

Latvijas Lauksaimniecības universitāte
Latvia University of Life Sciences and Technologies
Tehniskā fakultāte
Faculty of Engineering



Mg.sc.ing. Aleksejs Gedzurs

**ASINHRONO ELEKTRODZINĒJU TERMISKĀ STĀVOKĻA
NOTEIKŠANAS RISINĀJUMI TO EKSPLOATĀCIJAS DROŠUMA
PAAUGSTINĀŠANAI**

***ESTIMATION OF THERMAL STATE OF INDUCTION
MOTORS FOR IMPROVING OF THEIR RELIABILITY***

Promocijas darba KOPSAVILKUMS

zinātnes doktora (Ph.D.) zinātniskā grāda iegūšanai

SUMMARY

of the Doctoral thesis for the scientific degree of Ph.D.

Jelgava

2022

Promocijas darbs tika izstrādāts laika posmā no 2013. gada 1. septembra līdz 2022. gada 31. janvārim Latvijas Lauksaimniecības universitātes Tehniskās fakultātes Enerģētikas institūtā.

Zinātniskais vadītājs:

Dr.sc.ing., profesors **Aigars Laizāns**.

Oficiālie recenzenti:

Dr.sc.ing. **Aivars Āboltiņš** – Latvijas Lauksaimniecības universitātes vadošais pētnieks;

Dr. habil. sc. ing. **Antans Sauļus Sauhats** – Rīgas Tehniskās Universitātes Enerģētikas un elektrotehnikas fakultātes profesors;

Dr.sc.ing. **Andres Annuk** – Igaunijas Dzīvības Zinātņu universitātes Tehnoloģijas institūta profesors

Promocijas darba aizstāvēšana notiks Latvijas Lauksaimniecības universitātes Vides inženierijas un enerģētikas nozarē promocijas padomes atklātajā sēdē 2022. gada 29. augustā, plkst. 14:00, Jelgavā, J. Čakstes bulv. 5, Tehniskajā fakultātē 429. auditorijā.

Ar promocijas darbu, pielikumu un kopsavilkumu var iepazīties Latvijas Lauksaimniecības universitātes Fundamentālajā bibliotēkā, Jelgavā, Lielā iela 2.

Atsauksmes sūtīt Promocijas padomes sekretāram, asoc. profesoram Ruslanam Šmiginam, LLU Tehniskā fakultāte, J. Čakstes bulv. 5, Jelgava, LV-3001.

Promocijas padomes priekšsēdētājs:

Dr.sc.ing. profesors **Ilmārs Dukulis**

The promotion work has been developed in Latvia University of Life Sciences and Technologies, Faculty of Engineering in the Institute of Energetics during the period 01 September 2013 to 31 January 2022.

Scientific supervisor:

Dr.sc.ing., Professor **Aigars Laizāns**.

Official reviewers:

Dr.sc.ing. **Aivars Āboltiņš** – leading researcher of Latvia University of Life Sciences and Technologies;

Dr. habil. sc. ing. **Antans Sauļus Sauhats** – professor of Riga Technical university;

Dr.sc.ing. **Andres Annuk** – professor of Estonian University of Life Sciences, Institute of Technology.

Defence of the promotion work will take place at open session of Enviromental Engineering and Energetics Branch Promotion Council of Latvia University of Life Sciences and Technologies on 29 August 2022 at 14:00 a.m., Auditorium 429, Faculty of Engineering, 5 J.Čakstes Blvd, Jelgava.

The promotion work, its appendix and summary are available for viewing in Fundamental Library of Latvia University of Life Sciences and Technologies, 2 Lielā Street, Jelgava.

Please address your references to asoc. professor Dr.sc.ing. Ruslans Šmigins, Secretary of Promotion Council, Latvia University of Life Sciences and Technologies, Faculty of Engineering, 5 J.Čakstes Blvd, Jelgava LV-3001.

Chairman of Promotion Council:

Dr.sc.ing. professor **Ilmārs Dukulis**

Publikācijas vispāratzītos recenzējamās zinātniskajās izdevumos
Publications in generally recognized peer-reviewed scientific publications

1. Gedzurs, Aleksejs. Indirect induction motor stator winding temperature estimation. *Engineering for rural development*, 17, 2018, p. 681-686.
2. Gedzurs Aleksejs, Straume Indulis, Galins Ainars, Laizans Aigars. Low-voltage circuit breaker selectivity studies. *Engineering for rural development*, 15, 2016, p.612-617
3. Gedzurs, Aleksejs. Operation reliability of induction motors at egg processing plant 'Balticovo'. *Agronomy Research*. No.14 (Special Issue 1) 2016, p. 1161-1168.
4. Gedzurs, Aleksejs. Fault diagnosis of low-power three-phase induction motor. *Rural Sustainability Research*. Warsaw: De Gruyter Open, 2016. Vol. 36(331), p. 34-41. DOI: 10.1515/plua-2016-0012.
5. Gedzurs, Aleksejs Andris Šnīders. Experimental research and simulation of induction motor stator winding nonstationary heating. *American Journal of Energy and Power Engineering*. Vol. 2(4) (2015), p.44-50:
6. Gedzurs, Aleksejs. Operation improvement of induction motor temperature protection device under extreme overload. *Engineering for rural development*, 14, 2015, p.361-365
7. Gedzurs, Aleksejs. Temperature protection methods of induction motor. *Research for rural development*, 21, 2015. Vol.1, p. 258-263
8. Gedzurs, Aleksejs, Andris Šnīders. Induction motor stator winding thermal process research and modelling under locked rotor mode. *Engineering for rural development*, 13, 2014, p.265-270.
9. Gedzurs, Aleksejs. Heating of low power induction motor under no load mode and different cooling conditions. *Research for rural development*, 20, 2014. Vol.1, p. 219-224

Ziņojumi zinātniskajās konferencēs

Reports at scientific conferences

1. Aleksejs Gedzurs. Indirect induction motor stator winding temperature estimation. 17th International scientific conference "Engineering for rural development". Jelgava, Latvia, May 23 - 25, 2018.
2. Aleksejs Gedzurs, Indulis Straume, Ainars Galins, Aigars Laizans. Low-voltage circuit breaker selectivity studies. 15th International scientific conference "Engineering for rural development", Jelgava, Latvia, May 25 - 27, 2016.
3. Gedzurs, Aleksejs. Operation reliability of induction motors at egg processing plant 'Balticovo'. 7th International conference on Biosystems Engineering, Estonia, Tartu, May 12–13, 2016
4. Gedzurs, Aleksejs. Operation improvement of induction motor temperature protection device under extreme overload. 14th International scientific conference "Engineering for rural development". Jelgava, Latvia, May 20 - 22, 2015.
5. Gedzurs, Aleksejs. Temperature protection methods of induction motor. 2015: annual 21st international scientific conference "Research for rural development", Jelgava, Latvia, 13-15 May, 2015
6. Gedzurs, Aleksejs, Andris Šnīders. Induction motor stator winding thermal process research and modelling under locked rotor mode. 13th International scientific conference "Engineering for rural development": proceedings, Jelgava, Latvia, May 29 - 30, 2014.
7. Gedzurs, Aleksejs. Heating of low power induction motor under no load mode and different cooling conditions. Research for rural development 2015: annual 20st international scientific conference proceedings, Jelgava, Latvia, 21 - 23 May.

SATURS

Pētījuma aktualitāte	6
Pētījumu hipotēze, mērķis un uzdevumi	6
Darba tautsaimnieciskā nozīme	7
1. Asinhrono elektrodzinēju drošuma analīze	8
1.1. Asinhrono elektrodzinēju atteices analīze	8
1.2. Asinhrono elektrodzinēju atteices analīze SIA “Balticovo” olu ražošanas uzņēmumā	9
1.3. Statora tinumu temperatūras noteikšanas metodes	13
2. Asinhrono elektrodzinēju silšanas izpēte	14
3. Asinhrono elektrodzinēju silšanas eksperimentālie pētījumi	18
3.1. Eksperimentālo pētījumu metodika	19
3.2. Asinhrono elektrodzinēju silšanas pētījumu rezultātu analīze	21
4. Asinhrono elektrodzinēju statora tinumu silšanas modelēšana	26
4.1. Asinhronā elektrodzinēja otrās kārtas silšanas modeļa izveide un elektrodzinēja silšanas modelēšana	26
4.2. Asinhronā elektrodzinēja statora temperatūras noteikšana pēc silšanas modeļa un rotācijas frekvences	30
4.3. Asinhronā elektrodzinēja statora temperatūras modelēšana pēc silšanas modeļa un rotācijas frekvences	31
5. statora tinumu temperatūras noteikšanas metodes ieviešanas ekonomiskais novērtējums	33
5.1. Asinhrono elektrodzinēju drošuma noteikšana	33
5.2. Asinhrono elektrodzinēju statora tinumu temperatūras noteikšanas algoritms	35
5.3. Asinhrono elektrodzinēju statora tinumu temperatūras noteikšanas iekārtas ekonomiskais novērtējums	37
Secinājumi	38
Informācijas avoti	76

PĒTĪJUMA AKTUALITĀTE

Apmēram 58% no visas pasaulē saražotās elektroenerģijas patērē elektrodzinēji, apmēram 7% apgaismojumam un atlikušie 35% apkurei un citiem mērķiem. Galvenie elektrodzinēju veidi ir sinhronais elektrodzinējs, asinhronais elektrodzinējs un līdzstrāvas motors. Asinhronie elektrodzinēji ar jaudu mazāku par 3.5 kW sastāda 88% no elektrodzinēju kopskaita (Patel, 2021).

Asinhronajiem elektrodzinējiem ir vienkārša konstrukcija un augsts drošums, tomēr to atteices intensitāte smagos darba vides apstākļos var būt 12% no elektrodzinēju kopskaita (Venkataraman, 2005). Tādi ekspluatācijas apstākļi ir raksturīgi lauksaimniecības objektiem, kur asinhronie elektrodzinēji piedzen sūkņus, barības sagatavošanas iekārtas, ventilatorus, transportierus utt. Vairāki apkārtējās vides apstākļi, tādi kā putekļi, augsta temperatūra darba telpā, var izraisīt asinhronā elektrodzinēja pārkaršanu. Asinhronā elektrodzinēja statora tinumu izolācijas bojājums, pārkaršanas dēļ, var izraisīt elektrodzinēja atteici un būs nepieciešams remonts. Asinhronā elektrodzinēja atteice var apturēt ražošanas procesu, līdz ar to kopā ar tiešām izmaksām par remontu, var būt ražošanas zaudējumi.

Asinhrono elektrodzinēju drošumu analīze Balticovo olu ražotnē Iecavā parādīja, ka vīstū kūtīs ir darba vide ar lielu graudu putekļu daudzumu, kuri pārklājas uz mazas jaudas ventilatoru asinhronajiem elektrodzinējiem. Šiem ventilatoru elektrodzinējiem atteices intensitāte ir salīdzinoši augsta – 6 % no ventilatora kopskaita ražotnē (Gedzurs, 2016). Izmantotās aizsardzības ierīces asinhrono elektrodzinēju aizsardzībai nespēj aizsargāt pārkaršanos elektrodzinējus, bet temperatūras sensoru izmantošana mazas jaudas asinhrono elektrodzinēju aizsardzībai no pārkaršanas nav ekonomiski pamatota.

Pamatojoties uz mazas jaudas asinhrono elektrodzinēju aizsardzības problēmu no pārkaršanas, kuru izraisa dzesēšanas traucējumi, tika izvēlēta promocijas darba tēma par asinhrono elektrodzinēju statora temperatūras noteikšanas metodes izstrādi, kuras izmantošana būtu ekonomiski pamatots risinājums arī mazas jaudas asinhrono elektrodzinēju aizsardzībai.

PĒTĪJUMU HIPOTĒZE, MĒRĶIS UN UZDEVUMI

Pētījumu veikšanai izvirzītā **hipotēze** – izmantojot attālinātu elektrodzinēja rotācijas frekvences mērīšanu, pēc noteikta algoritma ir iespējams aizsargāt elektrodzinēja statora tinumu no pārkaršanas.

Izvirzītās hipotēzes sevī iekļauj asinhronā elektrodzinēja silšanas procesu izpēti, statora tinumu temperatūras noteikšanas metodes izpēti, rotora rotācijas frekvences un statora tinuma temperatūras sakarību izpēti, dzesēšanas traucējumu un sprieguma ietekmi uz asinhrona elektrodzinēja silšanas režīmiem.

Zinātniskā darba mērķis ir teorētiski un eksperimentāli pamatot asinhronā elektrodzinēja statora tinumu temperatūras noteikšanas metodi ar attālinātu elektrodzinēja rotācijas ātruma mērīšanu un izstrādāt algoritmu šīs metodes pielietošanai mazas jaudas asinhrono elektrodzinēju aizsardzībai pret pārkāršanu.

Darba mērķa sasniegšanai izvirzīti esoši uzdevumi:

1. veikt asinhronā elektrodzinēja silšanas procesa, zudumu jaudas un siltumtehnisko parametru noteikšanas teorētisko analīzi;
2. izpētīt asinhrono elektrodzinēju statora tinumu temperatūras noteikšanas metodes;
3. veikt ar nemainīgu slodzi ar dažādu rotora rotācijas frekvenci strādājošu asinhrono elektrodzinēju silšanas eksperimentālos pētījumus pie normāliem apstākļiem un pie dažādiem dzesēšanas traucējumiem;
4. pilnveidot mazas jaudas asinhrono elektrodzinēju silšanas matemātisko modeli, apskatot to kā divu elementu ķermeni;
5. izstrādāt statora tinumu temperatūras un rotora rotācijas frekvences izmaiņas aprakstošu matemātisko modeli;
6. matemātiskā modeļa pārbaude (verifikācija un validācija) – asinhrono elektrodzinēju silšanas modeļa simulācijas rezultātu salīdzināšana ar eksperimentāliem datiem;
7. mazas jaudas asinhrono elektrodzinēju statora aizsardzības algoritma izveide un izstrādātas statora tinumu noteikšanas metodes tehniski ekonomiskais novērtējums lauksaimniecības produktu ražošanā, izmantoto asinhrono elektrodzinēju drošuma uzlabošanai un atteices mazināšanai.

DARBA TAUTSAIMNIECISKĀ NOZĪME

1. Darbā izstrādātās statora tinumu temperatūras noteikšanas metodes ieviešana lauksaimniecības objektos ar smagiem darba apstākļiem, īpaši putekļiem, palielinās elektropiedziņas drošumu un ļaus nodrošināt ražošanas procesu nepārtrauktību. Tās savukārt uzlabos lauksaimniecības produkcijas kvalitāti un produktu stabilitāti.
2. Elektrodzinēja stāvokļa kontrole, izmantojot statora tinumu temperatūras noteikšanas metodi, ļaus novērtēt elektrodzinēja silšanas dinamiku un efektīvāk plānot tehnisko apkopi atkarībā no elektrodzinēja tehniskā stāvokļa, nodrošinot aprites ekonomikas elementu ieviešanu, kā arī ražošanas ekonomisko efektivitāti.
3. Piedāvātais risinājums ir aktuāls vietās ar nepārtrauktu ražošanas procesu un ražotnēs, kur ir grūti vai nav iespējams tikt pie elektrodzinēja. Īpaši vērtīgi to ieviest ir lauksaimniecības produktu pārstrādes un uzglabāšanas uzņēmumos gan Latvijā, gan pasaulē

1. ASINHRONO ELEKTRODZINĒJU DROŠUMA ANALĪZE

Tipiski, asinhrono elektrodzinēju darbmūžs ir 12 – 20 gadi. Šajā laikā dzinējs var tikt pārtīts 2- 4 reizes atkarībā no to jaudas un darbības apstākļiem (Bertoldi, 2015; De Almeida et al, 2008). Neskatoties uz augsto drošuma līmeni, ikgadēja atteices intensitāte ir aptuveni 3-5% no elektrodzinēju kopskaita (Venkataraman et al, 2005). Asinhrono elektrodzinēju atteice var izraisīt būtiskus tiešus un tehnoloģiskus zaudējumus, t.i., dzinēja nomaiņu, remontu un ražošanas zaudējumus. Vidējie dīkstāves zaudējumi, ko izraisa dzinēja atteice, var sasniegt 7000 USD·h⁻¹ kokapstrādes uzņēmumā un 30000 USD·h⁻¹ pārtikas pārstrādes uzņēmumā (Grubic et al, 2008).

Elektrodzinēja pārkaršana, kuru var izraisīt elektriskie, mehāniskie un apkārtējās vides faktori, ir viens no galvenajiem faktoriem, kas būtiski ietekmē elektrodzinēja drošuma līmeni. Visvairāk pārmērīga silšana ietekmē statora tinumu izolācijas ekspluatācijas laiku.

Elektroizolācijas materiālus iedala klasēs atkarībā no to termiskās izturības. Asinhrono elektrodzinēju statora tinumu izolācijai visvairāk tiek izmantotas šādas klases:

1. B izolācijas klase ar pieļaujamo temperatūru 130 °C;
2. F izolācijas klase ar pieļaujamo temperatūru 155 °C;
3. H izolācijas klase ar pieļaujamo temperatūru 180 °C.

1.1. Asinhrono elektrodzinēju atteices analīze

1983. gadā EPRI (Elektroenerģijas Pētniecības institūts) veica elektrodzinēju atteices analīzi un vispārējo elektrodzinēju drošuma novērtējumu vairākos uzņēmumos. No 1227 atteicēm 41 % notika elektrodzinēja gultņu bojājumu dēļ, 37 % – statora tinumu bojājumi, 10 % rotora bojājumi un 12 % – citi bojājumi (Albrecht un citi, 1986, 1987).

Vēl vienu plašu pētījumu par elektrodzinēju drošumu un atteicēm veica IEEE (Elektronikas un Elektrotehnikas inženieru institūts) darba grupa.

Šajos pētījumos tika analizētas elektrodzinēju atteices tautsaimniecībā, industriālā, naftas, gāzes ieguves un apstrādes industrijā. Atbilstoši IEEE pētījumu rezultātiem elektrodzinēju atteices sadalījums pēc bojātas dzinēja komponentes ir šāds (Albrecht un citi, 1986, 1987; Thorson un Dalva 1995):

1. gultņu bojājumi – 51 %;
2. statora bojājumi – 16 %;
3. elektropiedziņas ārējo elementu bojājumi – 16 %;
4. rotora bojājumi – 5 %;
5. vārpstas bojājumi – 2 %;

6. netika minēti atteices iemesli – 10 %.

Uzņēmumā SIA “Elektro” (Tukuma novads), kurā tiek veikts elektrodzinēju remonts, tika veikta elektrodzinēju atteices analīze (Justs, 2016). Uzņēmumā vidējais remontēto elektrodzinēju skaits gada laikā ir 246 dzinēji laikā posmā no 2010. gada līdz 2015. gadam. Analizējot remontēto elektrodzinēju bojājumus, tika konstatēts sekojošs bojājumu sadalījums:

1. statora bojājumi – 48 %;
2. gultņu bojājumi – 17 %;
3. citi bojājumi – 29 %;
4. rotoza bojājumi – 6 %.

1.2. Asinhrono elektrodzinēju atteices analīze SIA “Balticovo” olu ražošanas uzņēmumā

Lai noskaidrotu esošo situāciju sakarā ar elektrodzinēju drošumu, tika veikti ražošanas pētījumi. Par pētījumu objektu tika izvēlēts SIA “Balticovo” olu ražošanas un pārstrādes uzņēmums Iecavā. Tehnoloģisko procesu uzņēmumā Iecavā var iedalīt trīs grupās:

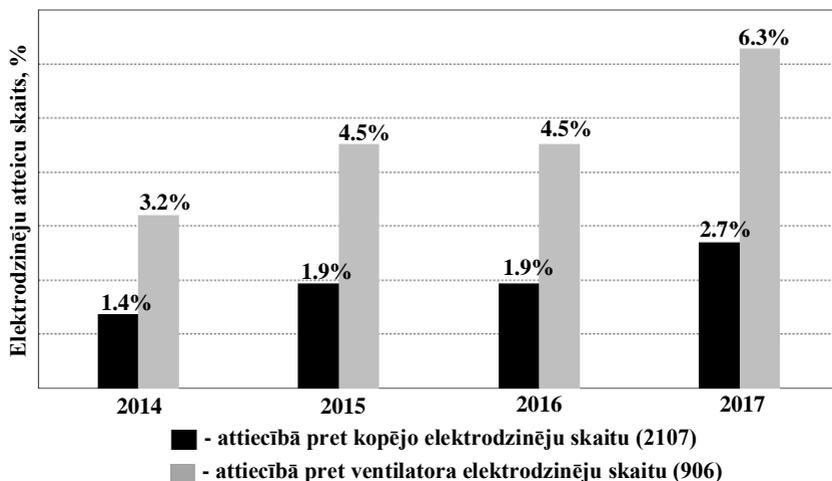
1. olu pārstrāde;
2. graudu uzglabāšana;
3. olu ražošana vīstu kūfīs.

Visvairāk elektrodzinēju atrodas vīstu kūfīs – 1453 asinhronie elektrodzinēji. 1.1 kW asinhronie elektrodzinēji sastāda 43 % no elektrodzinēja parka. Tie darbina ventilatorus vīstu kūfīs.

Elektrodzinēju drošuma pētījuma rezultāti “Balticovo” ražotnē ir parādīti 1.1. attēlā. Atteicu intensitātes no 2014. gada līdz 2017. gadam pieauga gandrīz 1.83 reizes, no 2.3 % līdz 4.2 %. No 1.1. attēla datiem var secināt, ka lielākā daļa, apmēram 65 %, no bojātiem elektrodzinējiem ir ventilatora elektrodzinēji.

Balticovo ražotnē Iecavā, vīstu kūfīs, ventilatoru piedziņai izmanto trīsfāžu asinhronos elektrodzinējus ar jaudu 1.1 kW. Lielākā daļa no ventilatoru asinhronajiem elektrodzinējiem ir ABB firmas ražotie asinhronie elektrodzinēji. Bojāto elektrodzinēju tehniskā apskate un atteicu iemeslu analīze uzņēmumā netiek veikta. Pēc demontāžas asinhronie elektrodzinēji tiek vesti uz remontu.

Vīstu kūfīs gaisa ventilācijai ir liela nozīme, aptuveni 20-30 % no olu ražošanas apjoma ir atkarīgs no gaisa kvalitātes (Шипалов, 2009). Tāpēc, pētījuma laikā, uzmanība tika vērsta uz ventilatoru piedziņas darba apstākļu analīzi, bojāto ventilatora dzinēju apskati un iespējamo avārijas iemeslu noteikšanu.



1.1. att. Ikgadējais elektrodzinēju atteižu skaits “Balticovo” ražotnē Iecavā laika posma no 2014. gada līdz 2017. gadam

Vistu kūtīs 1.1. kW ABB ventilatoru asinhronie elektrodzinēji ir sadalīti 2 grupās. Ventilatori, kas strādā visu laiku, ir grupā “ecoclimate”, bet “emergency” grupas ventilatori strādā, kad nepieciešams palielināt gaisa plūsmu. Ventilatoru grupas darbību regulē automātika, kas izmanto CO₂ koncentrācijas un temperatūras sensoru mērījumus.

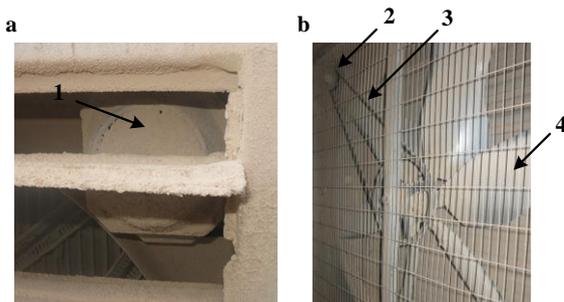
Pētījuma rezultāti arī rāda, ka 15 % no 1.1 kW ventilatora elektrodzinēju atteicēm ir atkārtotas atteices. Laikā periodā no 2010. gada līdz 2017. gadam 22 gadījumos remontētais elektrodzinējs tika bojāts otro reizi. Lielākai daļai no tiem ekspluatācijas laiks līdz otrajai atteicei, ir 1-3 gadi. Vidēji 2 reizes mazāks ekspluatācijas laiks, nekā līdz pirmajai atteicei. Līdzīgs rezultāts tiek minēts arī darbā (Хомытов, 2010), kur remontēto elektrodzinēju ekspluatācijas laiks bija par 50 % mazāks nekā jaunajiem elektrodzinējiem lauksaimniecības nozaru uzņēmumos.

Analizējot 1.1 kW asinhrono elektrodzinēju ekspluatācijas apstākļus, tika konstatēti divi ekspluatācijas faktori, kas visvairāk ietekmē elektrodzinēja drošumu (1.2. attēls):

1. graudu putekļi;
2. ķīļsiksna pārvads.

Vistu kūtīs graudu transportēšanas laikā izdalās putekļi, kuri pēc tam nonāk uz ventilatora elektropiedziņas korpusa. Pārklājoties ar putekļiem, tiek samazināta siltuma atdeve no asinhronā elektrodzinēja korpusa uz apkārtējo vidi. Salīdzinoši liels putekļu slānis uz elektrodzinēja var arī bloķēt asinhronā elektrodzinēja dzesēšanas ventilatora gaisa plūsmu. Vistu kūtīs ventilatoru asinhrono elektrodzinēju korpusi pilnīgi tiek pārklāti ar putekļiem un būtiski

samazināta gaisa plūsma, kas būtiski palielina elektrodzinēja temperatūru (skat. 1.2. a attēlu). 1.2. b attēlā var redzēt, ka ventilatoru piedziņai tiek izmantots ķīļsiksna pārvads, kas rada lielāku radiālo spēku uz gultni un var paātrināt to nodilumu, ja centrēšana un siksna nav nospriegoti atbilstoši prasībām.



1.2. att. **ABB 1.1 kW ventilatora elektrodzinēja ekspluatācijas apstākļi vistu kūfīs:**

a – 1.1 kW ventilatora asinhronais dzinējs, b – ventilatora piedziņa, 1 – putekļu slānis, 2 – 1.1 kW asinhronais elektrodzinējs, 3 – V-tipa siksna pievads, 4 – ventilatora spārni

Pētījumā tika apskatīti arī bojātie 1.1 kW ventilatora elektrodzinēji, kuru galvenie bojājumi un ekspluatācijas apstākļu ietekme uz dzinējiem ir parādīti 1.3. attēlā. Elektrodzinēja pievadkārbā ir sekojošie bojājumi:

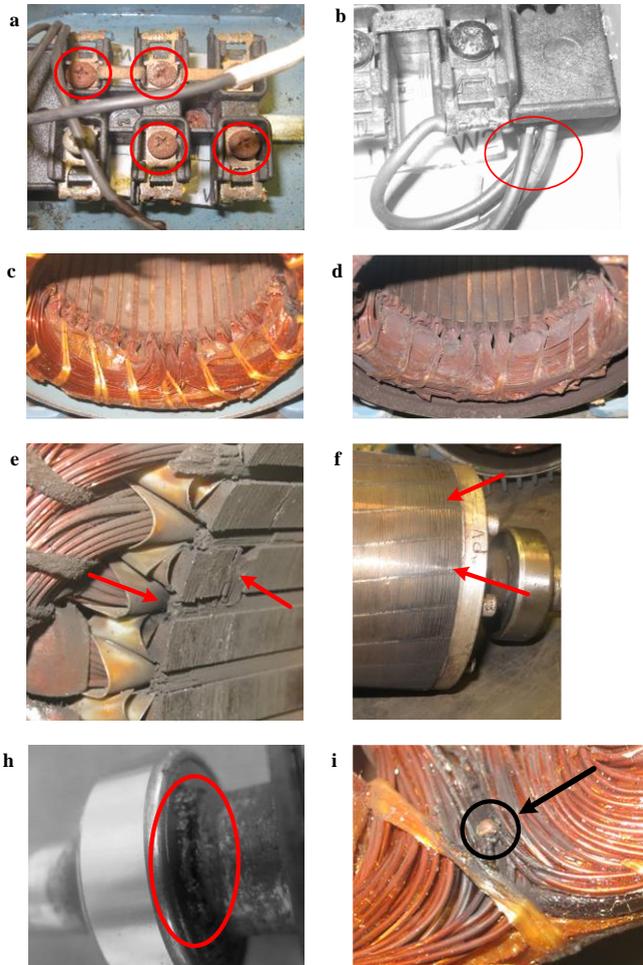
1. elektrisko kontaktu un skrūves korozija (1.3. a attēls);
2. statora tinumu vadu izolācijas bojājumi (1.3. b attēls).

Izārdot bojāto elektrodzinēju, varēja konstatēt, ka statoru tinumi no ventilatora puses tika pārklāti ar pārņoļotiem putekļiem (1.3. d attēls). Piedziņas pusē putekļi nav nonākuši dzinēja iekšā caur gultņu vāku, tāpēc statora tinumi nav pārklāti ar putekļiem (1.3. c attēls). Dzinēja korpusa iekšējās malas, statora tinumi, gultņi ir pārklāti ar putekļiem. 1.3. h attēlā var redzēt slēgto gultņu smērvielu kopā ar putekļiem. Augstas temperatūras dēļ smēre nonākusi ārpus gultņa, savukārt putekļi caur spraugu starp vāku un vārpstu nonāk gultņu iekšpusē. Pie šādiem apstākļiem gultņu darbmūžs var tikt būtiski samazināts.

Berze starp statoru un rotoru izraisa statora tinumu bojājumus, un mehānisko triecienu rezultātā statora tinumos tiek iesista serdes plāksne (1.3. e attēls). Rezultātā rodas īssavienojums, statora un rotora tinumu bojājums (1.3. f attēls). Statora un rotora nodilumi tika konstatēti visiem apskatītajiem asinhronajiem elektrodzinējiem.

Vienam elektrodzinējam bija konstatēts statora tinumu starpvijumu īssavienojums (1.3. i attēls). Tā kā tiek izmantots siksnu pārvads, kas samazina vibrācijas, un dzinējs strādā ilgstošā darba režīmā S1, tad statora tinumu starpvijumu īssavienojumu izraisa statora tinumu izolācijas pārkaršana. Tā kā

visiem apskatītiem bojātiem dzinējiem bija konstatēts statora un rotora berze, tad uzmanība tika pievērsta šo bojājumu analīzei.



1.3. att. 1.1 kW bojāto ventilatora elektrodzinēju analīze:

- a – pievienošanas kontaktu korozija, b – statora tinumu vadu izolācijas bojājumi,
- c – statora tinums no piedziņas puses, d – statora tinums no dzinēja ventilatora puses,
- e – statora tinumu bojājums statora un rotora berzes dēļ,
- f – rotora bojājumi statora un rotora berzes dēļ, g – putekļi un gultņu smērvielas maisījums; i – tinumu starpvijumu īssavienojums

Pārāk liela siksnas nospriegojuma dēļ uz gultņiem iedarbojas palielināts radiālais spēks, kas paātrina gultņa nodilumu (Harmon, 2009). Elektrodzinēju pārmērīga silšana un putekļu nokļūšana gultņu smērē arī paātrina gultņa nodilumu (Karmakar, 2016). Rezultātā ir vairāki faktori, kas vienlaikus iedarbojas uz gultņa nodilumu un var būtiski palielināt asinhrona elektrodzinēja gaisa spraugu.

Lauksaimniecības nozares uzņēmumos elektropiedziņai lielākoties izmanto asinhronos elektrodzinējus ar jaudu no 1 līdz 3 kW ar sinhrono ātrumu $1500 \text{ aprg min}^{-1}$. Smagie ekspluatācijas apstākļi noved pie augstas elektrodzinēju atteices intensitātes, un var sasniegt pat 20% (Пухомов, 2008). Ražošanas pētījumi “Balticovo” ražotnē rada līdzīgu elektrodzinēju parka sadalījumu. Bet atteižu intensitāte nav tik liela. Tomēr atteižu intensitāte starp ventilatora elektrodzinējiem vīstū kūtīs 2017. gadā bija 8.3% un turpina pieaugt ar katru gadu. Galvenais atteižu iemesls ir elektrodzinēju pārkaršana, ko izraisa dzinēja pārklāšanās ar putekļiem un izraisa statora tinumu pārkaršanu. Lai samazinātu ventilatora elektrodzinēju atteižu skaitu, ir jāaizsargā no statora silšanas, bet esošie izmantojamie aizsardzības aparāti uzņēmumā aizsargā tikai no pārslodzēm un īssavienojumiem.

Temperatūras sensoru izmantošana mazas jaudas elektrodzinēju aizsardzībai nav ekonomiski efektīvi. Tos ir grūti, vai pat nav iespējams, ievietot statora tinumos ekspluatācijas laikā, jo statora tinumos sensori tiek ievietoti ražošanas vai remonta procesā, lai nodrošinātu labu kontaktu starp sensoru un tinumiem. Nepieciešama arī papildus iekārta, kas pārveido sensora mērīšanas signālu, vadī un to montāžas darba resursi (Zhang un Habetler, 2016).

1.3. Statora tinumu temperatūras noteikšanas metodes

Statora tinumu temperatūru var noteikt ar silšanas modeļiem vai izmantojot elektrodzinēja parametrus. Statoru tinumu temperatūras noteikšanas ar silšanas modeli gadījumā elektrodzinējs tiek sadalīts vairākās daļās. Katras daļas silšanas procesu raksturo ar silšanas ekvivalentu shēmu jeb silšanas modeli. Modeļa ieejas signāls ir elektrodzinēja zudumu jauda. Modeļa siltumtehniekie parametri tiek noteikti ar parciāliem diferenciālvienādojumiem vai pēc eksperimenta datiem. Ir nepieciešami vairāki elektrodzinēju parametri, kuri ne vienmēr ir pieejami vai zināmi, vai arī nepieciešami eksperimentu dati. Tā kā silšanas modeļa ieejas parametri ir strāva vai strāva un spriegums, modelis nespēj reaģēt uz dzesēšanas un ārējās vides temperatūras izmaiņām.

Tā kā statora un rotora aktīvās pretestības izmaiņas ir atkarīgas no temperatūras izmaiņām, tad statora un rotora temperatūras noteikšanai lieto statora un rotora aktīvās pretestības.

Cita metode ir izmantot elektrodzinēja ekvivalento elektrisko shēmu. Sākumā tiek noteikta rotora aktīvā pretestība, izmantojot rotora un statora induktivitātes, statora strāvas un sprieguma lielumus un rotora rotācijas ātrumu. Pēc tam tiek veikts statora aktīvās pretestības aprēķins, jo tās noteikšana ir jutīga pret vajadzīgo parametru mērīšanas kļūdām.

Nosakot rotora aktīvo pretestību, statora tinumu temperatūru var noteikt vēl ar divu metožu palīdzību. Pirmā metode, pēc EDF (Francijas elektroenerģijas padome) pieredzes, nosaka, ka rotora temperatūra ir par 10°C lielāka nekā statora tinumu temperatūra (Dessoude, 1994). Otrā metode nosaka, ka statora tinumu pretestība ir vienāda ar (Kubota et al, 1993):

$$R_s = R_r \cdot k_r, \quad k_r = \frac{R_{sn}}{R_{rn}}, \quad (1.1)$$

kur R_s, R_r – statora un rotora pretestība, Ω ;
 R_{sn}, R_{rn} – statora un rotora pretestība no ražotāja datiem, Ω ;
 k_r – statora un rotora pretestības attiecības koeficients.

Šī sakarība nosaka, ka statora tinumu pretestības izmaiņas ir tieši proporcionālas rotora pretestības izmaiņām. Ja ir korelācija starp statora un rotora pretestību izmaiņām, tad arī ir korelācija starp statora un rotora temperatūru izmaiņām. Var secināt, ka, ja elektrodzinējs strādā ar nemainīgo slodzi un nemainīgiem tīkla parametriem, tad rotora rotācijas ātrums ir atkarīgs tikai no rotora pretestības izmaiņām. Līdz ar to, pastāv korelācija starp rotora rotācijas ātruma un statora tinumu temperatūras izmaiņām, ko izraisa elektrodzinēja silšana pie nemainīgas slodzes.

2. ASINHRONO ELEKTRODZINĒJU SILŠANAS IZPĒTE

Asinhrono elektrodzinēju enerģijas zudumi tiek iedalīti sekojoši:

1. elektriskie zudumi;
2. magnētiskie zudumi;
3. mehāniskie zudumi;
4. papildzudumi.

Elektriskie zudumi statorā un rotorā tiek izdalīti, strāvai plūstot tinumos. Elektriskie zudumi ir atkarīgi no strāvas un aktīvās pretestības. Savukārt strāva ir atkarīga no mehāniskās slodzes uz rotora vārpstas. Aktīvā pretestība ir atkarīga no maiņstrāvas izraisīta virsmas efekta un tinumu vadu temperatūras.

Mehāniskos zudumus rada elektrodzinēja rotora berze pret gaisu, berze gultņos un gultņu blīvslēgos, un dzesēšanas ventilatora patērētā mehāniskā jauda. Magnētiskie zudumi, jeb serdes zudumi, sastāv no histerēzes un virpuļstrāvas zudumiem.

Papildzudumi ir zudumi, kurus ir ļoti grūti noteikt ar tiešo mērīšanu vai aprēķiniem. Tie sastāv no zudumiem statora serdē augstāko harmoniku dēļ, starpvijumu noplūdes strāvas zudumiem, augstāko harmoniku zudumiem rotora tinumos un citām noplūdes plūsmām, kuras inducē strāvas slodzes komponente (Zabardast un Mokhtari, 2008).

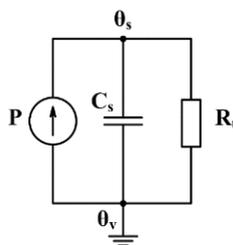
Lai raksturotu asinhrona elektrodzinējā statora tinumu silšanu, ir izstrādātas vairākas statora tinumu temperatūras noteikšanas metodes. Analizējot literatūru par statora tinumu temperatūras noteikšanas metodēm, tās var iedalīt:

1. statora tinumu temperatūras noteikšana, izmantojot silšanas tīklus un modeļus;
2. statora tinumu temperatūras noteikšana, izmantojot asinhronā elektrodzinēja parametrus.

Silšanas ķēdes (thermal network) metodē, elektrodzinējs tiek sadalīts pa elementiem. Elementi tiek savienoti kopā, veidojot tīklu no mezgliem un termiskām pretestībām. Šī metode ir līdzīga elektriskajam tīklam, kurš sastāv no strāvas avota un pretestības (Kylander, 1995).

Silšanas modeļa (lumped parameter thermal model) gadījumā, elektrodzinējs tiek apskatīts kā viens vai vairāki homogēni ķermeņi. Tiek izmantota termiskā pretestība un termiskā kapacitāte siltumapmaiņas procesu modelēšanai. Izveidojot ekvivalento elektrisko ķēdi, elektrodzinēja temperatūra tiek aprēķināta pēc elektrisko ķēžu aprēķinu metodēm.

Vienkāršākais silšanas modelis ir 1. kārtas silšanas modelis, kad asinhrono elektrodzinēju apskata kā homogēnu ķermeni ar vienu termisko siltumietilpību C_s , kas raksturo termiskās īpašības, un pretestību R_t , kas raksturo siltuma atdevi apkārtējai videi (skat. 2.1. attēlu). Par ieejas signālu tiek ņemta statora tinumu elektrisko zudumu jauda P_z .



2.1. att. Asinhronā elektrodzinēja pirmās kārtas silšanas modelis

Asinhronā elektrodzinēja silšanas analīzei izvēlas nulles sākuma nosacījumu. Pie laika momenta $t = 0$ min, elektrodzinēja tinumu temperatūra ir vienāda ar vides temperatūru. Asinhronā elektrodzinēja nestacionāro silšanas procesu apraksta vienādojums (Šnīders & Straume, 2008):

$$Q_a + Q_v = P_z, \quad (2.1)$$

kur Q_a – akumulētā siltuma plūsma, W;
 Q_v – videi atdotā siltuma plūsma, W;
 P_z – zudumu jauda, W.

Silšanas procesa sākumā, visa siltuma plūsma akumulējas asinhronā elektrodzinējā, palielinot to temperatūru. Procesa beigās iestājas stacionārs līdzsvara stāvoklis un elektrodzinēja temperatūra ir konstanta. Zudumu radītā siltuma plūsma izdalās apkārtējā vidē. Asinhronā elektrodzinēja silšanas dinamikas vienādojumi izvērstā veidā (Šnīders & Straume, 2008):

$$Q_a + Q_a = cm \frac{d\Delta\theta}{dt} + \alpha S \Delta\theta = P_z, \quad (2.2)$$

kur c – īpatnējā siltumietilpība, J·(kg·K)⁻¹;
 $\Delta\theta$ – virstemperatūra, °C;
 m – elektrodzinēja masa, kg.

Dalot diferenciālvienādojuma (2.3) abas puses ar αS , iegūstam elektrodzinēja silšanas vienādojumu normālformā (Šnīders & Straume, 2008):

$$T \frac{d\Delta\theta}{dt} + \Delta\theta = R_t \cdot P_z, \quad (2.3)$$

kur $T = c \cdot m \cdot (\alpha \cdot S)^{-1}$ – silšanas laika konstante, s;
 $R_t = 1 \cdot (\alpha \cdot S)^{-1}$ – termiskā pretestība, °K·W⁻¹.

Reizinājums $C = c \cdot m$ ir asinhronā elektrodzinēja siltumietilpība. Atrisīnot diferenciālvienādojumu (2.4.), iegūst eksponenciālu funkciju, kas apraksta siltuma pārejas procesu elektrodzinējā (Šnīders & Straume, 2008):

$$\Delta\theta(t) = \Delta\theta_s (1 - e^{-t/T}) = R_t \cdot P_z (1 - e^{-t/T}), \quad (2.4)$$

kur $\Delta\theta_s = R_t \cdot P$ – stacionārā (nostabilizētā) virstemperatūra, °C.

Pirmās kārtas silšanas modelis tiek plaši izmantots relejos elektrodzinēju aizsardzībai.

Lai uzlabotu silšanas modeļa precizitāti un varētu noteikt arī rotora temperatūru, izmanto asinhronā elektrodzinēja otrās kārtas silšanas modeli. Viens no šādiem modeļiem ir parādīts Hurst & Habetler darbā (Hurst & Habetler, 1997). Modelis sastāv no statora P_s un rotora P_r zudumu avotiem, statora C_s un

rotora C_r kapacitātēm un termiskām pretestībām R_{ts} , R_{tr} , R_{tv} . Statora P_s zudumi sastāv no statora elektriskiem un magnētiskiem zudumiem, bet rotora P_r – no rotora magnētiskajiem zudumiem.

Vēl precīzākai asinhronā elektrodzinēja silšanas procesa modelēšanai, tiek izmantoti augstākās kārtas silšanas modeļi (Nestler & Sattler, 1993; Champenois et al., 1994; Bousbaine et al., 1995; Boglietti et al., 2003). Nester un Sattler darbā tika izmantots asinhronā elektrodzinēja piektās kārtas silšanas. Modelī tiek atsevišķi modelētas statora serdes, statora tinumu serdes rievās, statora gala tinumu, rotora tinumu un serdes temperatūras. Siltuma zudumi – statora serdes magnētiskie zudumi P_1 , statora tinumu zudumi serdes rievās P_2 , statora gala tinumu zudumi P_3 , rotora zudumi P_4 .

Augstākās kārtas silšanas modeļi spēj precīzāk noteikt elektrodzinēja temperatūras un ļauj labāk izprast siltuma plūsmas elektrodzinēja iekšpusē, tomēr termisko parametru aprēķināšanai tiek izmantoti elektrodzinēja izmēri vai silšanas eksperimentu dati. Šie modeļi ir ievērojami sarežģītāki, salīdzinot ar pirmās vai otrās kārtas silšanas modeļiem, un to praktiskā izmantošana mazas jaudas elektrodzinēju aizsardzībai var būt ekonomiski neizdevīga.

Asinhrono elektrodzinēju temperatūras noteikšanas pēc elektrodzinēju parametriem pamatā ir aktīvās pretestības izmaiņa atkarībā no temperatūras. Līdz ar to statora un rotora temperatūras var noteikt, zinot to aktīvās pretestības. Asinhrono elektrodzinēju aktīvās pretestības noteikšanas metodes var iedalīt sekojoši:

1. pretestības noteikšana ar līdstrāvas signālu;
2. pretestības noteikšana ar neironu tīklu modeļiem;
3. pretestības noteikšanas ar asinhrono elektrodzinēju ekvivalento shēmu.

Apskatot asinhrono elektrodzinēja temperatūras noteikšanas metodes, tika veikts katras metodes salīdzinājums. Rezultāti apkopoti 2.1. tabulā.

2.1.tabula

Asinhrono elektrodzinēju temperatūras noteikšanas metodes salīdzinājums

Metode	Priekšrocības	Trūkumi
Pirmās kārtas silšanas modelis	- nepieciešams mērīt tikai strāvu - pietiekoši laba noteikšanas temperatūras precizitāte - vienkāršs	-nav jutīgs pret elektrodzinēja dzesēšanas traucējumiem - nepieciešams zināt vai noteikt elektrodzinēja silšanas parametrus - var notikt pirmslaicīga aizsardzības ierīces nostrāde
Augstākās kārtas silšanas modelis	- precīza temperatūras noteikšana	- sarežģīts - nepieciešams zināt elektrodzinēja izmērus un konstrukcijas materiālus

Metode	Priekšrocības	Trūkumi
		- dažus parametrus var tikai noteikt silšanas eksperimentos
Līdzstrāvas signālu injicēšana	- nav nepieciešams zināt elektrodzinēja parametrus - jutīgs pret elektrodzinēja dzesēšanas traucējumiem	- nepieciešams līdzstrāvas injicēšanas aparāts -nepieciešama kabeļu pretestības kļūdu kompensācija - rada zudumus un rotācijas momenta pulsācijas -nepieciešams mērīt gan strāvu, gan spriegumu
Neironu tīkls	- nav nepieciešams zināt elektrodzinēja parametrus - nepieciešams mērīt strāvu un rotācijas frekvenci	- nepieciešams "iemācīt" neironu tīklu
Elektrodzinēja elektriskais modelis	- jutīgs pret elektrodzinēja dzesēšanas traucējumiem - pietiekoši laba noteikšanas temperatūras precizitāte	- nepieciešams mērīt katras fāzes strāvas un spriegumus - statora pretestības noteikšana ir jutīga pret citu parametru noteikšanas kļūdām

Dažas asinhrono elektrodzinēju statora tinumu temperatūras noteikšanas metodes izmanto rotora pretestības izmaiņas. Asinhronā elektrodzinēja rotācijas frekvence ir atkarīga no rotora pretestības. Pie nemainīgas slodzes asinhronā dzinēja rotors uzsilst, palielinās R_r un samazinās ātrums, līdz ar to rotācijas frekvences izmaiņu nosaka elektrodzinēja silšana. Tāpēc nākamajā nodaļā tiek veikti eksperimentālie pētījumi, lai analizētu korelāciju starp statora tinumu temperatūras un rotācijas frekvences izmaiņām, kā arī rotācijas frekvences mērīšanas pielietojuma iespējas statora temperatūras noteikšanai.

3. ASINHRONO ELEKTRODZINĒJU SILŠANAS EKSPERIMENTĀLIE PĒTĪJUMI

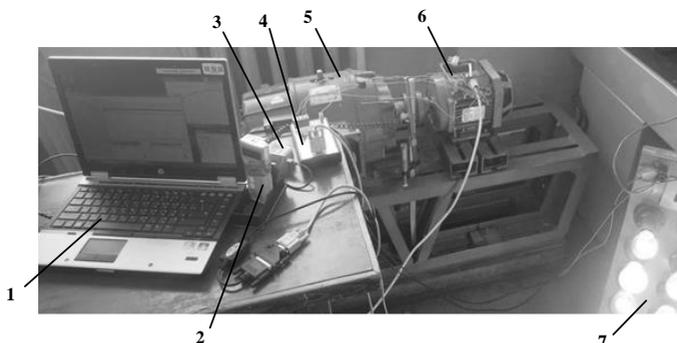
Eksperimentālie asinhrono elektrodzinēju silšanas pētījumi tika veikti pie šādiem nosacījumiem:

1. nemainīgas slodzes režīms bez dzesēšanas traucējumiem. Pēc elektrodzinēja silšanas pārejas procesa beigām, pie nostabilizētās temperatūras, tika mākslīgi veidoti dzesēšanas traucējumi;
2. nemainīgas slodzes režīms ar dzesēšanas traucējumiem. Pēc elektrodzinēja silšanas pārejas procesa beigām, elektrodzinējs tika darbināts bez dzesēšanas traucējumiem;
3. elektrodzinēju silšana pie nosprūdušā rotora;

4. asinhrono elektrodzinēju darbība pie dažādām sprieguma vērtībām.

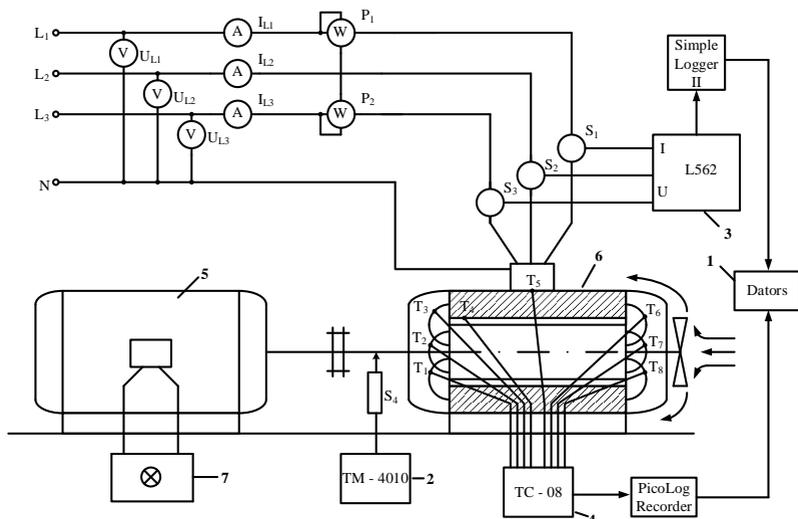
3.1. Eksperimentālo pētījumu metodika

Pētniecības stends ir parādīts 3.1. attēlā un tā elektriskā shēma 3.2. attēlā. Stends sastāv no asinhronā elektrodzinēja, līdzstrāvas ģenerators, lampu reostata, temperatūras logera, tahometra, elektrisko parametru mērinstrumentiem, strāvas un sprieguma datu logera un datora. ABB trīsfāžu asinhronā elektrodzinēja dati – M2AA90S – 4; 220 – 240/380 – 420 V; 4.6/2.66 A; IP55; izolācija klase - F, m = 13 kg; P = 1.1 kW; n = 1410 min⁻¹; s = 0.06; lietderības koeficienta klase - IE1; cosφ = 0.81. Asinhronā elektrodzinēja slodžošanai tika izmantots līdzstrāvas ģenerators – P-22Y4, 220 V, 5.9 A, P = 1 kW, n = 1500 min⁻¹. Slodzes regulēšanai, ģeneratoram tika pieslēgts lampu reostats.



3.1. att. Asinhronā elektrodzinēja silšanas pētījumu stends:

1 – dators; 2 – Line Seiki TM – 4010 tahometrs; 3 – strāvas un sprieguma Simple Logger L562 logeris; 4 – temperatūras Pico TC – 08 logeris; 5 – līdzstrāvas ģenerators; 6 – asinhronais elektrodzinējs; 7 – lampu reostats



3.2. att. Asinhronā elektrodzinēja silšanas pētījumu stenda elektriskā shēma:

1 – līdzstrāvas ģenerators; 2 – lampu reostats; 3 – Line Seiki TM – 4010 tahometrs;
4 – temperatūras Pico TC – 08 logeris; 5 – asinhronais elektrodzinējs; 6 – strāvas un sprieguma Simple Logger L562 logeris

Elektrodzinēju slodzes raksturošanai tika izmantots slodzes koeficients:

$$k = \frac{I_s}{I_{sn}}, \quad (3.1)$$

kur k – slodzes koeficients, ņemot vērā strāvu;
 I_{sn} – statora nominālā strāva, A.

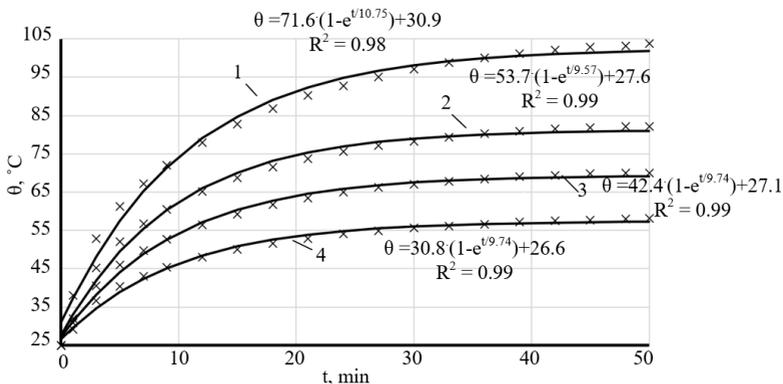
Eksperimenti tika veikti tukšgaitas režīmā, pie nepilnās slodzes ($k = 0.76$ un 0.91), nominālās slodzes ($k = 1$), pārslodzes ($k = 1.18$) un nosprūdušā rotora režīmā. Mazās jaudas tukšgaitas strāva ir apmēram 60% no nominālās strāvas, tāpēc mazāko slodzi par $k = 0.76$ nevar dabūt. Ja elektrodzinēja pārslodze ir lielāka par 20%, tad aizsardzības iekārtas ātri atslēdz elektrodzinēju un veikt eksperimentus virs slodzes $k = 1.18$ nav praktiskās nozīmes.

Lai imitētu dzesēšanas traucējumus, tika izmantotas divas metodes. Pirmajā metodē tika noņemts ventilators, lai imitētu gadījumus, kad tika sabojāts ventilators vai to lāpstiņas. Otrajā metodē tika bloķēti ventilatora vāka caurumi, lai radītu situāciju līdzīgu kā parādīts 1.2. a attēlā, lai bloķētu dzesēšanas gaisa plūsmu. Eksperimenti ar dzesēšanas traucējumiem tika veikti divos variantos. Pirmajā variantā elektrodzinējs tika palaists pie normāliem apstākļiem un pie

nostabilizētās temperatūras tika bloķēta dzesēšanas gaisa plūsma, otrajā variantā – otrādi.

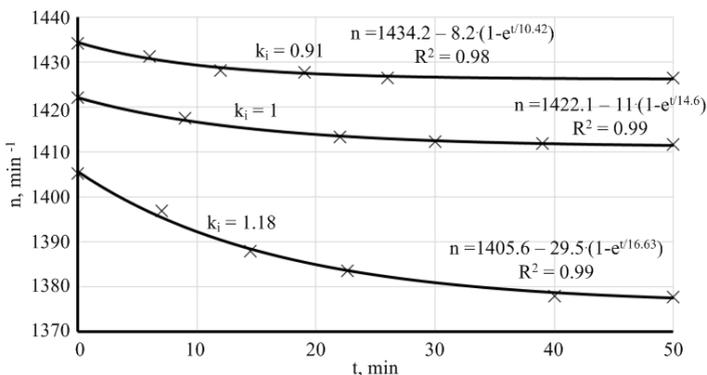
3.2. Asinhrono elektrodzinēju silšanas pētījumu rezultātu analīze

ABB asinhronā elektrodzinēja silšanas pētījumu rezultāti ir parādīti 3.3. attēlā. Nostabilizētā statora tinumu temperatūra pie pārslodzes $k = 1.18$ ir $103\text{ }^{\circ}\text{C}$, sasniedzot tinumu temperatūru $103\text{ }^{\circ}\text{C}$ pie apkārtējās vides temperatūras $25\text{ }^{\circ}\text{C}$. Statora virsmas temperatūra pie nominālās slodzes $k = 1$ ir $82\text{ }^{\circ}\text{C}$, pie $k = 0.91$ – $45\text{ }^{\circ}\text{C}$ un pie $k = 0.76$ – $57.5\text{ }^{\circ}\text{C}$. Statora tinumu temperatūra pie nominālās slodzes ar dzesēšanas traucējumiem ir par $46.5\text{ }^{\circ}\text{C}$ lielāka nekā pie normāliem apstākļiem. Statora tinumu temperatūra pie 18 % pārslodzes ($k = 1.18$) ir par $21\text{ }^{\circ}\text{C}$ lielāka nekā pie nominālās slodzes. Tas liecina par to, ka asinhronā elektrodzinēja dzesēšanas traucējumi palielina elektrodzinēja temperatūru vairāk nekā nelielas pārslodzes (20 – 30 %). Pie nominālās slodzes ar dzesēšanas traucējumiem statora tinumu temperatūra var palielināties līdz vai pārsniegt tinumu izolācijas materiāla pieļaujamo temperatūru.



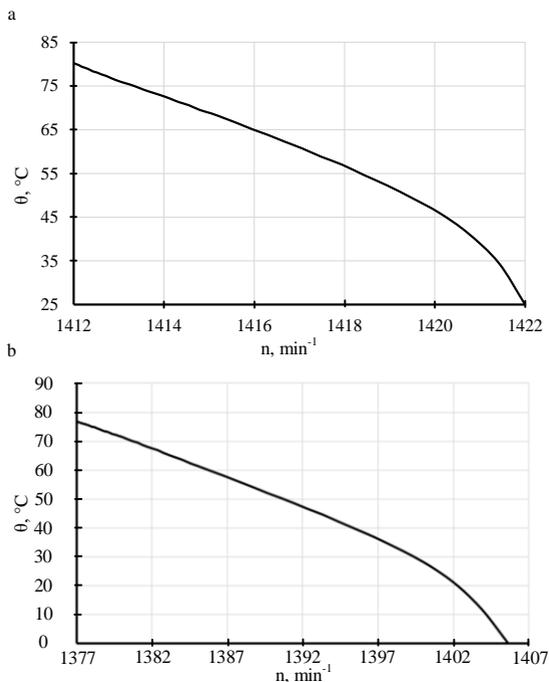
3.3. att. ABB asinhronā elektrodzinēja silšanas eksperimentu rezultāti pie dažādām slodzēm bez dzesēšanas traucējumiem:

1 – statora tinumu temperatūra pie slodzes $k = 1.18$; 2 – statora tinumu temperatūra pie slodzes $k = 1$; 3 – statora tinumu temperatūra pie slodzes $k = 0.91$; 4 – statora tinumu temperatūra pie slodzes $k = 0.76$



3.4. att. Rotācijas frekvences izmaiņa ABB asinhronā elektrodzinēja silšanas pārejas procesā

ABB asinhronā elektrodzinēja rotācijas frekvences izmaiņa pie dažādām slodzēm ir parādīta 3.4. attēlā. Var redzēt, ka rotācijas frekvences izmaiņa ir lielāka, palielinoties elektrodzinēja slodzei. Palielinoties slodzei, strāva rotora tinumos pieaug, palielinās elektriskie zudumi, un palielinās rotora tinumu temperatūra. Līdz ar to palielinās arī rotora pretestība un rotora rotācijas frekvence samazinās. Determinācijas koeficients $R^2 = 0.99$ pie nominālas slodzes un pārslodzes pierāda, ka rotācijas frekvences izmaiņas notiek silšanas dēļ, ja elektrodzinēja darba laikā ir nemainīga slodze. Samazinoties rotācijas frekvencei, samazinās arī elektrodzinēja lietderīgā (aktīvā) jauda, ko apliecina vatmetra rādījumi. ABB asinhronam elektrodzinējam pie nominālas slodzes, statora tinumu temperatūras $25\text{ }^\circ\text{C}$ un rotācijas frekvences $1422 \pm 0.2\text{ min}^{-1}$, patērētā aktīvā jauda $P = 1450 \pm 6\text{ W}$, bet pie statora tinumu temperatūra $122\text{ }^\circ\text{C}$ un rotācijas frekvences $1401.4 \pm 0.2\text{ min}^{-1}$ tā ir $P = 1360 \pm 6\text{ W}$. Tukšgaitas režīmā asinhrono elektrodzinēju rotora strāva praktiski ir 0 A , rotora tinumi nesilts, rotora aktīvā pretestība nemainās un līdz ar to arī rotācijas frekvence paliek nemainīga.



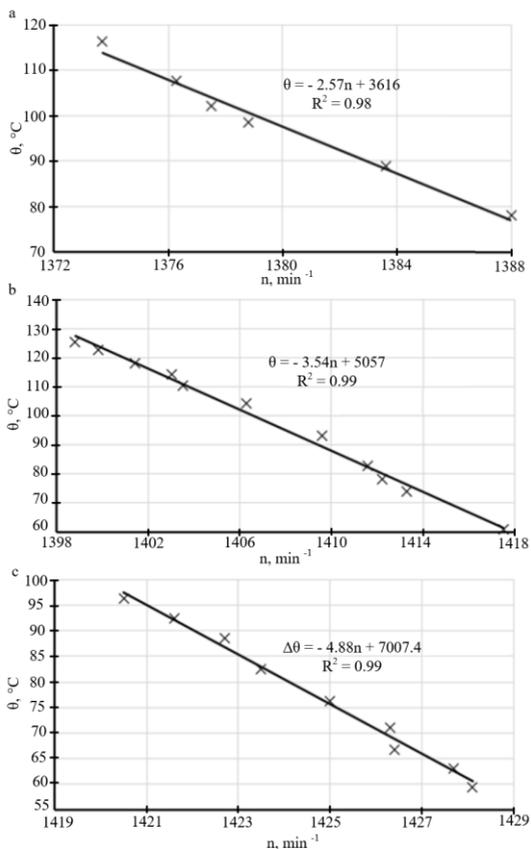
3.5. att. **ABB asinhronā elektrodzinēja statora tinumu temperatūras un rotora rotācijas frekvences mijiedarbības raksturlīkne:**

a – nominālā slodze $k = 1$; b – pārslodze $k = 1.18$

Korelācija starp statora tinumu temperatūras un rotācijas frekvences izmaiņām pie nominālās slodzes un pārslodzes ir parādīta 3.5. attēlā. Silšanas sākumā korelācija starp statora tinumu un rotācijas frekvences izmaiņām nav lineārā, jo statora tinumam ir mazāka silšanas inerce nekā rotora tinumam. Tāpēc temperatūras noteikšana pēc rotācijas frekvences silšanas procesa sākumā varbūt neprecīza. Pēc tam statora tinumu temperatūras un rotācijas frekvences izmaiņa ir lineāra, ko arī parāda lineārās regresijas analīze raksturlīknes lineāram posmam (3.5. attēls). Lineārā posma korelāciju starp statora tinumu temperatūras un rotācijas frekvences izmaiņām apraksta lineārs vienādojums:

$$\theta = a \cdot n + \theta_0, \quad (3.2)$$

kur a – empīriskais koeficients, kas raksturo statora tinumu temperatūras un rotācijas frekvences izmaiņas attiecību, °C min⁻¹;
n – rotora rotācijas frekvence, min⁻¹;
 θ_0 – teorētiskā statora temperatūra pie rotācijas frekvences 0 min⁻¹, °C.



3.6. att. **ABB asinhronā elektrodzinēja statora tinumu temperatūras un rotācijas frekvences izmaiņu korelācija lineārā posmā:**

a – pārslodze $k = 1.18$; b – nominālā slodze $k = 1$; c – pie slodzes $k = 0.91$

Pēc regresijas analīzes vienādojumiem pie dažādām slodzēm var redzēt (skat. 3.6.att.), ka koeficienta a vērtība ir atkarīga no asinhronā elektrodzinēja slodzes. Tabulā 3.1. ir parādīti koeficienta a rezultāti pie dažādam slodzēm.

3.1.tabula

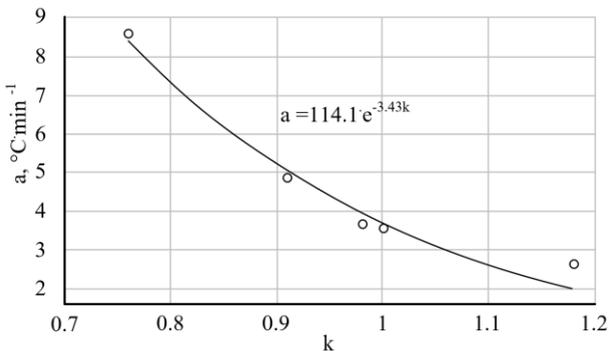
Koeficienta a atkarība no ABB asinhronā elektrodzinēja slodzes

Asinhronā elektrodzinēja slodze k	Koeficients $a, ^\circ\text{Cmin}^{-1}$
0.76	8.55
0.91	4.88
0.98	3.65

Asinhronā elektrodzinēja slodze k	Koeficients a, °C.min ⁻¹
1.00	3.54
1.18	2.58

Veicot regresijas analīzi, tika iegūts vienādojums, kas apraksta koeficienta a atkarību no asinhronā elektrodzinēja slodzes (3.7. attēls). Nosakot elektrodzinēja slodzes koeficientu k elektrodzinēja palaišanas sākumā var noteikt empīrisko koeficientu ABB asinhronajam elektrodzinējam pēc sekojoša vienādojuma:

$$a(k) = 114.1 \cdot e^{-3.43 \cdot k}, \quad (3.3.)$$



3.7. att. **ABB asinhronā elektrodzinēja koeficienta a atkarība no slodzes**

Formulas 3.3. koeficients 114.1 nozīme koeficientu a vērtību, ja slodze būs vienāda ar 0, kas praktiski nav iespējams, ja asinhronais elektrodzinējs tiek darbināts.

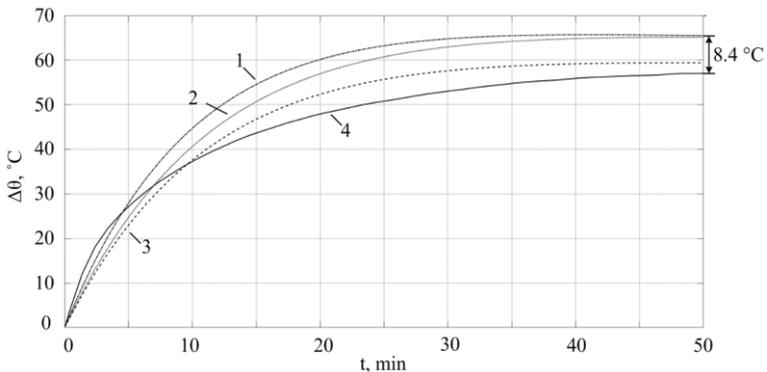
Iegūto vienādojumu statora tinumu noteikšanai var pielietot apskatītājā darba diapazonā $k = 0.76-1.18$ un statora tinumu izolācijas pieļaujamā temperatūras diapazonā. Vienādojums raksturo arī citas jaudas asinhronos elektrodzinējus ar īsslēgto rotoru, bet būs citi koeficienti, kurus jānosaka eksperimentāli.

Pēc koeficienta a noteikšanas, var noteikt statora tinumu temperatūras izmaiņu, ņemot vērā elektrodzinēja rotācijas frekvenci. Elektrodzinēju silšanas procesu sākumā korelācija starp statora tinumu temperatūras un rotācijas frekvences izmaiņām nav lineārā. Tāpēc statora tinumu noteikšanai šajā silšanas procesa posmā jāizmanto cita metode. Silšanas modeļa izmantošanas trūkums ir nespēja reaģēt uz elektrodzinēja dzesēšanas apstākļu izmaiņām. Bet tika secināts, ka asinhrono elektrodzinēju silšanas procesu sākumā dzesēšana praktiski

neietekmē statora tinumu silšanu, tāpēc var izmantot silšanas modeli elektrodzinēju statora tinumu temperatūras noteikšanai procesa sākumā.

4. ASINHRONO ELEKTRODZINĒJU STATORA TINUMU SILŠANAS MODELĒŠANA

Simulācijas rezultāti rāda, ka pirmās kārtas silšanas modeļa rezultāti atšķiras no eksperimenta rezultātiem. Praksē bieži laika konstanti nosaka pēc grafoanalītiskās metodes (4.1. attēls 1. līkne) un dotajā gadījumā temperatūras starpība starp eksperimenta un simulācijas rezultātiem ir 8.4 °C. Līdz ar to simulācijas rezultāti apstiprina to, ka pirmās kārtas silšanas modeļa izmantošana asinhrono elektrodzinēju aizsardzībai pārslodzes gadījumos var priekšlaicīgi atslēgt elektrodzinēju no tīkla, elektrodzinējam nesasniedzot izolācijas klases pieļaujamo temperatūru.



4.1. att. Pirmās kārtas silšanas modeļa statora tinumu silšanas simulācijas rezultāti pie dažādiem T un R_t lielumiem:

1 – $T = 8.27$ min un $R_t = 1.11$ °C·W⁻¹; 2 – $T = 9.65$ min un $R_t = 1.11$ °C·W⁻¹;

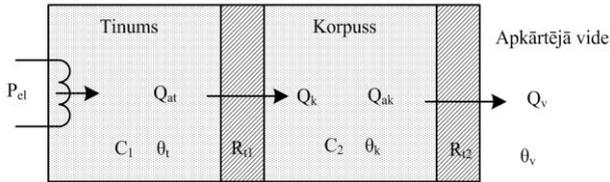
3 – $T = 9.57$ min un $R_t = 1.02$ °C·W⁻¹; 4 – eksperimenta rezultāti

4.1. Asinhronā elektrodzinēja otrās kārtas silšanas modeļa izveide un elektrodzinēja silšanas modelēšana

Darbā tiek apskatīts mazas jaudas asinhrono elektrodzinēju otras kārtas silšanas modelis kā divu ķermeņu kopums – statora tinums un korpuss (skat 4.2. attēlu). Ir pieņemti šādi vienkāršojumi:

1. magnētiskie zudumi statora serdē mazas jaudas elektrodzinējos ir niecīgi, tāpēc tiks ņemti vērā tikai statora tinuma elektriskie zudumi;

- viss siltums no statora tinumiem nonāk statora serdē un korpusā;
- elektrodzinēja termiskās pretestības R_t un siltumietilpības C ir nemainīgie lielumi.



4.2. att. Asinhronā elektrodzinēja otrās kārtas silšanas modeļa siltuma plūsma

Šādu otrās kārtas silšanas modeli apraksta šāds diferenciālvienādojums:

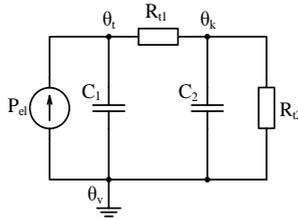
$$\frac{d^2\theta_t}{dt^2} + \frac{1}{T_1} \cdot \frac{d\theta_t}{dt} - \frac{\theta_t \cdot R_{t2}}{R_{t1} \cdot T_1 \cdot T_2} = \frac{P_{el} \cdot R_{t1}}{T_1} - \frac{\theta_k \cdot R_{t2}}{R_{t1} \cdot T_1 \cdot T_2} - \frac{\theta_k}{T_1 \cdot T_2}, \quad (4.1)$$

kur R_{t1} – statora tinumu termiskā pretestība, $^{\circ}\text{C} \cdot \text{W}^{-1}$;
 θ_k – korpusa temperatūra, $^{\circ}\text{C}$;
 θ_t – statora tinumu temperatūra, $^{\circ}\text{C}$;
 R_{t2} – korpusa termiskā pretestība, $^{\circ}\text{C} \cdot \text{W}^{-1}$;
 $T_1 = R_{t1} \cdot C_1$ – statora tinumu laika konstante, s;
 $T_2 = R_{t2} \cdot C_2$ – korpusa laika konstante, s.

Trīsfāžu asinhronais elektrodzinējs sastāv no trim vienādiem tinumiem, tāpēc tālāk silšanas analīzei tiks apskatīts viens tinums. Otrās kārtas silšanas modeļa ekvivalentā elektriskā shēma ir parādīta 4.3. attēlā. Izmantojot ekvivalento elektrisko shēmu, elektrodzinēja stacionārā silšanas procesā var aprēķināt termiskās pretestības:

$$R_{t1} = \frac{\theta_t - \theta_k}{P_{el}} = \frac{\Delta\theta_t - \Delta\theta_k}{P_{el}}, \quad (4.2)$$

$$R_{t2} = \frac{\theta_k - \theta_v}{P_{el}} = \frac{\Delta\theta_k}{P_{el}}, \quad (4.3)$$



4.3. att. Asinhronā elektrodzinēja otrās kārtas silšanas modeļa ekvivalentā elektriskā shēma

Pie nominālas slodzes ABB asinhronā elektrodzinēja statora tinuma nostabilizētā temperatūra $\theta_{ts} = 83.2 \text{ }^\circ\text{C}$ un virstemperatūra ($\theta_{ts} - \theta_v$) $\Delta\theta_{ts} = 58.2 \text{ }^\circ\text{C}$, korpusa nostabilizētā virstemperatūra $\Delta\theta_{ks} = 31.6 \text{ }^\circ\text{C}$, statora strāva $I = 2.5 \text{ A}$, statora tinumu pretestība $R_s = 7.2 \text{ } \Omega$ pie $\theta_0 = 25 \text{ }^\circ\text{C}$. Pēc eksperimenta datiem ir aprēķināti elektrisko zudumu un termiskās pretestības lielumi.

4.1.tabula

Elektrisko zudumu P_{el} un termisko pretestību aprēķinu rezultāti pie dažādām slodzēm

Elektrodzinēja slodze, k	Elektriskie zudumi P_{el} , W	Statora termiskā pretestība R_{t1} , $^\circ\text{C}\cdot\text{W}^{-1}$	Korpusa termiskā pretestība R_{t2} , $^\circ\text{C}\cdot\text{W}^{-1}$
k = 0.76	29.2	0.49	0.67
k = 0.91	41.0	0.51	0.59
k = 1.00	52.8	0.50	0.60
k = 1.18	76.4	0.50	0.58

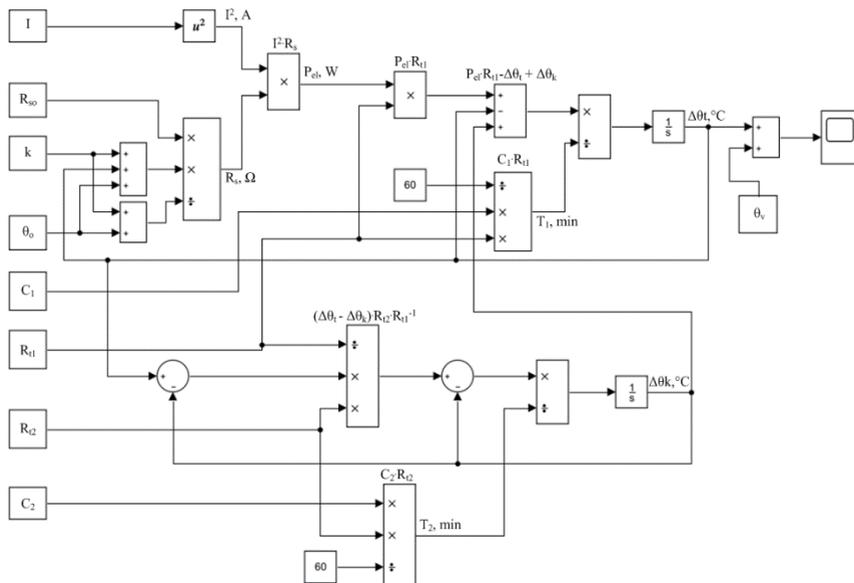
Aprēķini rāda (4.1. tabula), ka statora vidēja termiskā pretestība ir $R_{t1} = 0.5 \text{ }^\circ\text{C}\cdot\text{W}^{-1}$, bet korpusa - $R_{t2} = 0.61 \text{ }^\circ\text{C}\cdot\text{W}^{-1}$. Tālāk siltumietilpības noteikšanai un silšanas procesu simulācijai tiks izmantoti aprēķinātie R_{t1} un R_{t2} lielumi pie nominālas slodzes. Veicot simulāciju, tika noteikts, ka $R_{t1} = 0.45 \text{ }^\circ\text{C}\cdot\text{W}^{-1}$ un $C_1 = 300 \text{ J}\cdot\text{C}^{-1}$.

Korpusa termiskās pretestības un siltumietilpības noteikšanas kārtība ir līdzīgi statora tinumu R_{t1} un C_1 noteikšanai. Pēc virtuālā modeļa izveidošanas Matlab Simulink vidē, korpusa aprēķinātie parametri – $R_{t2} = 0.55 \text{ }^\circ\text{C}\cdot\text{W}^{-1}$ un $C_2 = 800 \text{ J}\cdot\text{C}^{-1}$.

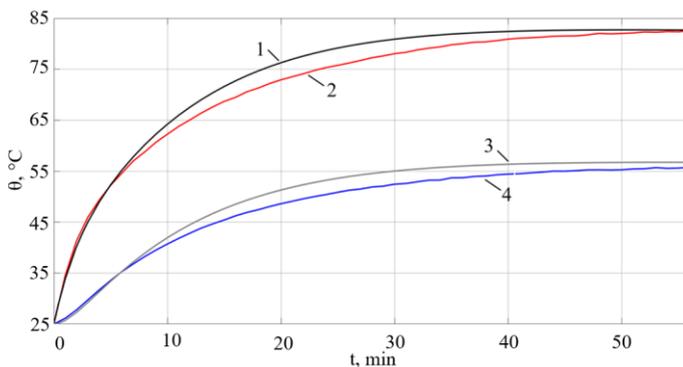
Pēc R_{t1} , R_{t2} , C_1 un C_2 noteikšanas tika izveidots aprakstītā otrās kārtas silšanas modeļa virtuālais modelis Matlab Simulink vidē (4.5. attēls).

ABB asinhronā elektrodzinēja silšanas simulācijas rezultāti pie nominālas slodzes (4.6. attēls) parāda, ka piedāvātais otrās kārtas silšanas modelis nodrošina labu precizitāti starp simulācijas un eksperimenta rezultātiem. Statora tinumu simulācijas temperatūra silšanas procesa sākumā un beigās praktiski ir vienāda ar eksperimenta rezultātiem (starpība mazāka par $1 \text{ }^\circ\text{C}$), bet silšanas

procesa vidū lielākā starpība ir 3.4 °C (4.10. attēls). Starpība starp korpusa temperatūras simulācijas un eksperimenta rezultātiem ir ~ 3 °C silšanas procesa vidū un 1 °C silšanas procesa beigās.



4.5. att. ABB asinhronā elektrodzinēja otrās kārtas silšanas modeļa virtuālais modelis Matlab Simulink vidē

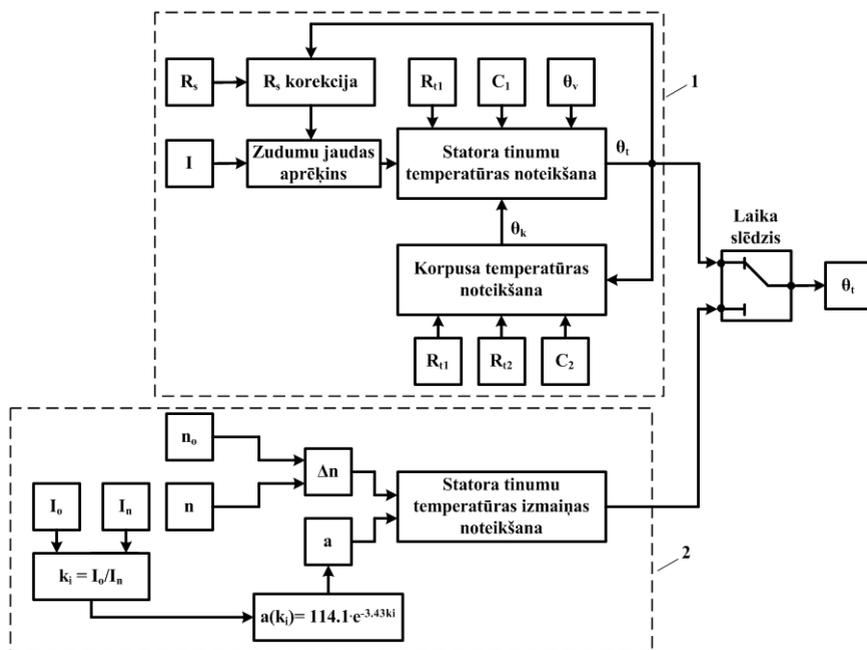


4.6. att. ABB asinhronā elektrodzinēja silšanas modeļa simulācijas rezultāti pie nominālas slodzes:

1 – statora tinumu temperatūras simulācijas rezultāti; 2 – statora tinumu temperatūras eksperimenta rezultāti; 3 – korpusa temperatūras simulācijas rezultāti; 4 – korpusa temperatūras eksperimenta rezultāti

4.2. Asinhronā elektrodzinēja statora temperatūras noteikšana pēc silšanas modeļa un rotācijas frekvences

Asinhrono elektrodzinēju statora tinumu temperatūras noteikšana pēc silšanas modeļa un rotācijas frekvences notiek divos etapos. Pirmajā etapā, statora tinumu temperatūru nosaka pēc silšanas modeļa. Ieejas parametri zudumu jaudas aprēķināšanai ir statora strāvas efektīvā vērtība I , kura tiek mērīta elektrodzinēja darbības laikā, un statora tinuma aktīvā pretestība R_s pie temperatūras $25\text{ }^\circ\text{C}$ (4.7. attēls). Statora pretestība tiek koriģēta atkarībā no statora tinuma temperatūras. Statora tinumu temperatūras θ_t aprēķināšanai ieejas parametri ir statora termiskā pretestība R_{t1} , statora tinumu siltumietilpība C_1 , vides temperatūra θ_v un korpusa temperatūra θ_k . Korpusa temperatūras θ_k aprēķināšanai – statora termiskā pretestība R_{t1} , korpusa termiskā pretestība R_{t2} , korpusa siltumietilpība C_2 un statora tinumu temperatūra θ_t .



4.7. att. Asinhronā elektrodzinēja statora tinumu temperatūras noteikšanas blokshēma pēc silšanas modeļa un rotācijas frekvences:

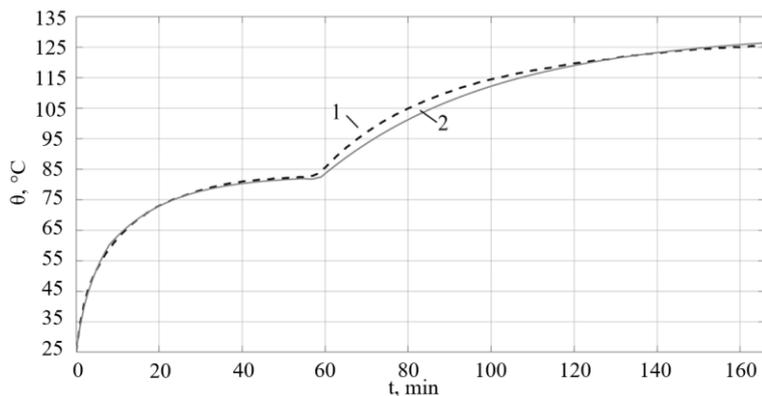
- 1 – silšanas modeļa blokshēma; 2 – statora tinumu temperatūras izmaiņas noteikšanas blokshēma pēc rotācijas frekvences

Otrajā etapā pēc noteikta laika statora tinumu temperatūras izmaiņa tiek noteikta pēc rotācijas frekvences un tiek pieskaitīta pirmajā etapā aprēķinātam statora tinumu temperatūras lielumam. Apskatītajam 1.1 kW ABB asinhronajam elektrodzinējam šis laiks ir 8 minūtes, un tas tika noteikts, no elektrodzinēja silšanas eksperimentiem pie dažādiem dzesēšanas apstākļiem, un koriģēts simulācijas laikā.

4.3. Asinhronā elektrodzinēja statora temperatūras modelēšana pēc silšanas modeļa un rotācijas frekvences

1.1 kW ABB asinhronā elektrodzinēja statora tinumu silšanas process tika simulēts ar iepriekš aprakstīto metodi Matlab Simulink vidē un salīdzināts ar eksperimenta rezultātiem pie sekojošām slodzēm un dzesēšanas apstākļiem:

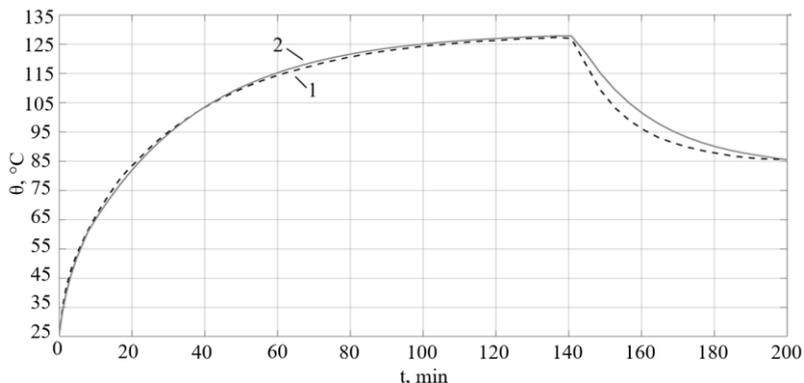
Pie nominālas slodzes $k = 1$ bez dzesēšanas traucējumiem, statora tinumu temperatūras simulācijas rezultātu maksimālā starpība no eksperimenta rezultātiem ir $1.5\text{ }^{\circ}\text{C}$ (skat. 4.8.). Pēc stacionārās temperatūras sasniegšanas bez dzesēšanas traucējumiem un elektrodzinēja gaisa ventilācijas bloķēšanas, starpība starp simulācijas un eksperimenta rezultātiem silšanas pārejas procesa sākumā palielinās, sasniedzot $4\text{ }^{\circ}\text{C}$. Elektrodzinēja silšanas pārejas procesa beigās starpība starp simulācijas un eksperimenta rezultātiem samazinās līdz $1\text{ }^{\circ}\text{C}$. Šādu starpības izmaiņu pēc dzesēšanas traucējuma parādīšanās rada silšanas inerces starpība starp rotoru un statoru.



4.8. att. Asinhronā elektrodzinēja statora temperatūras simulācija pēc silšanas modeļa un rotācijas frekvences pie nominālas slodzes:

1 – statora tinuma temperatūras eksperimenta rezultāti; 2 – statora tinuma temperatūras simulācijas rezultāti

Pie slodzes $k = 0.98$ un dzesēšanas traucējuma (skat.4.9. att.) no silšanas procesa sākuma līdz silšanas pārejas procesa beigām simulācijas kļūda nepārsniedz $2\text{ }^{\circ}\text{C}$. Pēc 140 min, sasniedzot stacionāro temperatūru, elektrodzinēja dzesēšana tika atjaunota un dzinēja temperatūra sāk samazināties. Arī šajā situācijā rotora lielākas silšanas inerces dēļ ir kļūda. Kļūdas maksimālā vērtība ir gandrīz $7\text{ }^{\circ}\text{C}$, 10 minūtes pēc dzesēšanas apstākļu izmaiņas. Pēc tam kļūda samazinās un silšanas pārejas procesa beigās samazinās līdz $1\text{ }^{\circ}\text{C}$.



4.9. att. Asinhronā elektrodzinēja statora temperatūras simulācija pēc silšanas modeļa un rotācijas frekvences pie slodzes $k = 0.98$:

1 – statora tinuma temperatūras eksperimenta rezultāti; 2 – statora tinuma temperatūras simulācijas rezultāti

Kopumā, pie nominālās un zemākām slodzēm asinhronā elektrodzinēja statora tinumu temperatūras simulācijas rezultāti ir ar labu precizitāti, simulācijas kļūda nepārsniedz $2.5\text{ }^{\circ}\text{C}$. Mainoties dzesēšanas apstākļiem, rodas lielāka simulācijas kļūda rotora lielākas silšanas inerces dēļ, sasniedzot līdz pat $7\text{ }^{\circ}\text{C}$. Elektrodzinēja silšanas pārejas process pie nominālās slodzes ilgst pietiekoši ilgi, lai šī kļūda samazinātos līdz $1-2\text{ }^{\circ}\text{C}$. Līdz ar to pēkšņas dzesēšanas traucējumi var izraisīt salīdzinoši lielās kļūdas, tomēr sasniedzot stacionāro silšanas procesu (varbūt arī kritisko tinumu izolācijas temperatūru pie B klases izolācijas), šī kļūda samazinās un ir $1-2\text{ }^{\circ}\text{C}$ robežās.

Līdz ar to simulācijas rezultāti apstiprina izvirzīto hipotēzi, ka asinhrono elektrodzinēju statoru tinumu temperatūru var noteikt, izmantojot elektrodzinēja rotācijas frekvences mērījumus neregulējamai piedziņai ar nemainīgu slodzi, kas ar algoritma palīdzību nosaka statora tinumu temperatūras izmaiņas pēc rotācijas frekvences izmaiņām.

5. STATORA TINUMU TEMPERATŪRAS NOTEIKŠANAS METODES IEVIEŠANAS EKONOMISKAIS NOVĒRTĒJUMS

5.1. Asinhrono elektrodzinēju drošuma noteikšana

Asinhrono elektrodzinēju drošumu analīzei ir izmantots eksponenciālā sadalījuma likuma kvantitatīvo drošuma rādītājs un to analītiskā izteiksme Šnīders, 1998):

$$T_v = \int_0^{\infty} P(t) \cdot dt = \int_0^{\infty} e^{-\lambda_e t} \cdot dt = \frac{1}{\lambda_e}, \quad (5.1)$$

kur λ_e – elektrodzinēju atteices intensitāte, h^{-1} ;
 t – laiks, h;
 $P(t)$ – bezatteices darbības varbūtība;
 T_v – bezatteices darbības vidējais laiks, h.

Asinhrono elektrodzinēju drošuma statistajos pētījumos tika iegūta funkcionālā sakarība, kas saista elektrodzinēju atteiču intensitāti ar galvenajiem ekspluatācijas faktoriem – statora tinumu temperatūru, ieslēgšanas biežumu un vibrāciju ātrumu (Котеленец Н.Ф., Кузнецов Н.Л, 1988):

$$\lambda_{vid} = \exp - (K + 0.135 \cdot \theta - 6.4 \cdot 10^{-4} \theta^2 - 1 \cdot 10^{-3} f_e - 2.47 \cdot 10^{-5} f_e \cdot \theta - 3.3 \cdot 10^{-7} v \cdot \theta^2 - 8.1 \cdot 10^{-4} v^2), \quad (5.2)$$

kur K – koeficients, kas raksturo elektrodzinēja projektēšanas un izgatavošanas stadijā sasniegto drošuma līmeni (jaunākajiem Rietumeiropas firmu elektrodzinējiem $K = 7 \pm 0.2$);
 λ_{vid} - elektrodzinēju vidējā atteices intensitāte, h^{-1} ;
 f_e – ieslēgšanas biežums, h^{-1} ;
 v – vibrāciju ātrums, $mm \cdot s^{-1}$.

Ņemot vērā slodzes un vides faktorus, elektrodzinēju faktisko atteices intensitāti aprēķina pēc formulas (Котеленец Н.Ф., Кузнецов Н.Л, 1988):

$$\lambda_e = K_v \cdot \alpha_k \cdot \lambda_{vid}, \quad (5.6)$$

kur λ_e – elektrodzinēju faktiskā atteices intensitāte, h^{-1} ;
 K_v – vides iespaida korekcijas koeficients;
 α_k – korekcijas koeficients pēc elektrodzinēja slodzes koeficienta.

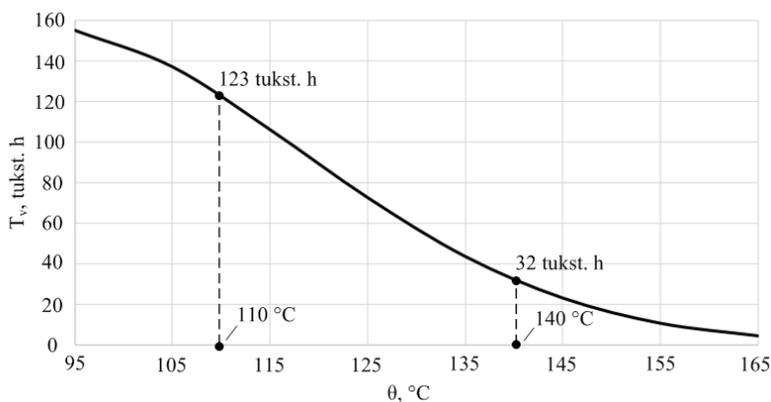
Drošuma radītāju aprēķini ir veikti divām situācijām – esošā situācijā, kad netiek veiktas periodiskās un tūrīti elektrodzinēji, un situācija, ja izmantos temperatūras noteikšanas risinājumu. Ventilatoru asinhrono elektrodzinēju vidējā atteices intensitāte, faktiskā atteices intensitāte un vidējais laiks līdz atteicei pie nominālas slodzes ($\alpha = 1$) un vides iespaida korekcijas koeficienta $K_v = 10$ (daudz putekļu, agresīvās gāzes, mitrums) ir parādīti 5.1. tabulā:

5.1. tabula

Drošuma analīzes parametru aprēķinu rezultāti

Parametrs	Esošai situācijai	Situācija ar temperatūras noteikšanas iekārtu
Tinumu temperatūra θ , °C	155	125
Ieslēgšanas biežums f_e , h ⁻¹	2	2
vibrācijas ātrums v , mm·s ⁻¹	5	5
Atteices intensitāte λ , 10 ⁻⁶ h ⁻¹	31.1	8.1
Bezatteices darbības vidējais laiks, T_v 10 ³ h	32	123

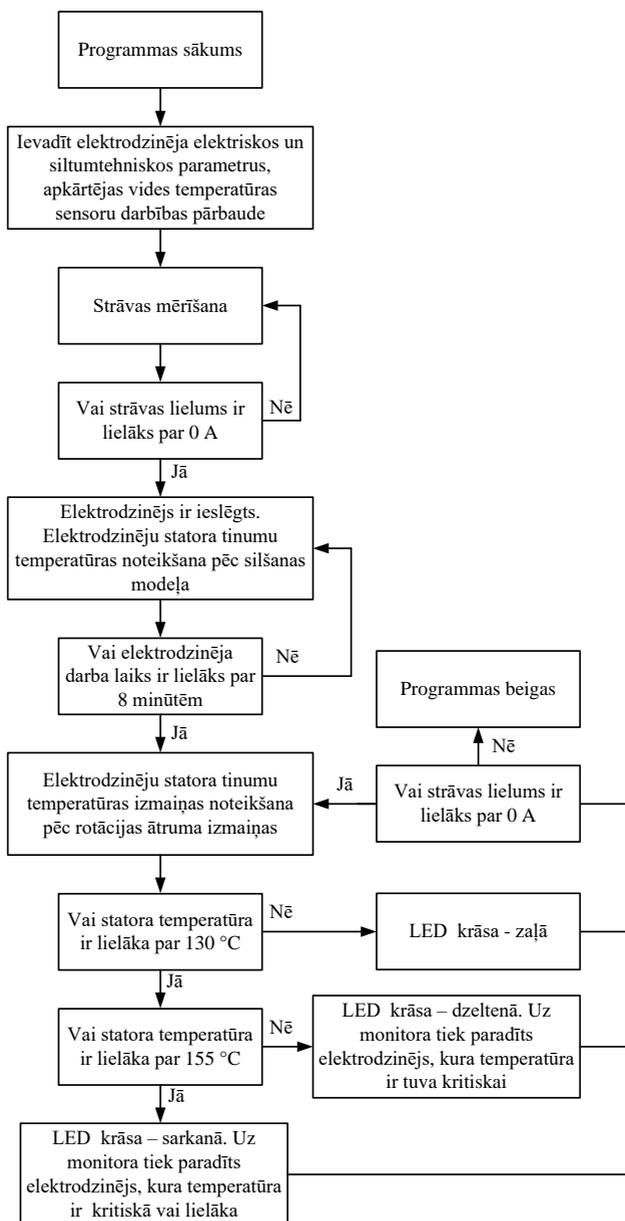
Rēķini parāda, ka statora temperatūrai ir liela ietekme uz ventilatora asinhrono elektrodzinēju drošumu – pie statora faktiskās temperatūras 140 °C bezatteices nostrādes laiks ir 32108 h vai 3.67 gadi “Bioclimate” ventilatoru grupai. Ja statora faktiskā temperatūra ir 110 °C, tad nostrādes laiks līdz atteicei ir 3.8 reizes lielāks – 14 gadi (skat.5.1. att.).



5.1. att. ABB 1.1 kW asinhrono elektrodzinēju bezatteices darbības vidējais laiks atkarībā no statora tinumu temperatūras

5.2. Asinhrono elektrodzinēju statora tinumu temperatūras noteikšanas algoritms

Statora temperatūras noteikšanas algoritma uzbūve ir parādīta 5.2. attēlā. Ieslēdzot iekārtu, tiek palaista programma un pirmais solis ir ievadīt/pārbaudīt visus nepieciešamos parametrus – elektrodzinēja nominālā strāva, siltumtehnikos parametrus priekš siltuma modeļa, apkartējās vides temperatūra un statora temperatūras limiti. Apkartējās vides temperatūra var tiks ievadīta, ja ir nemainīga, bet mainīgos apstākļos to būtu precīzāk mērīt. Ja visi parametri ir ievadīti, tad tiek mērīta strāva līdz momentam, kad strāva būs lielāka par 0 A (tiek palaists elektrodzinējs). Pēc tam 8 minūtes statora tinumu temperatūra tiek noteikta pēc silšanas modeļa un pēc 8 minūtēm tiek saglabāts simulācijas rezultāts. Tālāk simulācijas rezultātam tiek pieskaitīta temperatūras izmaiņa, kura tiek aprēķināta pēc rotācijas ātruma izmaiņas. Nākamais solis ir salīdzināt temperatūru ar iestatītiem temperatūras limitiem. Ja rezultāts ir zemāks par 130 °C, tad LED (gaismu izstarojoša diode) deg ar zaļo krāsu, ja lielāks par 130 °C – LED deg ar dzelteni krāsu, bet ja lielāks par 155 °C – ar sarkano krāsu.



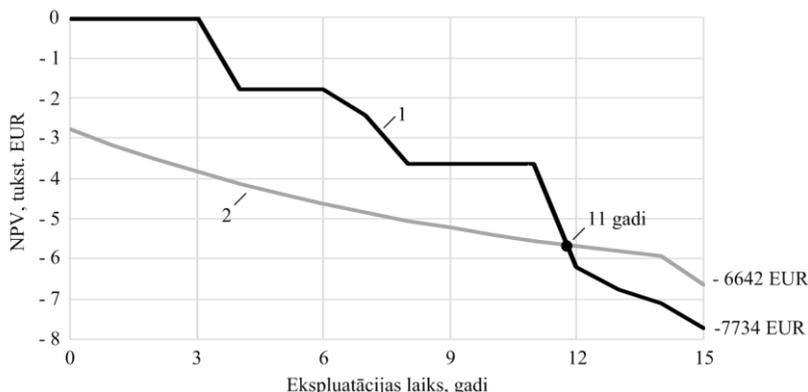
5.2. att. Asinhrono elektrodzinēju statora tinumu temperatūras noteikšana algoritms

5.3. Asinhrono elektrodzinēju statora tinumu temperatūras noteikšanas iekārtas ekonomiskais novērtējums

Esošās situācijas un statora tinumu temperatūras noteikšanas iekārtu ieviešanas situācijas ekonomiskajai analīzei ir izmantota NPV (Net Present Value), jeb pašreizējā neto vērtība. NPV metodes formula (Žižlavský, 2014):

$$NPV = E_0 + \sum \frac{E_i}{(1+r)^i}, \quad (5.7)$$

kur E_0 – sākotnējie ieguldījumi, EUR;
 E_i – naudas plūsma i – gadā, EUR;
 r – diskonta likme, tiek pieņemta 0.05 – 0.15 robežās.



5.3. att. Ventilatoru asinhrono elektrodzinēju ekspluatācijas NPV dinamika vīstu kūtīs 15 gadu laika periodā:

1 – elektrodzinēju ekspluatācija esošos apstākļos; 2 - elektrodzinēju ekspluatācija ar statora tinumu temperatūras noteikšanas iekārtu

Abu situāciju ventilatoru asinhrono elektrodzinēju ekspluatācijas izmaksas un NPV naudas plūsmas aprēķini 15 gadu periodā ir parādītas 5.3. attēlā. Ieviešot iekārtu 45 asinhrono elektrodzinēju statora tinumu temperatūras noteikšanai, atmaksāšanās periods ir 11 gadi pie nosacījuma, ka iekārta tiek ieviesta elektrodzinēju ekspluatācijas sākumā. Iekārtas ieviešanas variantā NPV ir – 6642 EUR, par 1092 EUR mazāka nekā salīdzinot ar esošo situāciju. Asinhrono elektrodzinēju drošuma analīze un NPV aprēķini apliecina, ka, ieviešot vīstu kūtīs iekārtu ventilatora asinhrono elektrodzinēju statora tinumu temperatūras noteikšanai, ir iespējams samazināt elektrodzinēja ekspluatācijas izmaksas to darbmuža laikā.

SECINĀJUMI

1. Eksperimentālie pētījumi liecina, ka dzesēšanas traucējumi ietekmē asinhrono elektrodzinēju silšanu vairāk nekā elektrodzinēju nelielas pārslodzes. Piemēram, ABB asinhronā elektrodzinēja ar jaudu 1.1 kW silšanas eksperimentālie pētījumu rezultāti rāda, ka pie pārslodzes $k = 1.18$ statora tinumu temperatūra ir 103 °C, par 21 °C lielāka nekā pie nominālās slodzes. Statora tinumu temperatūra pie slodzes $k = 0.98$ un ar dzesēšanas traucējumiem ir 131.5 °C.
2. Asinhronā elektrodzinēja silšanas eksperimentālos pētījumos iegūtie dati ļauj konstatēt korelāciju starp statora tinumu temperatūru un rotācijas frekvences izmaiņām. Pieļaujamā statora tinumu izolācijas temperatūras diapazonā šī korelācija ir lineāra, un statora tinumu temperatūras un rotācijas frekvences sakarību apraksta empīrisks vienādojums $\theta = a(k) \cdot n + \theta_0$, kur a – empīriskais koeficients, kas apraksta statora tinumu temperatūras izmaiņu, mainoties rotācijas frekvencei.
3. Elektrodzinēja statora tinumu temperatūras precīzākai noteikšanai visā elektrodzinēja darba režīmā modelis pilnveidots, apvienojot empīrisko vienādojumu ar izstrādāto asinhronā elektrodzinēja otrās kārtas silšanas modeli.
4. Empīriskais koeficients a ir atkarīgs no elektrodzinēja slodzes. To apraksta eksponenciāls vienādojums. Piemēram, ABB 1.1 kW elektrodzinējiem šis vienādojums ir $a(k) = 114.1 \cdot e^{-3.34 \cdot k}$. Ar šo vienādojumu ir iespējams noteikt statora tinumu temperatūras izmaiņu, mērot rotācijas frekvences izmaiņu pie dažādām asinhronā elektrodzinēja slodzēm.
5. Apstiprinās izvirzītā hipotēze, ka ar attālinātu elektrodzinēja rotora rotācijas frekvences mērīšanu pēc noteikta algoritma ir iespējams aizsargāt elektrodzinēja statora tinumu no pārkaršanas.
6. Statora tinumu temperatūras simulācijas rezultāti, izmantojot pilnveidoto modeli, parāda, ka pie nominālās un zemākām slodzēm simulācijas rezultāti ir ar labu precizitāti, simulācijas kļūda nepārsniedz no 2.5 °C līdz 7 °C.
7. Izmantojot izstrādāto asinhrono elektrodzinēju statora tinumu temperatūras noteikšanas modeli, ir iespējams aizsargāt mazas jaudas asinhronos elektrodzinējus no statora tinumu pārkaršanas pie dažādiem elektrodzinēja dzesēšanas bojājumiem, pret kuriem automātslēdzī nespēj nodrošināt aizsardzību un temperatūras sensoru izmantošana nav ekonomiski pamatota.
8. Pielietojot piedāvāto asinhrono elektrodzinēju statora tinumu temperatūras noteikšanas modeli, ir iespējams efektīvi plānot elektrodzinēja apkopes un būtiski pagarināt elektrodzinēja ekspluatācijas laiku. Piemēram, 1.1 kW ABB asinhronā elektrodzinēja drošuma simulācija parāda, ka pie statora temperatūras 110 °C, bezatceices nostrādes laiks 3.8 reizes lielāks nekā, ja

statora temperatūra ir 140 °C, kas atbilst darba apstākļiem ar dzesēšanas traucējumiem.

9. Asinhronā elektrodzinēja statora tinumu temperatūras noteikšanas risinājuma, kurš strādā atbilstoši darbā izstrādātam algoritmam, ieviešanas izmaksas ir 2780 EUR. NPV analīze parāda, ka dotā risinājuma ieviešanas atmaksāšanās laiks ir 11 gadi, salīdzinot ar esošo situāciju, kurā netiek nodrošināta statora tinumu pārkaršanas aizsardzība pie dzesēšanas traucējumiem. Pamatojoties uz to, ka elektrodzinēja kalpošanas laiks var būt 20 gadi un vairāk, tad statora tinumu temperatūras noteikšanas iekārtas ieviešana var būt ekonomiski pamatots risinājums asinhrono elektrodzinēju aizsardzībai no statora tinumu pārkaršanas.

CONTENT

Significance of the topic	41
Research hypothesis, aim and tasks	41
Economic importance of the work	42
1. Reliability analysis of induction motors	43
1.1. Failure analysis of induction motor.....	43
1.2. Analysis of failure of induction motors in the egg production plant "Balticovo"	44
1.3. Methods of estimating the temperature of the stator windings	48
2. Research of induction motors heating process.....	49
3. Experimental studies of heating of induction motors	54
3.1. Experimental research methodology.....	54
3.2. Analysis of the results of heating studies of induction motor	56
4. Modelling of heating of stator windings of induction motors.....	61
4.1. Development of the second-order heating model and modelling of induction motor heating	62
4.2. Estimating the stator winding temperature of induction motor by heating model and rotation frequency	65
4.3. Modelling the stator winding temperature of induction motor by heating model and rotation frequency	66
5. Economic assessment of the implementation of stator winding temperature estimation method.....	69
5.1. Calculation of the reliability of induction motor.....	69
5.2. Induction motor stator winding temperature estimation algorithm	71
5.3. Economic evaluation of device for estimation temperature of stator windings of induction motors	73
Conclusions	74
References	76

SIGNIFICANCE OF THE TOPIC

Electric motors consume about 58% of all electricity produced worldwide, about 7% is used for lighting and the remaining 35% for heating and other purposes. The main types of electric motors are synchronous, induction and direct current motors. Induction motors with less than 3.5 kW power make up 88% of the total number of electric motors (Patel, 2021).

Induction electric motors have a simple design and high reliability. However, their failure rate in severe working environment conditions can be 12% of the total number of electric motors (Venkataraman, 2005). Such operating conditions are typical for agricultural facilities, where induction motors drive pumps, feed preparation equipment, fans, conveyors, etc. Several environmental conditions, such as dust, and high temperature in the working room, can cause the induction motor to overheat. Damage to the insulation of the stator windings of an induction motor due to overheating can lead to the failure of the electric motor and will require repair. The failure of an induction motor can stop the production process. Therefore, together with direct repair costs, there can be production losses.

Safety analysis of induction motors in the Balticovo egg factory in Iecava showed that chicken coops have a working environment with a large amount of grain dust, which overlaps the induction motors of low-power fans. The failure rate of these fan electric motors is relatively high – 6% of the total number of fans in the factory (Gedzurs, 2016). The protection devices used to protect induction motors cannot protect overheated electric motors, but the use of temperature sensors to protect low-power induction electric motors from overheating is not economically justified.

Based on the problem of protection of low-power induction electric motors from overheating caused by cooling disturbances, the topic of the doctoral thesis was selected on the development of a method for determining the temperature of the stator of induction motors, the use of which would be an economically justified solution for the protection of low-power induction electric motors as well.

RESEARCH HYPOTHESIS, AIM AND TASKS

The **hypothesis** of scientific work – using remote measurement of the rotation frequency of the electric motor rotor, it is possible to protect the stator winding of the electric motor from overheating according to a certain algorithm.

The proposed hypotheses include the study of the heating processes of the induction motor, the study of the method of estimating the temperature of the stator windings, the study of the relationship between the rotor rotation frequency

and the temperature of the stator winding, the influence of cooling disturbances and voltage on the heating modes of the induction motor.

The aim of the scientific work is to theoretically and experimentally validate the method of estimating the temperature of the stator windings of an induction motor with remote measurement of the rotation speed of the rotor and to develop an algorithm for the application of this method for the protection of small power induction motors against overheating.

Tasks set to achieve the aim of the scientific work:

1. to perform a theoretical analysis of the heating process of an induction motor, power losses and determination of thermal technical parameters;
2. to study the methods of determining the temperature of the stator windings of induction motors;
3. to carry out experimental studies of heating of induction motors operating at a constant load with different rotor rotation frequencies under normal conditions and under various cooling disturbances;
4. to improve the mathematical model of heating of low-power induction motors, considering it as a body of two elements;
5. develop a mathematical model describing changes in the stator winding temperature and rotor rotation frequency;
6. mathematical model verification (verification and validation) – comparison of simulation results of the heating model of induction motors with experimental data;
7. creation of the stator protection algorithm of low-power induction motors and the technical-economic evaluation of the developed method of determining the stator windings in the production of agricultural products, for improving the safety of the used induction motors and reducing failure.

ECONOMIC IMPORTANCE OF THE WORK

1. The implementation of the method of estimating the temperature of the stator windings developed in work in agricultural facilities with severe working conditions, especially dust, will increase the reliability of the electric drive and will ensure the continuity of production processes. They, in turn, will improve the quality of agricultural production and product stability.

2. Control of the condition of the electric motor, using the method of determining the temperature of the stator windings, will allow to assess the heating dynamics of the electric motor and plan maintenance more effectively depending on the technical condition of the electric motor, ensuring the implementation of circular economy elements, as well as the economic efficiency of production.

3. The proposed solution is relevant in places with a continuous production process and factories where it is difficult or impossible to get to an

electric motor. It is especially valuable to introduce it to agricultural products processing and storage companies both in Latvia and in the world

1. RELIABILITY ANALYSIS OF INDUCTION MOTORS

Typically, the span life of induction motors is 12-20 years. During this time, the motor may be rewound 2-4 times, depending on its power and operating conditions (Bertoldi, 2015; De Almeida et al., 2008). Despite the high level of reliability, the annual failure rate is about 3-5% of the total number of electric motors (Venkataraman et al., 2005). Failure of induction motors can cause significant direct and technological losses, i.e. engine replacement, repair, and production losses. Average downtime losses due to engine failure can reach 7000 USD·h⁻¹ in a wood processing plant and 30000 USD·h⁻¹ in a food processing plant (Grubic et al., 2008).

Overheating of an electric motor, which electrical, mechanical and environmental factors can cause, is one of the main factors that significantly affect the level of safety of an electric motor. Overheating affects the lifetime of the stator winding insulation the most.

Electrical insulation materials are divided into classes depending on their thermal resistance. The following classes are most often used for the insulation of the stator windings of induction motors:

1. B insulation class with a permissible temperature of 130 °C;
2. F insulation class with a permissible temperature of 155 °C;
3. H insulation class with a permissible temperature of 180 °C.

1.1. Failure analysis of induction motor

In 1983, EPRI (Electric Power Research Institute) conducted a failure analysis of electric motors and a general safety assessment of electric motors in several companies. Of the 1,227 failures, 41% were due to motor bearing failures, 37% to stator winding failures, 10% to rotor failures, and 12% to other failures (Albrecht et al., 1986, 1987).

Another extensive study of electric motor safety and failure was conducted by an IEEE (Institute of Electronics and Electrical Engineers) working group.

These studies analysed the failures of electric motors in the economy, industrial, oil, gas extraction and processing industries. According to IEEE research results, the failure distribution of electric motors by damaged motor components is as follows (Albrecht et al., 1986, 1987; Thorson and Dalva 1995):

1. bearing damage – 51%;

2. stator damage – 16%;
3. damage to the external elements of the electric drive – 16%;
4. rotor damage – 5%;
5. shaft damage – 2%;
6. the reasons for failure were not mentioned - 10%.

In the company SIA "Elektro" (Tukums district), which repairs electric motors, an analysis of the failure of electric motors was carried out (Justs, 2016). In the company, the average number of repaired electric engines per year is 246 engines in the period from 2010 to 2015. Analysing the damage of the repaired electric motors, the following damage distribution was found:

1. stator damage – 48%;
2. bearing damage – 17%;
3. other damages – 29%;
4. rotor damage – 6%.

1.2. Analysis of failure of induction motors in the egg production plant "Balticovo"

In order to clarify the current situation regarding the reliability of electric motors, studies were carried out on the production site. The egg production and processing plant of SIA "Balticovo" in Iecava was chosen as the place of research. The technological process in the plant Iecava can be divided into three groups:

10. egg processing;
11. grain storage;
12. egg production in henhouses.

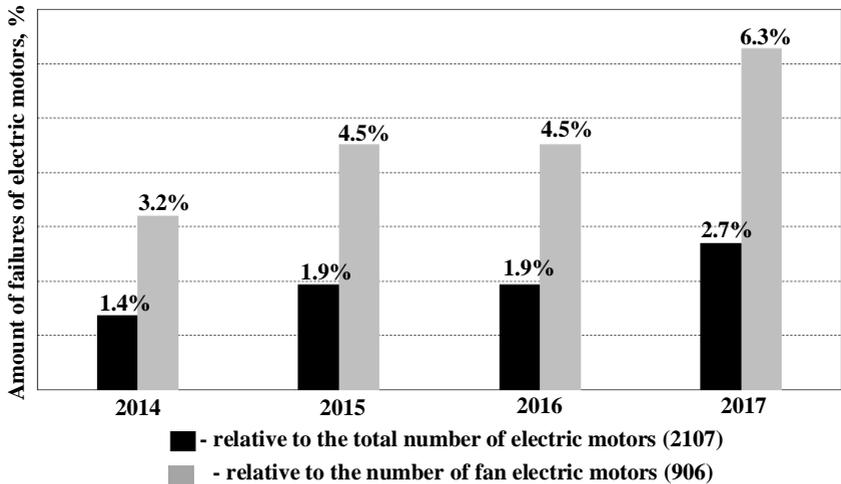
The largest number of electric motors are located in henhouses – 1453 induction motors. 1.1 kW induction motors account for 43% of the electric motor fleet. They power fans in henhouses.

The results of the safety study of electric motors at the Balticovo plant are shown in Figure 1.1. The intensities of failures increased almost 1.83 times between 2014 and 2017, from 2.3% to 4.2%. From the data in Figure 1.1 it can be concluded that the majority, about 65 %, of the damaged electric motors are fan electric motors.

Balticovo's production facility in Iecava, in the henhouses, uses three-phase induction motors with a power of 1.1 kW for fan drive. Most of the fan motors are induction motors manufactured by the ABB brand. Technical inspection of damaged electric motors and analysis of the causes of failures in the plant are not carried out. After dismantling, induction motors are carried out for repair.

In henhouses, air ventilation plays an important role, about 20-30% of egg production depends on air quality (Шипалов, 2009). Therefore, during the

study, attention was paid to analysing the working conditions of the fan drive, examining the damaged fan motors and identifying possible causes of the failure.



1.2. fig. Annual number of electric engine failures at the Balticovo plant in Iecava for the period from 2014 to 2017

In henhouses 1.1 kW ABB fan induction motors are divided into two groups. Fans that work all the time are in the group "ecoclimate", while fans of the "emergency" group work when it is necessary to increase the airflow. The operation of the fan group is regulated by automation, which uses measurements of CO₂ concentration and temperature sensors.

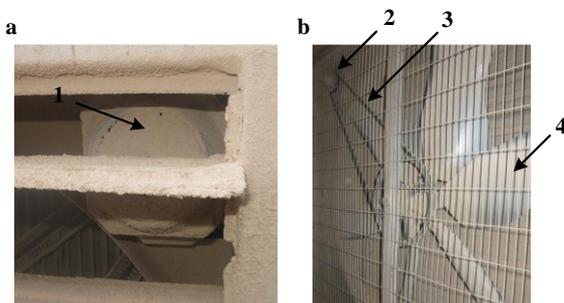
The study's results also show that 15% of the failures of the 1.1 kW fan's electric motors are recurrent failures. Between 2010 and 2017, in 22 cases, the repaired electric engine was damaged for the second time. For most of them, the operation time until the second failure is 1-3 years. On average, two times less service life than until the first failure. A similar result is mentioned in work (Хомытов, 2010), where the service life of repaired electric motors was 50 % less than that of new electric motors in enterprises of agricultural sectors.

Analysing the operating conditions of 1.1 kW induction motors, two operational factors were identified that have the most significant impact on the safety of the electric motor (Figure 1.2):

13. grain dust;
14. wedge belt transmission.

In the henhouses, dust is released during the transportation of grain, entering the body of the fan's electric drive. Coverage with dust reduces the heat output from the induction motor housing to the environment. A relatively large

layer of dust on an electric motor can also block the airflow of the cooling fan of the induction motor. In henhouses, the body of fan induction motors is completely covered with dust and the flow of air is significantly reduced, which significantly increases the temperature of the electric motor (see figure 1). 1.2. (a). Figure 1.2 In Figure b, it can be seen that a wedge belt transmission is used to drive the fans, which produces a greater radial force on the bearing and can accelerate their wear if the center and strap are not tensioned according to the requirements



1.3. fig. Operating conditions of the ABB 1.1 kW fan electric motor in henhouses:

a – 1.1 kW fan induction motor, b – fan drive, 1 – dust layer, 2 – 1.1 kW induction motor, 3 – V-type belt drive, 4 – fan wings

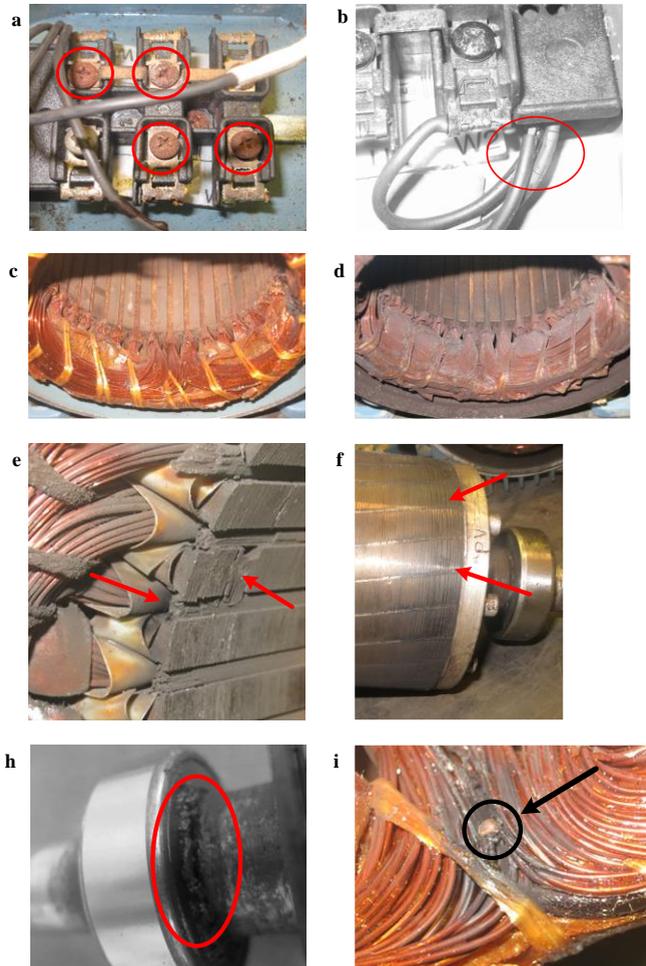
The study also examined the damaged 1.1 kW fan electric motors, the main damage and the effect of operating conditions on the motors are shown in Figure 1.3.. The connection box of the electric motor has the following damages:

1. corrosion of electrical contacts and screws (Fig.1.3 a);
2. damage to the insulation of the wires of the stator windings (Fig. 1.3 b).

When disassembling the damaged electric motor, it was found that the stator windings on the fan side were covered with charred dust (Figure 1.3 d). On the drive side, dust has not entered the engine through the bearing cover, so the stator windings are not covered with dust (Figure 1.3 c). The inner edges of the motor housing, stator windings, bearings are covered with dust. 1.3. In figure h, you can see the grease of the closed bearings together with the dust. Due to the high temperature, the grease has gone outside the bearing, while the dust enters the bearings inside through the gap between the cover and the shaft. Under such conditions, the service life of the bearings can be significantly reduced.

Friction between the stator and the rotor causes damage to the stator windings, and the mechanical impact causes the core plate to be driven into the stator windings (Figure 1.3 e). As a result, there is a short circuit, damage to the stator and rotor windings (Figure 1.3 f). Stator and rotor wear were found for all induction motors examined.

One electric motor was found to have a short circuit between the stator windings (Figure 1.3 i). Since the belt drive is used, which reduces vibrations, and the engine works in the long-term operation mode S1, the short circuit between the stator windings was caused by overheating of insulation of the stator windings. Since friction of the stator and rotor was found in all examined damaged engines, attention was paid to the analysis of these damages



1.3. fig. Analysis of 1.1 kW faulty electric fan motors:

a – corrosion of connection contacts, b – insulation damage of stator winding wires, c – stator winding from the drive side, d – stator winding from the engine fan side,

e – damage to stator windings due to stator and rotor friction,
f – rotor damage due to stator and rotor friction, g – dust and bearing grease mixture; i –
short circuit between windings

Excessive belt tension causes increased radial force on the bearings, which accelerates bearing wear (Harmon, 2009). Excessive heating of electric motors and dust getting into bearing grease also accelerate bearing wear (Karmakar, 2016). As a result, there are several factors that simultaneously affect bearing wear and can significantly increase the air gap of an induction motor.

Induction motors with a capacity of 1 to 3 kW with a synchronous speed of 1500 min^{-1} are mostly used for electric drive in agricultural enterprises. Severe operating conditions lead to a high failure rate of electric motors, which can reach up to 20% (Пахомов, 2008). Production studies at the "Balticovo" production plant result in a similar distribution of all electric motors. But the intensity of failures is not so great. However, the failure rate among electric fan motors in chicken houses was 8.3% in 2017 and continues to increase every year. The main cause of failures is overheating of electric motors, which is caused by dust covering the motor and causing the stator windings to overheat. In order to reduce the number of electric fan motor failures, it is necessary to protect against heating of the stator, but the existing protection devices used in the company only protect against overloads and short circuits.

The use of temperature sensors for the protection of low power electric motors is not economically efficient. They are difficult, if not impossible, to insert into the stator windings during operation, as sensors are inserted into the stator windings during manufacturing or repair to ensure good contact between the sensor and the windings. Additional equipment that transforms the sensor's measurement signal, wires and their assembly work resources are also required (Zhang and Habetler, 2016).

1.3. Methods of estimating the temperature of the stator windings

The temperature of the stator windings can be estimated by heating models or by using the parameters of the electric motor. In the case of estimating the temperature of the stator windings with the heating model, the electric motor is divided into several parts. The heating process of each part is characterized by a heating equivalent scheme or heating model. The input signal of the model is the power loss of the electric motor. The thermal technical parameters of the model are estimated by partial differential equations or by experimental data. Several parameters of electric motors are required, which are not always available or known, or experimental data are required. Since the input parameters

of the heating model are current or current and voltage, the model cannot respond to changes in cooling and ambient temperatures.

Since changes in the active resistance of the stator and rotor depend on temperature changes, the active resistances of the stator and rotor are used to determine the temperature of the stator and rotor.

Another method is to use the equivalent electrical circuit of an electric motor. At first, the active resistance of the rotor is estimated using the values of the rotor and stator inductances, the stator current and voltage, and the rotor rotation speed. After that, the calculation of the active resistance of the stator is carried out, since its determination is sensitive to errors in the measurement of the required parameters.

By estimating the active resistance of the rotor, the temperature of the stator windings can be estimated with the help of two more methods. The first method, according to the experience of the EDF (French Electricity Board), determines that the rotor temperature is 10 °C higher than the stator winding temperature (Dessoude, 1994). The second method determines that the resistance of the stator windings is equal to (Kubota et al, 1993):

$$R_s = R_r \cdot k_r, \quad k_r = \frac{R_{sn}}{R_{rn}}, \quad (1.1)$$

where R_s, R_r – stator and rotor resistance, Ω ;
 R_{sn}, R_{rn} – stator and rotor resistance from data sheet, Ω ;
 k_r – stator and rotor resistance coefficient.

This relationship states that the change in resistance of the stator windings is directly proportional to the change in rotor resistance. If there is a correlation between changes in stator and rotor resistances, then there is also a correlation between changes in stator and rotor temperatures. It can be concluded that if the electric motor works with a constant load and constant network parameters, then the rotor rotation speed depends only on the change in rotor resistance. Therefore, there is a correlation between the rotor rotation speed and the temperature changes of the stator windings caused by the heating of the electric motor at a constant load.

2. RESEARCH OF INDUCTION MOTORS HEATING PROCESS

Energy losses of induction motors are divided as follows:

1. electrical losses;
2. magnetic losses;
3. mechanical losses;

4. additional losses.

Electrical losses in the stator and rotor are dissipated as current flows through the windings.

Electrical losses depend on current and active resistance. The current, on the other hand, depends on the mechanical load on the rotor shaft. The active resistance depends on the AC-induced surface effect and the temperature of the winding wires.

Mechanical losses are caused by the friction of the electric motor rotor against the air, friction in the bearings and bearing seals, and the mechanical power consumed by the cooling fan. Magnetic losses, or core losses, consist of hysteresis and eddy current losses.

Magnetic losses are losses that are very difficult to determine by direct measurement or calculation. These consist of losses in the stator core due to higher harmonics, interwinding leakage current losses, higher harmonic losses in the rotor windings and other leakage currents induced by the load component of the current (Zabardast and Mokhtari, 2008).

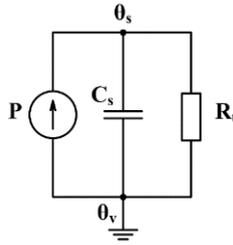
In order to characterize the heating of the stator windings of an induction motor, several methods of determining the temperature of the stator windings have been developed. Analyzing the literature on the methods of indirect determination of the temperature of the stator windings, they can be divided into:

1. determination of the temperature of the stator windings using heating networks and models;
2. determination of the temperature of the stator windings using the parameters of the induction motor.

In the thermal network method, the electric engine is divided into elements. The elements are connected together by a network of nodes and thermal resistances. This method is similar to an electrical network consisting of a current source and a resistor (Kylander, 1995).

In the case of the lumped parameter thermal model, the electric engine is viewed as one or more homogeneous bodies. Thermal resistance and thermal capacity are used to model heat exchange processes. When creating the equivalent electric circuit, the temperature of the electric motor is calculated according to the methods of electric circuit calculations.

The simplest heating model is the 1st-order heating model, when the induction motor is viewed as a homogeneous body with one thermal heat capacity C , which characterizes the thermal properties, and resistance R_t , which characterizes the heat return to the surrounding environment (see Figure 2.1). The electrical loss power of the stator windings P_z is taken as the input signal.



2.1. fig. **First-order heating model of induction motor**

A zero starting condition is chosen for the heating analysis of the induction motor. At the moment of time $t = 0$ min, the temperature of the windings of the electric motor is equal to the temperature of the environment. The equation describing the non-stationary heating process of an induction motor (Šnīders & Straume, 2008):

$$Q_a + Q_v = P_z, \quad (2.1)$$

where Q_a – accumulated heat flow, W;
 Q_v – heat flow to the environment, W;
 P_z – loss power, W.

At the beginning of the heating process, all the heat is accumulated in the induction motor, increasing its temperature. At the end of the process, a steady state of equilibrium is reached and the temperature of the electric motor is constant. The heat flow caused by the losses is released into the surrounding environment. Equations of the heating dynamics of an induction motor in an expanded form (Šnīders & Straume, 2008):

$$Q_a + Q_a = cm \frac{d\Delta\theta}{dt} + \alpha S \Delta\theta = P_z, \quad (2.2)$$

where c – specific heat capacity, $J \cdot (kg \cdot K)^{-1}$;
 $\Delta\theta$ – overtemperature, $^{\circ}C$;
 m – mass of the electric motor, kg.

Dividing both sides of the differential equation (2.3) by $\alpha \cdot S$, we obtain the electric engine heating equation in normal form (Šnīders & Straume, 2008):

$$T \frac{d\Delta\theta}{dt} + \Delta\theta = R_t \cdot P_z, \quad (2.3)$$

where $T = c \cdot m \cdot (\alpha \cdot S)^{-1}$ – heating time constant, s;

$$R_t = 1 \cdot (\alpha S)^{-1} - \text{thermal resistance, } ^\circ\text{K}\cdot\text{W}^{-1}.$$

The product $C = c \cdot m$ is the heat capacity of the induction motor. Solving the differential equation (2.4.), one obtains an exponential function that describes the heat transfer process in the electric engine (Šnidrs & Straume, 2008):

$$\Delta\theta(t) = \Delta\theta_s(1 - e^{-t/T}) = R_t \cdot P_z(1 - e^{-t/T}), \quad (2.4)$$

where $\Delta\theta_s = R_t \cdot P$ – stationary (stabilized) overtemperature, $^\circ\text{C}$.

The first-order heating model is widely used in relays to protect electric motors.

To improve the accuracy of the heating model and to be able to determine the rotor temperature, the second-order heating model of the induction motor is used. One such model is presented in the work of Hurst & Habetler (Hurst & Habetler, 1997). The model consists of stator P_s and rotor P_r loss sources, stator C_s and rotor C_r capacitances and thermal resistances R_{ts} , R_{tr} and R_{tv} . Stator P_s losses consist of stator electric and magnetic losses, and rotor P_r - of rotor magnetic losses.

Higher-order heating models are used for more accurate modeling of an induction motor's heating process (Nestler & Sattler, 1993; Champenois et al., 1994; Bousbaine et al., 1995; Boglietti et al., 2003). Nester and Sattler's work used fifth-order heating of an induction motor. In the model, the stator core, stator winding in core grooves, stator end winding, rotor winding and core temperatures are simulated separately. Heat losses – stator core magnetic losses P1, stator winding losses in core grooves P2, stator end winding losses P3, rotor losses P4.

Higher-order heating models can more accurately determine the temperatures of the electric motor and allow a better understanding of the heat flows inside the electric motor, however, the dimensions of the electric motor or data from heating experiments are used to calculate the thermal parameters. These models are significantly more complex than the first or second-order heating models, and their practical use for the protection of low-power electric motors may be economically disadvantageous.

The temperature determination of induction motors based on the parameters of the electric motors is based on the change of active resistance depending on the temperature. Therefore, the stator and rotor temperatures can be determined by knowing their active resistances. The methods of estimating the active resistance of induction motors can be divided as follows:

1. determination of resistance with a direct current signal;
2. determination of resistance with neural network models;
3. resistance determination with induction motors equivalent scheme.

A comparison of each method was made of estimating the temperature of an induction motor. The results are summarized in table 2.1.

2.1.table

Comparison of the method of estimating the temperature of induction motors

Method	Advantages	Disadvantages
First-order heating model	<ul style="list-style-type: none"> - it is necessary to measure only the current - sufficient accuracy of the detection temperature - simple 	<ul style="list-style-type: none"> -not sensitive to cooling interference of the electric motor - it is necessary to know or estimate the heating parameters of the electric motor - pre-emptive adjustment of the protection device may occur
Higher order heating model	<ul style="list-style-type: none"> - accurate temperature estimation 	<ul style="list-style-type: none"> - complex - need to know the dimensions of the electric motor and the materials of the construction - some parameters can only be estimated in heating experiments
Injecting DC signals	<ul style="list-style-type: none"> - it is not necessary to know the parameters of the electric motor - sensitive to cooling interference with the electric motor 	<ul style="list-style-type: none"> - a DC injection apparatus is required -compensation for cable resistance errors is required - causes loss and rotational pulsations -it is necessary to measure both current and voltage
Neural network	<ul style="list-style-type: none"> - it is not necessary to know the parameters of the electric motor - need to measure current and rotational frequency 	<ul style="list-style-type: none"> - need to "teach" the neural network
Electric model of electric motor	<ul style="list-style-type: none"> - sensitive to cooling interference with the electric motor - sufficient accuracy of the estimation of temperature 	<ul style="list-style-type: none"> - need to measure currents and voltages for each phase - stator resistance estimation is sensitive to errors in estimating other parameters

Some methods of determining the temperature of the stator windings of induction motors use changes in the resistance of the rotor. An induction motor's rotation frequency depends on the rotor's resistance. At a constant load, the rotor of the induction motor heats up, R_r increases, and the speed decreases. Therefore, the change in rotation frequency is determined by the heating of the electric motor. That is why, in the next chapter, experimental studies are carried out to analyse the correlation between the temperature of the stator windings and changes in the rotation frequency, as well as the application possibilities of the

measurement of the rotation frequency for the determination of the stator temperature.

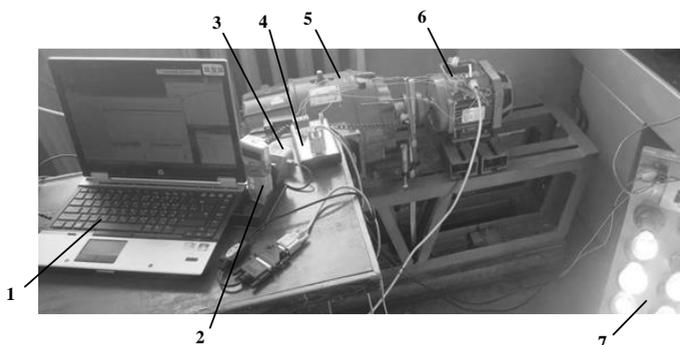
3. EXPERIMENTAL STUDIES OF HEATING OF INDUCTION MOTORS

Experimental heating studies of induction motors were carried out under the following conditions:

1. constant load mode without cooling disturbances. After the end of the transient heating process of electric motor, at the stabilized temperature, cooling disturbances were artificially created;
2. constant load mode with cooling disturbances. After the end of the transient heating process of the electric motor, the electric motor was operated without cooling disturbances;
3. heating of electric motors at the locked rotor mode;
4. operation of induction motors at different voltage values.

3.1. Experimental research methodology

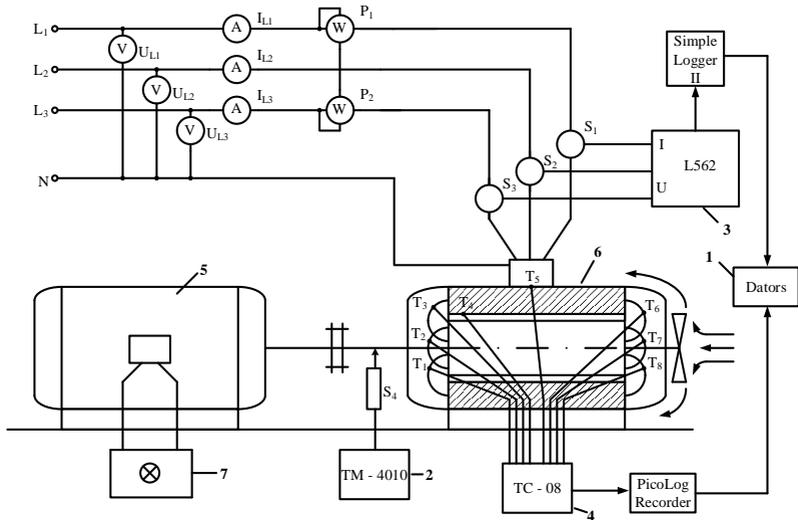
The research bench is shown in Figure 3.1 and its electrical circuit in Figure 3.2. The bench consists of an induction motor, a DC generator, a lamp rheostat, a temperature logger, a tachometer, measuring instruments for electrical parameters, a current and voltage data logger and a computer.



3.1. fig. **Induction motor heating research stand:**

- 1 - computer; 2 – Line Seiki TM – 4010 tachometer; 3 – current and voltage Simple Logger L562 logger; 4 – temperature Pico TC – 08 logger; 5 - DC generator; 6 – induction motor; 7 – lamp rheostat

ABB three-phase induction motor data – M2AA90S – 4; 220 – 240/380 – 420 V; 4.6/2.66 A; IP55; insulation class - F, m = 13 kg; P = 1.1 kW; n = 1410 min⁻¹; s = 0.06; efficiency class - IE1; cosφ = 0.81. A DC generator was used to load the induction motor – P-22Y4, 220 V, 5.9 A, P = 1 kW, n = 1500 min⁻¹. For load regulation, a lamp rheostat was connected to the generator.



3.2. fig. **Electrical circuit of the induction motor heating research stand:**

- 1 – DC generator; 2 – lamp rheostat; 3 – Line Seiki TM – 4010 tachometer; 4 – temperature Pico TC – 08 logger; 5 – asynchronous electric motor; 6 – power and voltage Simple Logger L562 logger

Load factor was used to characterize the load of electric motors:

$$k = \frac{I_s}{I_{sn}}, \quad (3.1)$$

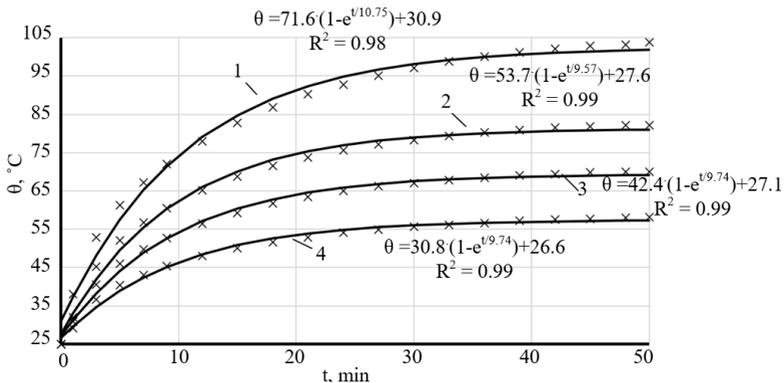
where k – load factor, calculated from current;
 I_{sn} – stator rated current, A.

The experiments were conducted at idle mode, at part load ($k = 0.76$ and 0.91), rated loads ($k = 1$), overload ($k = 1.18$) and slammed rotor mode. The low-power idling current is about 60% of the rated current, so the lower load than $k = 0.76$ can not be obtained. If the overload of the electric motor is more than 20%, then the protective equipment quickly switches off the electric motor and conduct experiments above the load $k = 1.18$ has no practical meaning.

Two methods were used to simulate cooling interference. In the first method, the fan was removed to mimic cases when the fan or their blades were damaged. In the second method, the holes in the fan cover were blocked to create a situation similar to that shown in Figure 1.2a to block the flow of cooling air. Experiments with cooling disturbances were carried out in two variants. In the first variant, the electric motor was started under normal conditions and at the stabilized temperature the cooling air flow was blocked, in the second variant – vice versa.

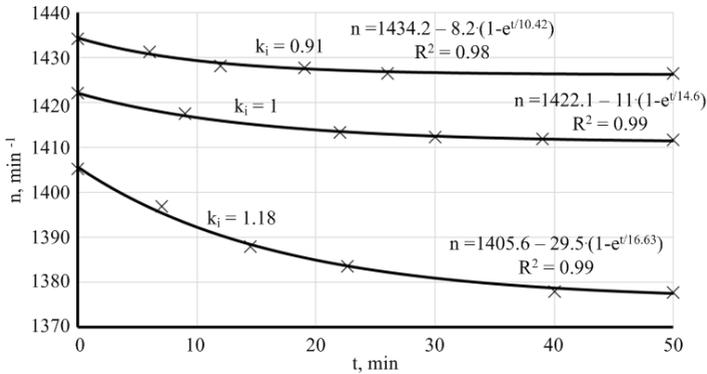
3.2. Analysis of the results of heating studies of induction motor

The results of ABB induction motor heating studies are shown in 3.3. in the picture. The stabilized temperature of the stator windings at overload $k = 1.18$ is $103\text{ }^{\circ}\text{C}$ at an ambient temperature of $25\text{ }^{\circ}\text{C}$. The stator surface temperature at nominal load $k = 1$ is $82\text{ }^{\circ}\text{C}$, at $k = 0.91 - 45\text{ }^{\circ}\text{C}$ and at $k = 0.76 - 57.5\text{ }^{\circ}\text{C}$. The temperature of the stator windings at nominal (rated) load with cooling failure is $46.5\text{ }^{\circ}\text{C}$ higher than under normal conditions. The temperature of the stator windings at 18% overload ($k = 1.18$) is $21\text{ }^{\circ}\text{C}$ higher than at nominal load. This shows that cooling disturbances of an induction motor increase the temperature of the electric motor more than small overloads (20-30%). At rated load with cooling problems, the temperature of the stator windings may increase to or exceed the permissible temperature of the winding insulation material.



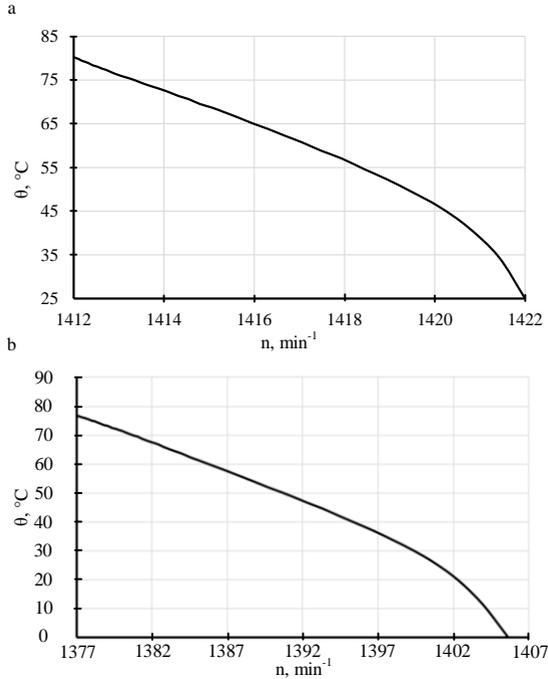
3.3. fig. Results of ABB induction motor heating experiments under various loads without cooling disturbances:

- 1 - the temperature of the stator windings under load $k = 1.18$; 2 - temperature of stator windings under load $k = 1$; 3 - the temperature of the stator windings under load $k = 0.91$; 4 - stator winding temperature under load $k = 0.76$



3.4. fig. **Rotational frequency change in ABB induction motor heating transient process**

The change in the rotation frequency of the ABB induction motor at different loads is shown in Figure 3.4. in the picture. It can be seen that the change in rotation frequency is greater as the load on the electric motor increases. As the load increases, the current in the rotor windings increases, electrical losses increase, and the temperature of the rotor windings increases. Consequently, the resistance of the rotor also increases and the frequency of rotation of the rotor decreases. The coefficient of determination $R^2 = 0.99$ at nominal load and overload proves that the change in rotation frequency occurs due to heating if there is a constant load during the operation of the electric motor. As the rotation frequency decreases, the active power of the electric motor also decreases, which is confirmed by the readings of the wattmeter. For an ABB induction motor at rated load, stator winding temperature $25\text{ }^\circ\text{C}$ and rotation frequency $1422 \pm 0.2\text{ min}^{-1}$, consumed active power $P = 1450 \pm 6\text{ W}$, but at stator winding temperature $122\text{ }^\circ\text{C}$ and rotation frequency $1401.4 \pm 0.2\text{ min}^{-1}$ it is $P = 1360 \pm 6\text{ W}$. In idle mode, the rotor current of induction motors is practically 0 A , the rotor windings do not heat up, the active resistance of the rotor does not change, and therefore the rotation frequency remains unchanged.



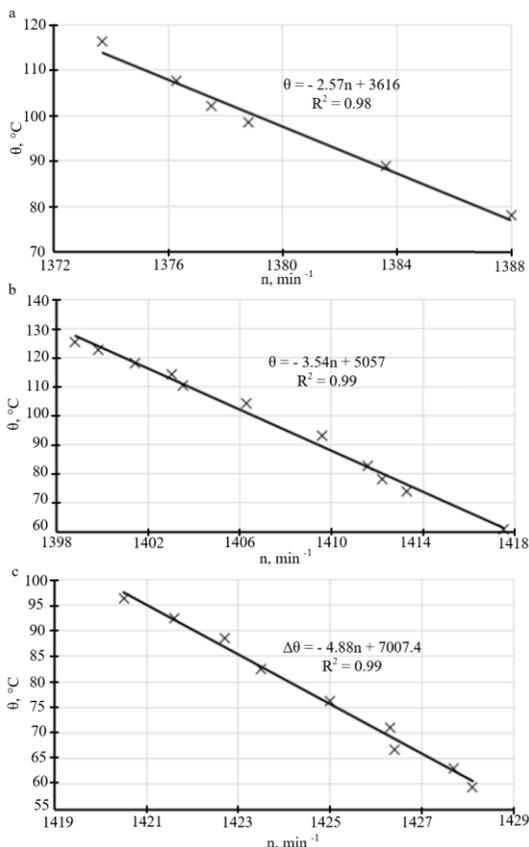
3.5. fig. Characteristic curve of the interaction between the temperature of the stator windings and the rotor rotation frequency of the ABB induction motor:

a – rated load $k = 1$; b – overload $k = 1.18$

Correlation between changes in the stator winding temperature and rotation frequency at nominal load and overload is shown in 3.5. in the picture. At the beginning of heating, the correlation between the stator winding and the change in rotation frequency is not linear because the stator winding has lower heating inertia than the rotor winding. Therefore, estimating the temperature by the rotation frequency at the beginning of the heating process may be inaccurate. After that, the change in temperature and rotation frequency of the stator windings is linear, which is also shown by the linear regression analysis for the linear section of the characteristic curve (Figure 3.5). The correlation of the linear stage between the changes in temperature and rotation frequency of the stator windings is described by a linear equation:

$$\theta = a \cdot n + \theta_0, \tag{3.2}$$

kur a – the empirical coefficient that characterizes the relationship between the temperature of the stator windings and the change in rotation frequency, $^{\circ}\text{C}\cdot\text{min}^{-1}$;
n – rotor rotation frequency, min^{-1} ;
 θ_0 – theoretical stator temperature at rotation frequency 0 min^{-1} , $^{\circ}\text{C}$.



3.6. fig. **The relationship between the temperature and rotation frequency of the stator windings of the ABB induction motor in the linear part:**
a – overload $k = 1.18$; b - rated load $k = 1$; c – at load $k = 0.91$

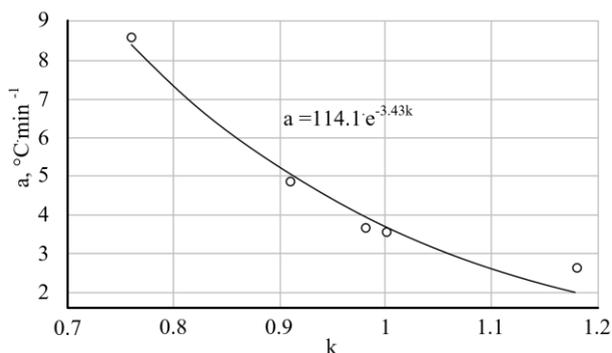
After the regression analysis of the equations at different loads, it can be seen (see Fig. 3.6) that the coefficient value depends on the load of the asynchronous electric motor. In table 3.1. the results of coefficient a at different loads are shown.

Factor a dependence on the load of the ABB induction motor

Load of the induction motor k	coefficient a, °C·min ⁻¹
0.76	8.55
0.91	4.88
0.98	3.65
1.00	3.54
1.18	2.58

By carrying out the regression analysis, an equation was obtained that describes the coefficient a's dependence on the load of the induction motor (Figure 3.7). By determining the electric motor load factor k at the start of the electric motor start-up, the empirical factor for the ABB asynchronous electric motor can be determined according to the following equation:

$$a(k) = 114.1 \cdot e^{-3.43 \cdot k}, \quad (3.3.)$$



3.7. fig. **Relationship between coefficient a and load factor of ABB induction motor**

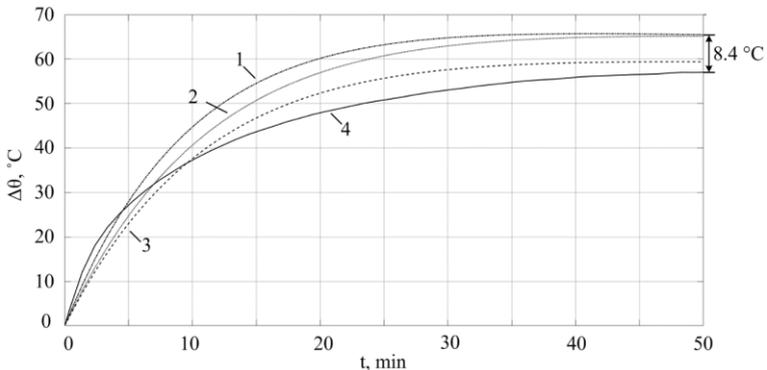
Equation's 3.3. coefficient 114.1 means the value of the coefficient a if the load will be equal to 0, which is practically impossible when the induction motor is operated. The obtained equation can be used to estimate the stator windings in the working range $k = 0.76-1.18$ and in the permissible temperature range of the stator winding insulation. The equation can also be used for induction motors with other power ratings, but for each motor with a different power rating, the coefficients will be determined experimentally.

After determining the coefficient a, the temperature change of the stator windings can be determined, taking into account the rotation frequency of the electric motor. At the beginning of the heating processes of electric motors, the

correlation between the changes in the temperature of the stator windings and the rotation frequency is not linear. Therefore, another method should be used to determine the stator windings at this stage of the heating process. The disadvantage of using the heating model is the inability to respond to changes in the cooling conditions of the electric motor. But it was concluded that cooling at the beginning of the heating process of induction motors practically does not affect the heating of the stator windings, so the heating model can be used to determine the temperature of the stator windings of electric motors at the beginning of the process.

4. MODELING OF HEATING OF STATOR WINDINGS OF INDUCTION MOTORS

The simulation results show that the results of the first-order heating model differ from the experimental results. In practice, the time constant is often determined by the graphanalytical method (Figure 4.1, curve 1), and in this case, the temperature difference between the experimental and simulation results is 8.4 °C. Therefore, the simulation results confirm that using the first-order heating model to protect induction motors in cases of overload can prematurely disconnect the electric motor from the power grid without the electric motor reaching the permissible temperature of the insulation class.



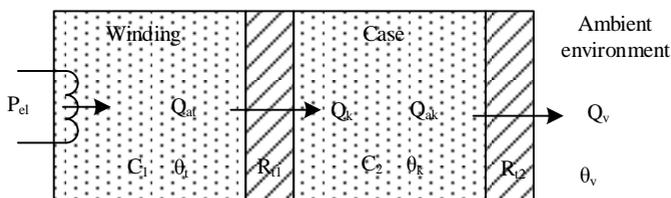
4.1. fig. **Simulation results of the heating of the stator windings using first-order heating model at different values of T and R_t :**

- 1 – $T = 8.27$ min un $R_t = 1.11$ °C·W⁻¹; 2 – $T = 9.65$ min and $R_t = 1.11$ °C·W⁻¹;
- 3 – $T = 9.57$ min and $R_t = 1.02$ °C·W⁻¹; 4 – experimental results

4.1. Development of the second-order heating model and modelling of induction motor heating

In this work, the second-order heating model of low-power induction motors is examined a set of two bodies - the stator winding and the case (see figure 4.2. image). The following simplifications have been used:

1. the magnetic losses in the stator core in low-power electric motors are negligible, so only the electrical losses of the stator winding will be taken into account;
2. all the heat from the stator windings enters the stator core and casing;
3. The electric motor's thermal resistance R_t and heat capacity C are constant values.



4.2. fig. Heat flow of the second-order heating model of induction motor

Such second-order heating model is described by the following differential equation:

$$\frac{d^2\theta_t}{dt^2} + \frac{1}{T_1} \cdot \frac{d\theta_t}{dt} - \frac{\theta_t \cdot R_{t2}}{R_{t1} \cdot T_1 \cdot T_2} = \frac{P_{el} \cdot R_{t1}}{T_1} - \frac{\theta_k \cdot R_{t2}}{R_{t1} \cdot T_1 \cdot T_2} - \frac{\theta_k}{T_1 \cdot T_2}, \quad (4.1)$$

where R_{t1} – thermal resistance of the stator windings, $^{\circ}\text{C} \cdot \text{W}^{-1}$;

θ_k – case temperature, $^{\circ}\text{C}$;

θ_t – stator winding temperature, $^{\circ}\text{C}$;

R_{t2} – case thermal resistance, $^{\circ}\text{C} \cdot \text{W}^{-1}$;

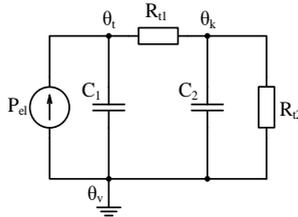
$T_1 = R_{t1} \cdot C_1$ – time constant of stator windings, s;

$T_2 = R_{t2} \cdot C_2$ – time constant of case, s.

A three-phase induction motor consists of three identical windings so one winding will be considered below for heating analysis. The equivalent electrical circuit of the second-order heating model is shown in figure 4.3. The thermal resistances during the stationary heating process of the electric motor can be calculated:

$$R_{t1} = \frac{\theta_t - \theta_k}{P_{el}} = \frac{\Delta\theta_t - \Delta\theta_k}{P_{el}}, \quad (4.2)$$

$$R_{t2} = \frac{\theta_k - \theta_v}{P_{el}} = \frac{\Delta\theta_k}{P_{el}}, \quad (4.3)$$



4.3. fig. **Equivalent electrical network of second-order heating model of induction motor**

At rated load, the stabilized temperature of the stator winding of the ABB induction motor $\theta_{ts} = 83.2 \text{ }^\circ\text{C}$ and overtemperature $(\theta_{ts} - \theta_v) \Delta\theta_{ts} = 58.2 \text{ }^\circ\text{C}$, the stabilized overtemperature of the casing $\Delta\theta_{ks} = 31.6 \text{ }^\circ\text{C}$, stator current $I = 2.5 \text{ A}$, stator winding resistance $R_s = 7.2 \text{ } \Omega$ at $\theta_o = 25 \text{ }^\circ\text{C}$. From the experimental data, the values of electrical losses and thermal resistance have been calculated.

4.1.table

Calculation results of electrical losses P_{el} and thermal resistances at different loads

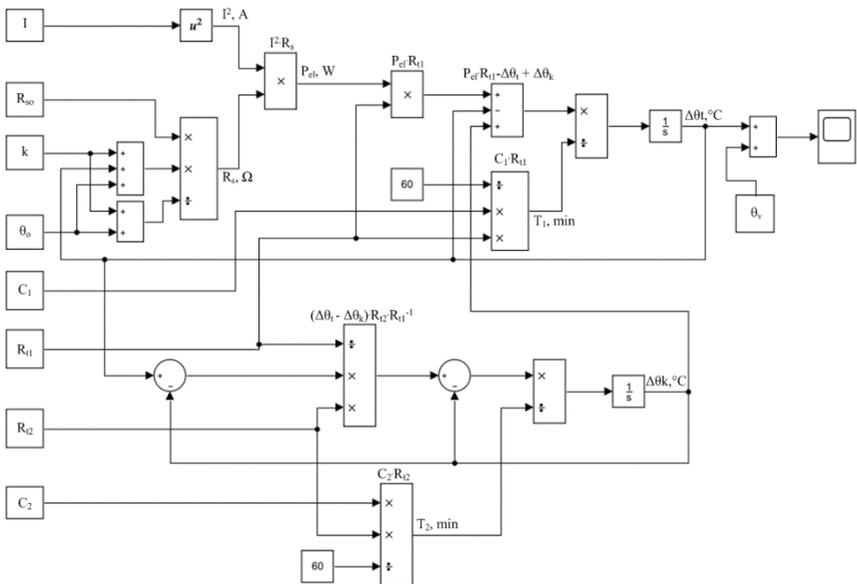
Load factor, k	Electrical losses $P_{el}, \text{ W}$	Thermal resistance of stator windings $R_{t1},$ $^\circ\text{C}\cdot\text{W}^{-1}$	Thermal resistance of motor case $R_{t2}, \text{ }^\circ\text{C}\cdot\text{W}^{-1}$
k = 0.76	29.2	0.49	0.67
k = 0.91	41.0	0.51	0.59
k = 1.00	52.8	0.50	0.60
k = 1.18	76.4	0.50	0.58

Calculations show (Table 4.1) that the average thermal resistance of the stator is $R_{t1} = 0.5 \text{ }^\circ\text{C}\cdot\text{W}^{-1}$, and case – $R_{t2} = 0.61 \text{ }^\circ\text{C}\cdot\text{W}^{-1}$. Next, the calculated values of R_{t1} and R_{t2} at the rated load will be used to determine the heat capacity and simulate heating processes. During the simulation, it was determined that $R_{t1} = 0.45 \text{ }^\circ\text{C}\cdot\text{W}^{-1}$ and $C_1 = 300 \text{ J}\cdot^\circ\text{C}^{-1}$.

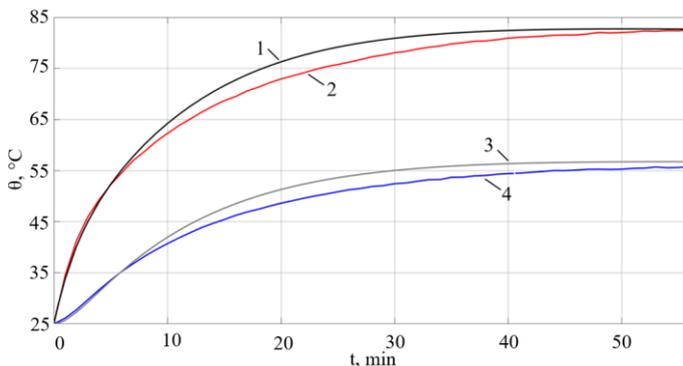
The procedure for calculating the casing's thermal resistance and heat capacity is similar to the stator windings' calculation of R_{t1} and C_1 . After creating the virtual model in the Matlab Simulink environment, the calculated parameters of the body are $R_{t2} = 0.55 \text{ }^\circ\text{C}\cdot\text{W}^{-1}$ and $C_2 = 800 \text{ J}\cdot^\circ\text{C}^{-1}$.

After determining R_{t1} , R_{t2} , C_1 , and C_2 , a virtual model of the described second-order heating model was created in the Matlab Simulink environment (Figure 4.5).

The heating simulation results of the ABB asynchronous electric motor at nominal load (Figure 4.6) show that the proposed second-order heating model provides good accuracy between the simulation and experimental results. The simulation temperature of the stator windings at the beginning and end of the heating process is practically the same as the experimental results (the difference is less than 1 °C), but in the middle of the heating process, the largest difference is 3.4 °C (Figure 4.10). The difference between the body temperature simulation and experiment results is around 3 °C in the middle of the heating process and 1 °C at the end.



4.5. fig. **Virtual model of the second-order heating model of ABB induction motor in Matlab Simulink**

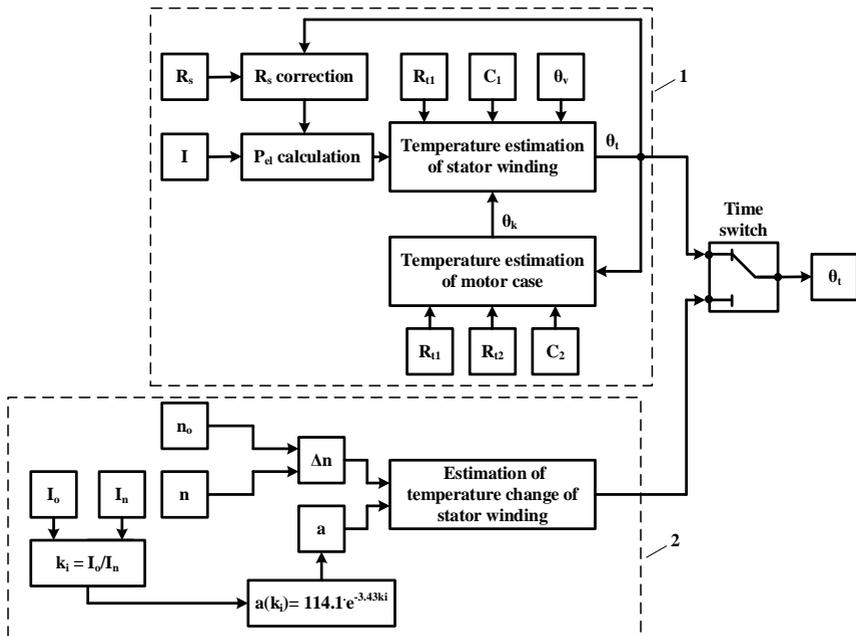


4.6. fig. **Simulation results of ABB induction motor heating model at rated load:**

1 – simulation results of the temperature of the stator windings; 2 – the results of the stator winding temperature experiment; 3 – results of body temperature simulation; 4 – results of the body temperature

4.2. Estimating the stator winding temperature of induction motor by heating model and rotation frequency

Estimating the temperature of the stator windings of induction motors using the heating model and rotation frequency takes place in two stages. In the first stage, the temperature of the stator windings is estimated according to the heating model. The input parameters for calculating power losses are the RMS of the stator current I , measured during the motor's operation, and the active resistance R_s of the stator winding at a temperature of 25 °C (Figure 4.7). The stator resistance is corrected depending on the temperature of the stator winding. The input parameters for calculating the temperature θ_t of the stator windings are the thermal resistance of the stator R_{t1} , the heat capacity of the stator windings C_1 , the ambient temperature θ_v , and the body temperature θ_k . To calculate the body temperature θ_k – stator thermal resistance R_{t1} , body thermal resistance R_{t2} , body heat capacity C_2 , and stator winding temperature θ_t .



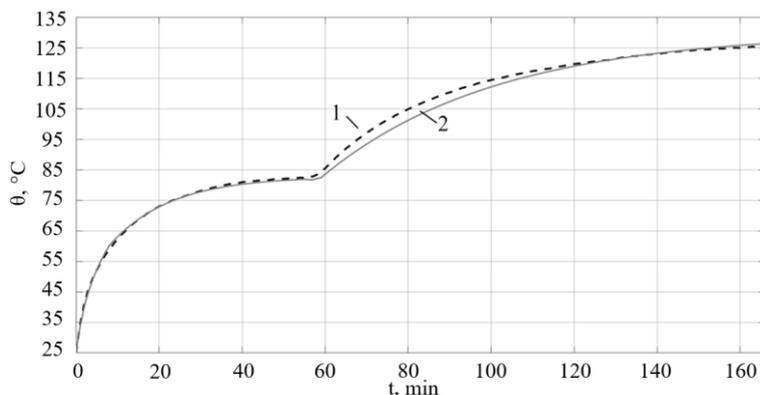
4.7. fig. **Block diagram for estimating the temperature of the stator windings of induction motor by the heating model and rotation frequency:**
 1 – heating model flowchart; 2 – stator winding temperature change calculation flowchart by rotational frequency change

In the second stage, after a specific time, the temperature change of the stator windings is calculated by the rotation frequency change. It is added to the value of the temperature of the stator windings calculated in the first stage. For the considered 1.1 kW ABB induction motor, this time is 8 minutes, and it was determined from heating experiments of the electric motor at different cooling conditions and corrected during the simulation.

4.3. Modelling the stator winding temperature of induction motor by heating model and rotation frequency

The heating process of the stator windings of the 1.1 kW ABB induction motor was simulated using the previously described method in the Matlab Simulink environment and compared with the experimental results at the following loads and cooling conditions – at rated load $k = 1$ without cooling disturbances, the maximum difference between the simulation results of the temperature of the stator windings and the experimental results is 1.5 °C (see

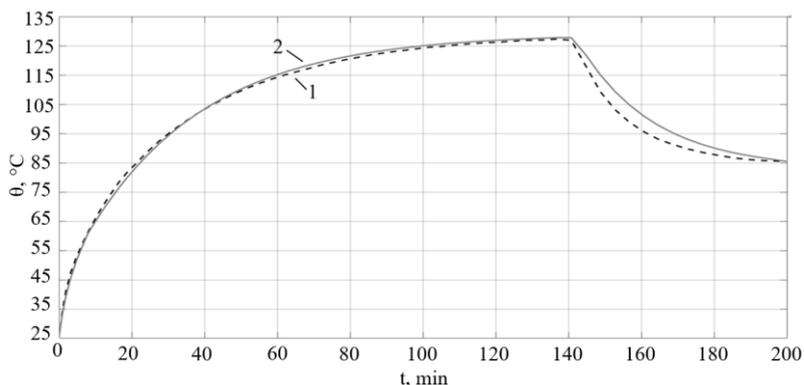
Figure 4.8). After reaching the stationary temperature without cooling disturbances and blocking the air ventilation of the electric motor, the difference between the simulation and experimental results at the beginning of the heating transition process increases, reaching 4 °C. At the end of the electric engine heating transition, the difference between the simulation and experimental results decreases to 1 °C. Such a differential change after the occurrence of a cooling disturbance is caused by the difference in heating inertia between the rotor and the stator.



4.8. fig. **Simulation of the stator temperature of induction motor according to the heating model and rotation frequency at rated load:**

1 – results of the stator winding temperature experiment; 2 – results of stator winding temperature simulation

At load $k = 0.98$ and cooling disturbance (see Fig. 4.9), from the beginning of the heating process to the end of the heating transition process, the simulation error does not exceed 2 °C. After 140 min, reaching the stationary temperature, the cooling of the electric motor was restored, and the motor's temperature started to decrease. Also, in this situation, there is an error due to the larger heating inertia of the rotor. The maximum value of the error is almost 7 °C, 10 minutes after the change in cooling conditions. The error then decreases to 1 °C at the end of the transient heating process.



4.9. fig. **Simulation of the stator temperature of induction motor according to the heating model and rotation frequency at load $k = 0.98$:**

1 – results of the stator winding temperature experiment; 2 – results of stator winding temperature simulation

In general, at rated and lower loads, the temperature simulation results of the stator windings of the induction motor have good accuracy, and the simulation error does not exceed $2.5\text{ }^{\circ}\text{C}$. As the cooling conditions change, a larger simulation error occurs due to the larger heating inertia of the rotor, reaching up to $7\text{ }^{\circ}\text{C}$. The transition process of electric engine heating at nominal load lasts long enough for this error to decrease to $1\text{-}2\text{ }^{\circ}\text{C}$. Therefore, sudden cooling disturbances can cause relatively large errors. However, when the stationary heating process is reached (perhaps also the critical winding insulation temperature for B insulation class), this error decreases and is within $1\text{-}2\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Therefore, the simulation results confirm the proposed hypothesis that the temperature of the stator windings of induction motors can be estimated by the measurements of the rotation frequency of the electric motor for a drive with a constant load. With the help of an algorithm, this determines the temperature changes of the stator windings after the rotation frequency changes.

5. ECONOMIC ASSESSMENT OF IMPLEMENTATION OF STATOR WINDING TEMPERATURE ESTIMATION METHOD

5.1. Calculation of the reliability of induction motor

The following quantitative reliability parameters of the exponential distribution law and its analytical expression (Schniders, 1998) have been used to analyse the reliability of induction motors:

$$T_v = \int_0^{\infty} P(t) \cdot dt = \int_0^{\infty} e^{-\lambda_e t} \cdot dt = \frac{1}{\lambda_e}, \quad (5.1)$$

where λ_e – failure intensity of motor, h^{-1} ;
 t – time, h;
 $P(t)$ – probability of failure-free operation;
 T_v – average time of failure-free operation, h.

In the studies of the reliability statistics of induction motors, a functional relationship was obtained that links the failure intensity of electric motor with the main operation factors - the temperature of the stator windings, the switching frequency, and the speed of vibrations (Котеленец Н.Ф., Kuznetsov H.JI, 1988):

$$\lambda_{vid} = \exp - (K + 0.135 \cdot \theta - 6.4 \cdot 10^{-4} \theta^2 - 1 \cdot 10^{-3} f_e - 2.47 \cdot 10^{-5} f_e \cdot \theta - 3.3 \cdot 10^{-7} v \cdot \theta^2 - 8.1 \cdot 10^{-4} v^2), \quad (5.2)$$

where K – coefficient characterizing the level of reliability achieved during the design and manufacturing stage of the electric motor (for the latest electric motors of Western European companies, $K = 7 \pm 0.2$);
 λ_{vid} – average failure intensity of electric motors, h^{-1} ;
 f_e – switching frequency, h^{-1} ;
 v – vibration speed, $mm \cdot s^{-1}$.

Taking into account load and environmental factors, the actual failure intensity of electric motors is calculated by the equation (Котеленец Н.Ф., Кузнецов H.JI, 1988):

$$\lambda_e = K_v \cdot \alpha_k \cdot \lambda_{vid}, \quad (5.6)$$

where λ_e – actual failure intensity of electric motors, h^{-1} ;
 K_v – environmental impact correction factor;

α_k – correction factor according to the load factor of the electric motor.

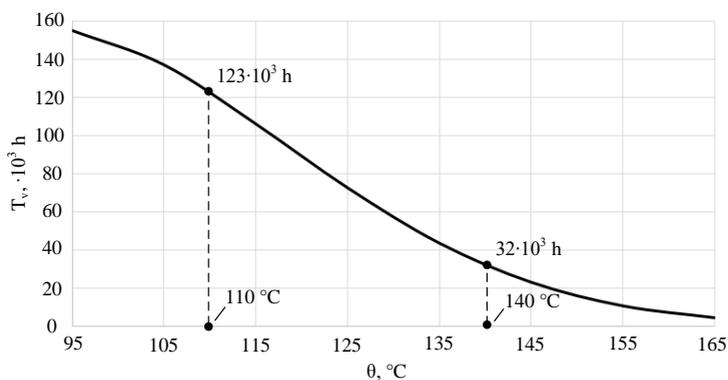
Calculations of reliability parameters have been made for two situations - the existing situation, when periodic maintenance and cleaning of electric motors are not performed, and the situation when a temperature detection solution will be used. The average failure intensity, the actual failure intensity, and the average time to failure of the fan asynchronous electric motors at nominal load ($\alpha = 1$) and environmental impact correction factor $K_v = 10$ (a lot of dust, aggressive gases, moisture) are shown in table 5.1.

5.1. table

Results of calculations of reliability parameters

Parameters	For an existing situation	Situation with the temperature estimation device
tinumu temperatūra θ , °C	155	125
Frequency of switching f_c , h ⁻¹	2	2
vibration speed v , mm·s ⁻¹	5	5
Failure intensity λ , 10 ⁻⁶ h ⁻¹	31.1	8.1
average time of failure-free operation, T_v 10 ³ h	32	123

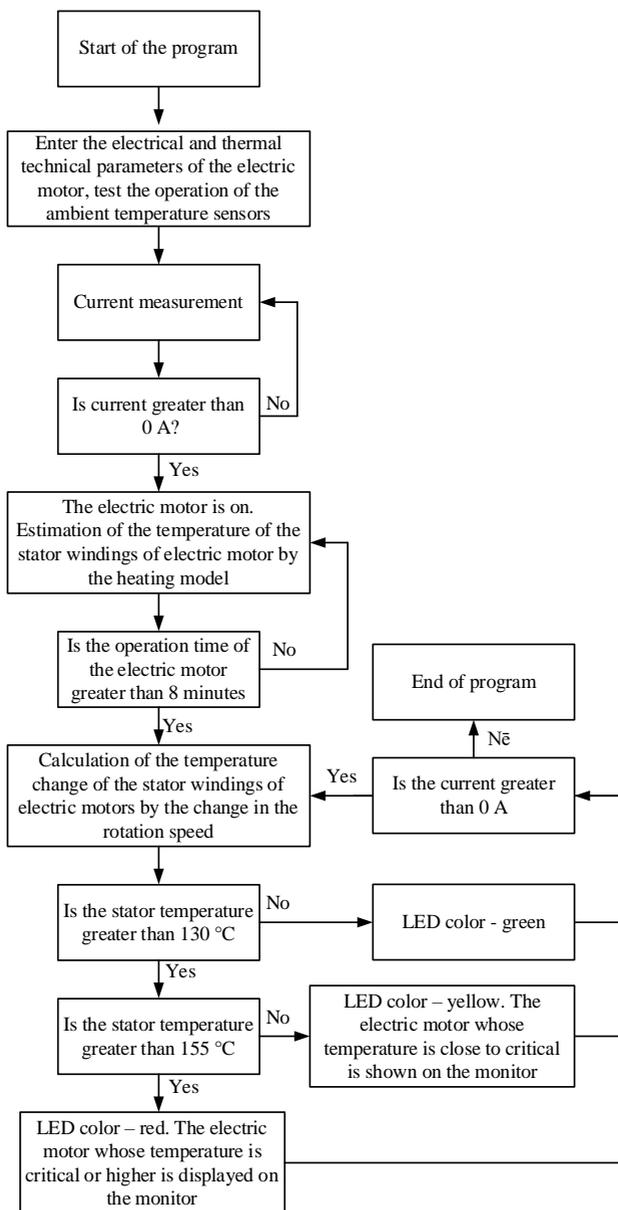
Calculations show that the stator temperature has a significant influence on the reliability of the fan's induction motors. At the actual stator temperature of 140 °C, the failure-free operation time is 32108 h or 3.67 years for the "Bioclimat" fan group. If the actual temperature of the stator is 110 °C, then the operating time until failure is 3.8 times higher – 14 years (see Fig. 5.1).



5.1. fig. Average time of failure-free operation of ABB 1.1 kW induction motors depending on the temperature of the stator windings

5.2. Induction motor stator winding temperature estimation algorithm

The design of the stator temperature measurement algorithm is shown in Figure 5.2. When the equipment is switched on, the program is launched and the first step is to enter/check all the necessary parameters – the rated current of the electric motor, the thermal parameters for the heat model, the temperature of the surrounding environment, and the temperature limits of the stator. The temperature of the surrounding environment can be entered if it is constant, but it would be more accurate to measure the ambient temperature under changing environmental conditions. If all parameters are entered, then the current will be measured electric motor is started. After that, for 8 minutes, the temperature of the stator windings is determined by the heating pattern, and after it, the result of the simulation is saved. Next, a temperature change is added to the simulation result, which is calculated after the change in rotational speed. The next step is to compare the temperature with the set temperature limits. If the result is lower than 130 °C, the LED (light-emitting diode) shall be illuminated with green color, if more than 130 °C – the LED shall be illuminated with yellow and, if greater than 155 °C – red.



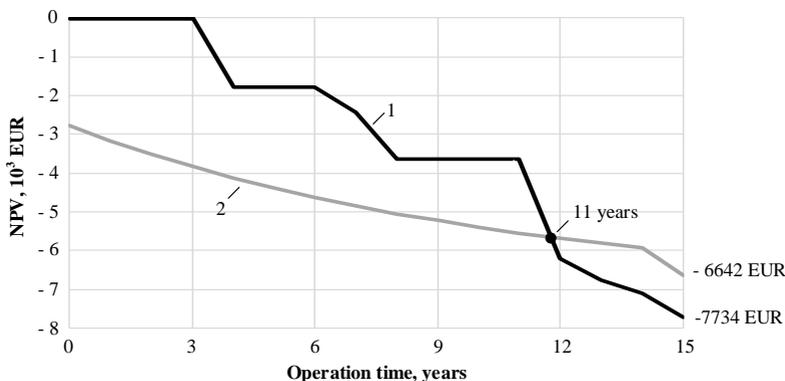
5.2. fig. Algorithm for estimation of temperature of stator windings of induction motors

5.3. Economic evaluation of device for estimation temperature of stator windings of induction motors

NPV (Net Present Value) has been used for the economic analysis of the current situation and the implementation of the stator winding temperature detection equipment. NPV method equation (Žižlavský, 2014):

$$NPV = E_o + \sum \frac{E_i}{(1+r)^i}, \quad (5.7)$$

- kur
- E_o – initial investments, EUR;
 - E_i – cash flow in i – year, EUR;
 - r – discount rate, 0.05 – 0.15.



5.3. fig. NPV dynamics of fan induction motors operation in chicken coops over 15 years:

- 1 – operation of electric motors in existing conditions; 2 - operation of electric motors with a device for estimating temperature of stator windings

Operating costs and NPV cash flow calculations of induction motors for both situations in 15 years are shown in Figure 5.3. When introducing the device for estimating the temperature of the stator windings of 45 induction motors, the payback period is 11 years, on the condition that the device is introduced at the beginning of the operation of the electric motors. In the option of implementing the equipment, the NPV is 6642 EUR, 1092 EUR less than compared to the current situation. Reliability analysis of induction motors and NPV calculations confirm that, by introducing a device in chicken houses for estimating the temperature of the stator winding of the fan induction motors, it is possible to reduce the operating costs of the electric motors during their span life.

CONCLUSIONS

1. Experimental studies show that cooling disturbances affect the heating of induction motors more than small overloads of electric motors. For example, the experimental results of heating an ABB induction motor with a power of 1.1 kW show that at an overload $k = 1.18$ the temperature of the stator windings is $103\text{ }^{\circ}\text{C}$, $21\text{ }^{\circ}\text{C}$ higher than at the nominal load. The temperature of the stator windings at load $k = 0.98$ and with cooling disturbances is $131.5\text{ }^{\circ}\text{C}$.
2. Results of experimental studies of the heating of the induction motor show a correlation between the temperature of the stator windings and changes in the rotation frequency. In the permissible temperature range of the stator winding insulation, this correlation is linear, and the relationship between the temperature of the stator windings and the rotation frequency is described by the empirical equation $\theta = a(k) \cdot n + \theta_0$, where a is the empirical coefficient that describes the temperature change of the stator windings as the rotation frequency changes.
3. For a more accurate estimation of the temperature of the stator windings of the induction motor in the entire working range of the electric motor, the model has been improved by combining the empirical equation with the developed second-order heating model of the induction motor.
4. The empirical coefficient a depends on the load of the electric motor. An exponential equation describes it. For example, for ABB 1.1 kW electric motors, this equation is $a(k) = 114.1 \cdot e^{-3.34 \cdot k}$. With this equation, it is possible to estimate the temperature change of the stator windings by measuring the rotation frequency change at different loads of the induction motor.
5. The proposed hypothesis is confirmed that by remote measurement of the rotation frequency of the electric motor rotor according to a specific algorithm, it is possible to protect the electric motor stator winding from overheating.
6. The simulation results of the temperature of the stator windings using the improved model show that at rated and lower loads, the simulation results have good accuracy, and the simulation error does not exceed $2.5\text{ }^{\circ}\text{C}$ to $7\text{ }^{\circ}\text{C}$.
7. With the developed model for determining the temperature of the stator windings of induction motors, it is possible to protect low-power induction motors from overheating of the stator windings. In the event of various motor cooling failures, against which circuit breakers cannot provide protection, the use of temperature sensors is not economically beneficial.
8. By applying the proposed model for estimating the temperature of the stator windings of induction motors, it is possible to effectively plan the maintenance of the electric motor and significantly extend the span life of the electric motor. For example, the reliability simulation of the 1.1 kW ABB induction motor shows that at a stator temperature of $110\text{ }^{\circ}\text{C}$, the failure-free operation time is 3.8 times higher than when the stator temperature is $140\text{ }^{\circ}\text{C}$, which corresponds to the operating conditions with cooling disturbances.

9. The cost of implementing the solution for estimating the temperature of the stator windings of an induction motor, which works according to the developed algorithm, is 2780 EUR. The NPV analysis shows that the payback time of the implementation of the given solution is 11 years, compared to the existing situation, where the overheating protection of the stator windings in case of cooling disturbances is not provided. Based on the fact that the span life of an electric motor can be 20 years or more, then the introduction of a device for estimating the temperature of the stator windings can be an economically justified solution for the protection of induction motors from overheating of the stator windings.

LITERATŪRAS AVOTI / REFERENCES

1. Albrecht, P. F., Appiarius, J. C., Cornell, E. P., Houghtaling, D. W., Mccoy, R. M., & Owen, E. L. (1987). Assessment of the Reliability of Motors in Utility Applications. 3, 396–406.
2. Albrecht, P. F., Appiarius, J. C., McCoy, R. M., Owen, E. L., & Sharma, D. K. (1986). Assessment of the reliability of motors in utility applications — updated. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, EC-1(1), 39–46. <https://doi.org/10.1109/TEC.1986.4765668>
3. Bertoldi P, Diluiso F, & Castellazzi L. (2018). Energy Consumption and Energy Efficiency Trends in the EU-28 2000-2015. European Commission, JRC Science for Policy Report. <https://doi.org/10.2760/6684>
4. Boglietti, A., Cavagnino, A., Lazzari, M., & Pastorelli, M. (2003). A simplified thermal model for variable speed self cooled industrial induction motor. *Conference Record - IAS Annual Meeting (IEEE Industry Applications Society)*, 2(4), 723–730. <https://doi.org/10.1109/ias.2002.1042640>
5. Bousbaine, A. M. W. F. L. (1995). In-situ determination of thermal coefficients for electrical machines. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 10(3), 385–391.
6. Champenois, G., Roye, D., & Zhu, D. S. (1994). Electrical and thermal performance predictions in inverter-fed squirrel-cage induction motor drives. *Electric Machines and Power Systems*, 22(3), 355–369. <https://doi.org/10.1080/07313569408955572>
7. De Almeida, A. T., Ferreira, F. J. T. E., Fong, J., & Fonseca, P. (2008). EUP Lot 11 Motors. In *Practice*, February, 137. http://www.eup-network.de/fileadmin/user_upload/Produktgruppen/Lots/Final_Documents/Lot11_Motors_FinalReport.pdf
8. Dessoude, M., Capolino, Gérard-André & Du, B. (1994). A fast algorithm for PC-based motor monitoring system.
9. Gedzurs, A. (2016). Operation reliability of induction motors at egg processing plant ‘Balticovo.’ *Agronomy Research*, 14, 1161–1168.
10. Grubic, S., Aller, J. M., Lu, B., & Habetler, T. G. (2008). A survey on testing and monitoring methods for stator insulation systems of low-voltage induction machines focusing on turn insulation problems. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 55(12), 4127–4136. <https://doi.org/10.1109/TIE.2008.2004665>
11. Harmon, J. D. (2009). *Livestock Industry Facilities and Environment : Choosing Fans for Livestock and Poultry Ventilation and Poultry Ventilation. Agriculture and Environment Extension Publications*, 40.
12. Hurst, K. D., & Habetler, T. G. (1997). Thermal monitoring and parameter tuning scheme for induction machines. *Conference Record - IAS Annual*

- Meeting (IEEE Industry Applications Society), 1, 136–142. <https://doi.org/10.1109/ias.1997.643019>
13. Justs, E. (2016). Asinhrono elektrodzinēju diagnostikas risinājumi uzņēmumā SIA “ELEKTRO”, LLU.
 14. Kylander, G. (1995). Thermal modelling of small cage induction motors (Issue 265). <http://publications.lib.chalmers.se/records/fulltext/1335/1335.pdf>
 15. Kubota, H., Matsuse, K., & Nakano, T. (1993). DSP-Based Speed Adaptive Flux Observer of Induction Motor. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 29(2), 344–348. <https://doi.org/10.1109/28.216542>
 16. Nestler, H., & Nestler, H. (1993). On-line-estimation of temperatures in electrical machines by an observer. *Electric Machines and Power Systems*, 21(1), 39–50. <https://doi.org/10.1080/07313569308909633>
 17. Patel, M.R. (2021) *Shipboard Electrical Power Systems*, 2nd Edition. CRC Press
 18. S. Karmakar, S. Chattopadhyay, M. Mitra, S. S. (2016). *Induction motor fault diagnosis*. Power Systems, Springer. Springer.
 19. Šnīders, A. (1998). *Automātikas ierīču un sistēmu drošums. Teorētiskie pamati un aprēķinu metodika: Mācību līdzeklis maģistrantiem*. Jelgava: LLU, 1998. 80.
 20. Šnīders, A.; Straume I. (2008). *Automātiskā elektriskā piedziņa*, LLU, 164.
 21. Thorsen, O. V., & Dalva, M. (1995). A Survey of Faults on Induction Motors in Offshore Oil Industry, Petrochemical Industry, Gas Terminals, and Oil Refineries. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 31(5), 1186–1196. <https://doi.org/10.1109/28.464536>
 22. Venkataraman, B., Godsey, B., Premerlani, W., Shulman, E., Thakur, M., & Midence, R. (2005). Fundamentals of a motor thermal model and its applications in motor protection. *IEEE Conference Record of Annual Pulp and Paper Industry Technical Conference*, 11–27. <https://doi.org/10.1109/papcon.2005.1502046>
 23. Zabardast, A., & Mokhtari, H. (2008). Effect of high-efficient electric motors on efficiency improvement and electric energy saving. *3rd International Conference on Deregulation and Restructuring and Power Technologies, DRPT 2008*, April, 533–538. <https://doi.org/10.1109/DRPT.2008.4523464>
 24. Zhang, P., & Habetler, T. G. (2016). DC signal injection-based thermal protection for stator winding of AC machines. *Chinese Journal of Electrical Engineering*, 2(2), 43 – 51.
 25. Žižlavský, O. (2014). Net Present Value Approach: Method for Economic Assessment of Innovation Projects. *Procedia - Social and Behavioral Sciences*, 156 (November 2014), 506–512. <https://doi.org/10.1016/j.sbspro.2014.11.230>

26. Котеленец Н.Ф., Кузнецов Н.Л., (1988). Испытания и надежность электрических машин. Высшая школа, 231.
27. Хомутов, С. (2010). Система повышения надежности электродвигателей в сельском хозяйстве на основе комплексной диагностики и эффективной технологии восстановления изоляции. Алтайский государственный технический университет им. И.И. Ползунова.
28. Шипалов, В. (2009). Эксплуатационная эффективность электропривода вентиляторов в птичниках с индукционным регулятором напряжения. Кубанский государственный аграрный университет

