac{E}{L} (1 + s_f), \quad M_{15} = 0,$$

$$M_{21} = -\frac{A_s F_3(\theta)}{J},$$

$$M_{22} = -\frac{1}{J} \left( \frac{\partial F_1(\theta)}{\partial \theta} + A_s \sigma_f \frac{\partial F_3(\theta)}{\partial \theta} \right),$$

$$M_{23} = -\frac{Z}{J}, \quad M_{24} = 0, \quad M_{25} = -\frac{\phi}{J}$$

그리고 함수  $f_i(x)$ ,  $i=1, \dots, 5$ 는 (8)에서 주어지고, 파라미터  $\rho_j^i$ ,  $i=0, 1, 2$   $j=1, 2$ 는 피드백 선형화 모델의 안정화를 보상계수로서, 선형화 모델이 비선형 모델에 일치하도록 임의로 선정되는 값들이다.

### 3. 선형모델의 평가 및 고찰

이 절에서는 비선형 모델을 이용하여 각 선형화 모델의 선형화 오차를 평가한다. 이때의 입력은 동작점  $\sigma_f = 8.6N/mm^2$ ,  $\theta = 18^\circ$ 에 상응하는 값을 사용하였다.

그리고 메인 롤 모터의 속도 차 입력  $v_{Re}^{ref}$ 는 0으로 하고, 루퍼 전류  $i_{lm}^{ref}$ 만으로 루퍼를 동작시켰다. 이때 루퍼의 초기 각도는  $6.85^\circ$ 이다.

그림 5는 비선형 모델과 각 선형화 모델에 대한 스트립 장력과 루퍼각도를 나타내고 있다. 그림에서 피드백 선형화 모델은 비선형 모델과 거의 일치하지만, 테일러 선형화 모델은 선형화 오차가 크게 발생함을 알 수 있다. 즉 피드백 선형화는 입력과 상태의 변수 변환으로 선형화가 이루어져 원래의 비선형 특성을 그대로 유지하게 되지만, 테일러 선형화 모델은 급수전개에서 무시된 고차항으로 인하여 비선형 특성을 잃어버리게 된다.

그리고 선형화 모델의 구조를 보면, 피드백 선형화 모델의 요소 성분들은 시스템 파라미터와는 상관이 없는 반면에 테일러 선형화 모델은 그렇지 않음을 알 수 있다. 그러나 실제 피드백 선형화 모델도 비선형 모델로부터 주어지는 상태들의 정보를 피드백 받아 사용하고 있어, 두 선형화 기법 모두 비선형 수학모델에 크게 의존하고 있음을 알 수 있다. 결국 선형화 모델의 구조는 다르지만, 비선형 모델의 정확도에 의존하는 것은 동일하다. 그래서 비선형 특성이 강한 시스템을 선형화하고자 할 경우, 선형화 모델과 시스템 파라미터와의 상관성을 엄밀히 고찰한 후, 적절한 선형화 기법을 선택하는 것이 바람직하다고 할 수 있다.

그림 5의 비선형 모델에 대한 결과에서 스트립 장력이 초기 미소시간동안 0의 값을 유지하는 이유는 실제 루퍼 롤이 스트립의 패스라인(루퍼 롤과 스트립과의 접촉 시작점)에 도달할 때까지는 장력이 걸리지 않기 때문인 것으로 사료된다.

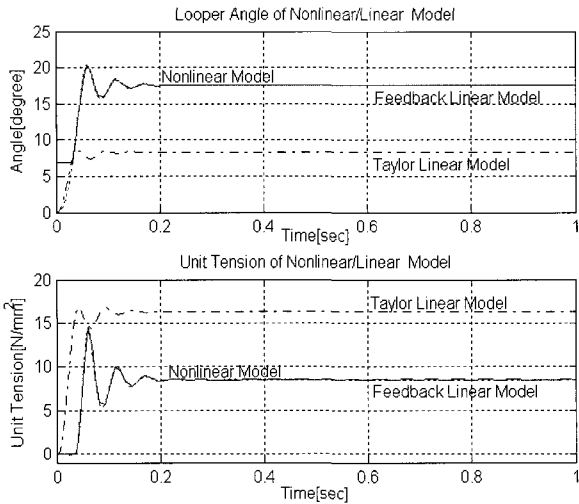


그림 5. 테일러 및 피드백 선형화 모델의 루퍼각도와 스트립 장력.

Fig. 5. Looper angle and unit tension of Taylor's and feedback linear models.

즉 루퍼모터에 전류가 인가되더라도 루퍼모터의 지연 특성에 의하여 루퍼가 움직이는데는 시간지연이 발생하게 되고, 루퍼가 작동하기 시작한 후에도 스트립 패스라인에 도달할 때까지는 시간이 소요됨을 의미한다. 이 현상은 피드백 선형화 모델에는 나타나지만, 테일러 선형화 모델에서는 나타나지 않음을 볼 수 있다.

다음 장에서는 위에서 구한 두개의 선형화 모델에 대하여 각각 ILQ 서보 제어를 설계한다.

#### IV. 루퍼 ILQ 서보 제어시스템

##### 1. ILQ 서보 제어시스템의 기본구조

이 논문에서 설계된 열간압연 루퍼 ILQ 서보 제어시스템의 구조는 그림 6과 같이 적분 제어기와 상태 피드백 제어를 가지며, 이때 제어입력  $u$ 는 다음과 같이 결정된다.

$$u = \frac{K_I}{s}(r - y) - K_F x \quad (12)$$

$$[K_F \ K_I] = \Sigma [K_F^0 \ K_I^0]$$

여기서  $r$ 은 목표입력,  $K_I$ ,  $K_F$ 는 각각 적분 제어기와 상태 피드백 제어를 나타내며, 이들은 게인조정 파라미터  $\Sigma$ , 기준 적분 및 상태 피드백 제어게인  $K_I^0$ ,  $K_F^0$ 로 표현되어진다.

ILQ 제어는 서론에서 언급한 바와 같이 페루프 제어시

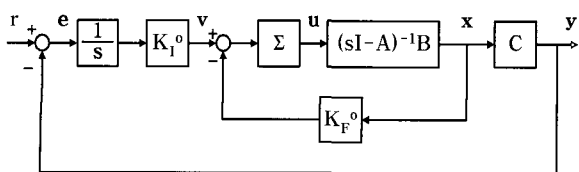


그림 6. ILQ 제어시스템의 블록선도.

Fig. 6. Block diagram of ILQ control system.

스템의 설계사양을 제어기 설계 단계에서부터 고려할 수 있어 요구되는 제어성능을 만족하면서 항상 최적의 제어기가 설계된다. 특히 제어게인들은 제어대상의 모델 파라미터나 페루프 제어시스템의 바람직한 성능지수들을 통해 해석적인 함수형태로 주어진다. 특히 (12)의 게인조정 파라미터만으로 제어시스템 성능을 조절할 수 있어 제어기의 튜닝법이 매우 명확함을 알 수 있다.

##### 2. ILQ 서보 제어기 설계

제 3장에서 구한 각 선형화 모델에 대하여 ILQ 서보 제어를 설계하기로 하다. 여기서는 문헌[7,8]을 참조하여 제어기 설계 알고리즘만 간략히 기술한다. 구체적인 내용은 문헌을 참고하기 바란다.

##### • ILQ 서보 제어기 설계 알고리즘

1단계: 제어대상에 적분기가 추가된 확대 제어대상의 상태공간모델을 구성한 후, 가제어성과 가관측성을 확인한다.

2단계: 다음 조건식으로부터 확대 제어대상의 상대치수  $d_i$ 를 구한다.

$$d_i \equiv \min \{k : c_i A^k B \neq 0\}, 1 \leq i \leq m$$

여기서  $c_i$ 는 상태공간모델의 출력 계수행렬에서  $i$ 행,  $m$ 은 입력력 개수를 나타낸다. 그리고 비간섭화 행렬  $D$ 를 다음 식으로부터 구성한다.

$$D = \begin{bmatrix} c_1 A^{d_1} B \\ \vdots \\ c_m A^{d_m} B \end{bmatrix}$$

3단계: 바람직한 페루프 제어시스템의 특성다항식  $\zeta_i(s)$ 를 결정한다.

$$\zeta_i(s) = (s + \omega_i)^{d_i+1}$$

여기서,  $\omega_i (> 0)$ 는 페루프 제어시스템의 시정수 ( $T_i$ )의 역수를 나타낸다.

4단계: 3단계에서 구한 임의의 안정다항식과 비간섭행렬을 이용하여 기준적분게인  $K_I^0$ 와 기준피드백게인  $K_F^0$ 를 각각 다음 식으로부터 구한다.

$$K_I^0 = D^{-1} \Phi_0, \quad \Phi_0 \equiv \begin{bmatrix} \xi_1(0) & \cdots & \\ \vdots & \ddots & \\ 0 & \cdots & \xi_m(0) \end{bmatrix}$$

$$K_F^0 = D^{-1} N_\psi, \quad N_\psi \equiv \begin{bmatrix} c_1 \psi_1(A) \\ \vdots \\ c_m \psi_m(A) \end{bmatrix}$$

$$\psi_i(A) = \frac{\xi_i(A) - \xi_i(0)}{s}$$

5단계:  $\Sigma = \sigma I_{m \times m}$ 로 정의하여 제어기가 최적이기 위한 필요충분조건으로부터 최소치 ( $\sigma_{min}$ )를 구하고, 각 게인 조정파라미터  $\sigma_i$ 값을  $\sigma_i > \sigma_{min}$ 인 범위 내에서 조정한다. ■

지금까지 설명한 설계 알고리즘을 이용하여 각 선형화 모델에 상응하는 루퍼 ILQ 서보 제어기는 각각 다음과 같이 주어진다.

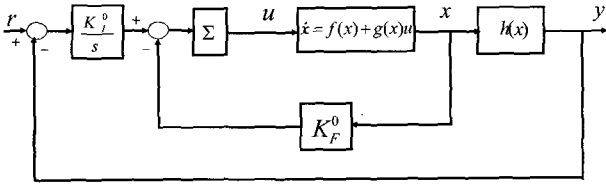


그림 7. 테일러 선형모델에 기초한 ILQ 제어시스템 블록선도.  
Fig. 7. Block diagram for an ILQ control system based on the Taylor linearization model.

2.1 테일러 선형화 모델에 기초한 ILQ 제어기

테일러 선형화 모델 (10)에 기초하여 설계된 ILQ 서보 제어제인은 다음과 같다.

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

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

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

여기서,

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

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

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

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

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

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

위의 ILQ 서보 제어기의 블록선도는 그림 7과 같다.

2.2 피드백 선형화 모델에 기초한 ILQ 제어기

피드백 선형화 모델 (11)에 기초하여 설계된 ILQ 서보 제어기는 다음과 같다.

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

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

$$K_F^0 = \begin{bmatrix} K_{F011} & K_{F012} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & K_{F023} & K_{F024} & K_{F025} \end{bmatrix}$$

여기서,

$$K_{I011} = -\omega_1^2, K_{I022} = -\omega_2^3,$$

$$K_{F011} = -2\omega_1, K_{F012} = 1,$$

$$K_{F023} = 3\omega_2^2, K_{F024} = -3\omega_2, K_{F025} = 1$$

위의 ILQ 서보 제어기의 블록선도는 그림 8과 같다.

상기 (13)과 (14)에서 두 ILQ 제어기의 각 게인 요소들이 다음을 알 수 있다. 특히 피드백 선형화 모델에 기초한 ILQ 제어기의 각 제어제인들은 바람직한 페루프 제어시스템의 성능지수들만의 함수로 주어져 있음에 주의하자. 이러

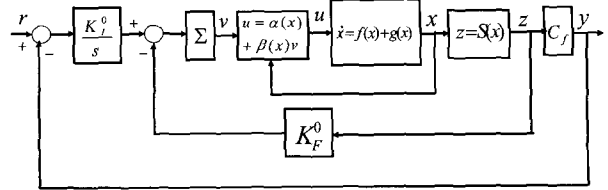


그림 8. 피드백 선형화 모델에 기초한 ILQ 제어 시스템의 블록 선도.  
Fig. 8. Block diagram for an ILQ control system based on the Feedback linearization model.

한 차이점은 제 5장에서 구체적으로 기술하기로 한다.

다음 장에서는 컴퓨터 모의실험을 통하여 위에서 구한 각 루퍼 ILQ 서보 제어기의 구조와 성능, 그리고 이들과 선형화 기법과의 상관성을 고찰하기로 한다.

V. 루퍼 ILQ 제어 시스템의 결과 및 고찰

이 장에서는 컴퓨터 시뮬레이션을 통하여 제 4장에서 설계된 두개의 루퍼 ILQ 제어기에 대한 모의실험을 수행한다. 컴퓨터 시뮬레이션에 사용한 소프트웨어는 MatLab S/W 이며, 제어대상인 루퍼 시스템의 주요 파라미터 제원은 Table 1과 같다. 이 루퍼 시스템은 7개 스탠드의 사상압연기에서 5-6단 사이의 루퍼를 대상으로 하고 있다.

그리고 스트립 장력과 루퍼각도의 목표치는 각각 8.6N/mm<sup>2</sup>, 루퍼각도는 18°로 설정하였고, 제어시스템의 스트립 장력과 루퍼각도에 대한 목표 시정수는 각각 50ms로 설정하였다. 또한 제어 시스템의 결과 고찰에서 선형화 오차나 파라미터 변동으로 인한 모델링 오차, 그리고 AGC 또는 작업자의 수동개입 등으로 인한 외란 등의 불확실성에 대한 견실성(robustness)은 평가하지 않기로 한다. 루퍼 ILQ 제어에 있어서의 견실성에 관해서는 문헌[6]을 참고하기 바란다. 이 논문에서는 단지 선형화 기법에 따라 ILQ 제어 시스템의 성능이 어떻게 다른 지에 대해서만 그 결과를 평가하고, 동시에 각 제어기의 구조를 통하여 제어 게인들과 시스템 파라미터와 바람직한 페루프 제어시스템의 성능지수들 간의 상관성을 고찰하기로 한다.

그림 9는 테일러 선형화 모델과 피드백 선형화 모델 기초한 ILQ 서보 제어 시스템의 결과를 각각 나타내고 있다. 그림에서 일정한 목표치에 대하여 적분기를 추가함으로써 인해 정상상태오차가 0으로 수렴하고, 시정수나 정착시간도 주어진 설계사양을 만족하고 있음을 확인할 수 있다. 그러

표 1. 루퍼 시스템의 주요 제원.

Table 1. Parameter values of looper system.

parameter	value	parameter	value
$L_1$ [mm]	612.4	$b$ [mm]	1240
$H_1$ [mm]	184	$h$ [mm]	3.13
$R_1$ [mm]	92	$\rho$ [kg/mm <sup>3</sup> ]	7.850e-6
$L_1$ [mm]	2185.2	$J$ [kg-m <sup>2</sup> ]	1750
$L_2$ [mm]	3314.8	$E$ [N/mm <sup>2</sup> ]	1.5e4

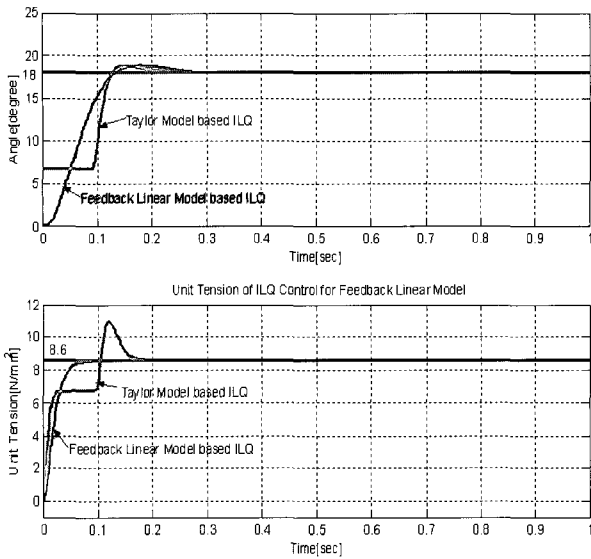


그림 9. 테일러/피드백 선형화 모델에 기초한 ILQ 제어시스템의 스트립장력 및 루퍼각도.

Fig. 9. Strip tension and looper angle for ILQ control systems based on Taylor/feedback linearization models.

나 루퍼가 초기 기동하여 정상상태에 도달하기까지의 과도 상태 응답에는 큰 차이가 있음을 볼 수 있다. 즉 피드백 선형화 모델에 기초한 ILQ 제어 시스템의 성능이 테일러 선형화 모델에 기초한 제어 시스템보다 모든 시간역 성능지수가 매우 양호함을 확인할 수 있다.

이러한 현상은 테일러 선형화 모델이 루퍼 시스템의 동작점 주위의 미소 영역에서만 루퍼 시스템의 특성을 기술할 수 있고, 그 영역을 벗어난 다른 동작 영역에서는 루퍼 시스템이 가지는 동특성을 양호하게 기술하지 못하는 사실에 기인하는 것으로 생각할 수 있다. 반면에 피드백 선형화 모델은 루퍼 시스템의 모든 작동 영역에서 엄밀한 선형화가 이루어져 동작점 이외의 다른 영역에서도 충분한 제어 효과를 가지는 것으로 판단된다.

다음에는 제 4장의 (13)과 (14)에서 구해진 제어기의 구조 및 제어게인에 관해서 고찰하기로 한다. 전체적인 제어 시스템 구조와 적분 제어기의 구조는 모두 동일하지만, 상태 피드백 제어기의 구조는 다르게 나타남을 보인다. 즉 상태 피드백 제어기가 사용하는 정보가 다를 수 있다. 그리고 각 제어기의 제어게인이 루퍼 시스템의 모델 파라미터들과 바람직한 제어 시스템의 시정수의 함수로서 기술되고 있는데, 반면에 피드백 선형화 모델에 기초한 ILQ 제어기의 게인들은 단지 바람직한 페루프 시스템의 성능지수만의 함수로 표현되고 있음을 알 수 있다. 이러한 사실로부터 만약 비선형 수학모델의 파라미터에 변동이 발생할 경우, 피드백 선형화 모델에 기초한 ILQ 제어 게인은 전혀 영향을 받지 않지만, 테일러 선형화 모델에 기초한 제어 게인들은 모델 파라미터 변동에 대한 영향을 직접적으로 받고 있음을 의미한다.

그렇지만 피드백 선형화에 기초한 ILQ 제어시스템 블록

선도(그림 8)에서 선형화를 위해 변환된 새로운 입력  $v$ 는 시스템 파라미터 변동의 영향을 받지 않지만, 실제 시스템에 인가되는 제어입력  $u$ 는 시스템 상태의 함수로 주어져 있어 그 영향이 직접적으로 작용함을 알 수 있다. 따라서 두개의 제어 시스템 모두 시스템 파라미터의 오차 또는 파라미터 변동이 발생할 경우, 게인 조정 파라미터  $\Sigma$ 를 통하여 제어를 튜닝해야 함을 알 수 있다. 그러나 제어 성능에 미치는 정도가 어느 정도인지 또는 어느 제어기의 튜닝이 쉬운 지에 대해서는 향후 엄밀히 검토할 필요가 있을 것으로 사료된다.

또한 이 논문에서는 실제 열간사상압연공정에서 사용되는 구동기의 파워는 충분하다고 판단하여 제어 입력의 크기에 관해서는 엄밀히 고찰하지 않았다. 그러나 만약 피드백 선형화에 기초한 제어를 설계할 경우에 있어서는 제어기가 상태를 피드백하여 선형화하는 역할까지 수행하고 있어, 테일러 선형화 모델에 기초한 제어 시스템의 제어입력보다 다소 큰 것으로 추정이 되며, 본 논문의 평가에서도 그 사실이 확인되었다. 따라서 일반적인 플랜트에 대하여 피드백 선형화 모델에 기초한 제어기 설계법을 이용할 경우, 제어 입력크기도 고찰할 필요가 있을 것으로 사료된다.

VI. 결론

이 논문에서는 열간사상압연기의 루퍼 시스템에 대한 비선형 운동방정식을 유도하고, 테일러 급수 전개 및 상태 피드백을 이용한 선형화에 관한 연구를 수행하였다. 동시에 ILQ 제어기 설계법을 이용하여 각각의 선형화 모델에 대한 서보 제어기를 설계하였다. 그리고 제어기 구조와 제어 시스템의 성능 평가를 통하여 각각의 선형화 모델에 따른 차이점을 고찰하였다. 결과적으로 피드백 선형 모델에 기초한 ILQ 제어 시스템은 넓은 작동 영역에서도 특히 선단부에서 양호한 제어효과를 가지고 있어, ILQ 제어기를 설계함에 있어 피드백 선형화 기법이 테일러 급수전개에 기초한 선형화 기법보다 그 유용성이 높을 것으로 기대된다. 그러나 향후 파라미터의 변동이나 외란에 대한 건실성과 제어입력 크기에 관한 평가를 통해 보다 명확한 연구가 필요할 것으로 사료된다.

참고문헌

[1] G. Hearn, M. R. Katebi, and M. J. Grumble, "Robust Control of a Hot Strip Mill Looper," *IFAC the 13th Triennial World Congress*, pp. 445-450, 1996.  
 [2] H. Imanari, Y. Morimatsu, K. Sekiguchi, H. Ezure, R. Matuoka, A. Tokuda, and H. Otake, "Looper H-Infinity control for hot-strip mills," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 33, no. 3, pp. 790-796, 1997.  
 [3] T. Hesketh, Y. Jiang, A. Clements, D. J. Butler, and R. Van Der Laan, "Controller design for hot strip finishing mills," *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, vol. 6, no. 2, pp. 208-219, 1998.  
 [4] G. Hearn and M. J. Grumble, "Multivariable control of

a hot strip finishing mill,” *Proceedings of the American Control Conference Albuquerque, New Mexico*, pp. 3775-3779, 1997.

[5] H. Imanari, Y. Seki, K. Sekiguchi, and Y. Anbe, “Application of ILQ theory to steel rolling processes,” *Proceedings of the 7th Int. conf. on Steel Rolling*, Japan, pp. 36-41, 1998.

[6] S. B. Kim and I. C. Hwang, “Design of an ILQ loop controller for hot strip mills,” *Trans. of KSME*, vol. 26, no. 8, pp. 1680-1689, 2002.

[7] J. Imura, A. Kojima, S. Masuda, and K. Asano: *Tetsu-to-Hagane*, 90, 2004.

[8] S. Masuda, “A model predictive control of a hot strip

mill tension/looper system model based on PWA systems with sequential mode transition,” *SICE-ICASE International Conference 2006*, pp. 4099-4102, 2006.

[9] T. Fujii, “A new approach to the LQ design from the viewpoint of inverse regulator problem,” *IEEE Trans. on AC*, vol. AC-32, no. 11, pp. 995-1004, 1987.

[10] 木村英紀, 藤井隆雄, 森武宏, *ロバスト制御*, コロナ社, pp. 109-156, 1994.

[11] 이흥기, *비선형 제어시스템의 선형화*, 중앙대학 출판부, 2001.

[12] I. C. Hwang and S. B. Kim, “Feedback Linearization control of the looper system in hot strip mills,” *KSME Int. J.*, vol. 17, no. 11, pp. 1608-1615, 2001.

기호

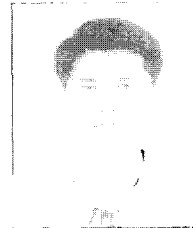
$\theta$  : 루퍼각도  
 $\sigma_f$  : 스트립 장력  
 $J$  : 루퍼의 2차 관성모멘트  
 $L_l, R_l$  : 루퍼 길이 및 루퍼 롤 반경  
 $L_g, g$  : 루퍼의 무게중심 및 중력가속도  
 $Z$  : 루퍼 감쇠력의 토크 상수

$L$  : 스탠드간 거리  
 $L_1, L_2$  : 전후방 스탠드와 루퍼 간의 거리  
 $A_s, h, b$  : 스트립의 단면적 ( $A_s = bh$ ), 두께, 폭  
 $\phi, i_{im}$  : 루퍼모터 토크 상수 및 전류  
 $s_f, s_b$  : 선진율 및 후진율  
 $\rho, E$  : 스트립 재질의 밀도, 영률



황 이 철

1961년 10월생. 1987년 부산대학교 기계설계공학과 졸업(공학사). 1991년 동 대학원 졸업(공학석사). 1996년 오사카대 전자제어기계공학과 졸업(공학박사). 1986년~1988년 삼성중공업 근무. 1996년~1998년 부산대학교 기계공학부 국책교수 근무. 1998년~현재 동의대학교 메카트로닉스 공학과 부교수. 관심분야는 프로세스 및 시스템 규명, 건설 제어이론 및 응용.



박 철 재

1992년 부산대학교 정밀기계공학과 졸업(공학사). 1994년 동 대학원 졸업(공학석사). 2003년~현재 서울대학교 전기컴퓨터공학부(박사과정). 1994년~현재 포스코 기술연구소 책임연구원. 관심분야는 모델예측제어, 건설제어,

프로세스 규명 및 제어.